

Sous le Haut Patronage de Sa Majesté le Roi Mohammed VI



11^{ème} Congrès de Mécanique

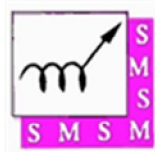
du 23 au 26 Avril 2013 à Agadir

Volume I: Mécanique des Solides

Manifestation réalisée avec le concours du Ministère de l'Enseignement Supérieur,
de la Recherche Scientifique et de la Formation des Cadres et du CNRST



Sous le Haut Patronage de Sa Majesté le Roi Mohammed VI



Volume I: **Mécanique des Solides**

11^{ème} **C**ongrès de **M**écanique
Agadir 23-26 avril 2013

«Manifestation réalisée avec le concours du Ministère de l'Enseignement Supérieur, de la Recherche Scientifique et de la Formation des Cadres et du CNRST»

Comité d'Honneur

Lahcen DAOUDI	Ministre de l'Enseignement Supérieur de la Recherche Scientifique et de la Formation des Cadres
Omar FASSI-FEHRI	Secrétaire Perpétuel, Académie Hassan II des Sciences et Techniques
Mohamed EL YAZID ZELLOU	Wali de la Région Souss Massa Draâ et Gouverneur de la Préfecture Agadir Ida Outanane
Omar HALLI	Président, Université Ibn Zohr Agadir
M'hamed EL OUALTITI	Président de l'Agrotech Souss Massa Draâ
Driss ABOUTAJEDDINE	Directeur, Centre National pour la Recherche Scientifique et Technique
Jaafar KHALID NACIRI	Ex-Président SMSM, Président, Université Hassan II Ain Chock Casablanca
Noureddine DAMIL	Ex-Président SMSM, Vice-président, Université Hassan II Mohammadia

Comité d'Organisation

Présidents: ANISS Saïd, UH2C - Casablanca	
BENDOU Abdelaziz, UIZ - Agadir	
AZIM A.	FS - EL JADIDA
AZRAR L.	FST TANGER
BARBACHI M.	ENSA AGADIR
CHAOUFI J.	FS - AGADIR
ELHAD K.	ISEM, CASABLANCA
FATMAOUI H.	FS - AGADIR
ELHAMDANI S.	ENSA AGADIR
ELMINOR H.	ENSA AGADIR
HILALI E.	ENSA AGADIR
LEKHDER A.	ERN CASABLANCA
MASLOUHI A.	FS KENITRA
MORDANE S.	FS BEN M'SIK CASABLANCA
OUSSOUADDI O	EST MEKNES
RAHMOUNE M.	EST MEKNES
ZENASNI M.	ENSA OUJDA
ZRIKEM Z.	FS SEMLALIA- MARRAKECH

Comité Scientifique

PRÉSIDENTS : HILALI El Moukhtar, ENSA – AGADIR	
AGOUZOUL Mohamed, EMI – RABAT	
ABBADI M.	ENSA Oujda, Maroc
ABDELBAKI A.	FS Marrakech, Maroc
AGOUZOUL M.	EMI Rabat, Maroc
ANISS S.	FS Ain Chok Casablanca, Maroc
ASBIK M.	FS Meknès, Maroc
ATTALA N.	Univ. Sherbrooke, Québec, Canada
AZARI Z.	Université de Metz, France
AZIM A.	FS El Jadida, Maroc
AZRAR L.	FST Tanger, Maroc
BARBACHI M.	ENSA, Agadir, Maroc
BEJI H.	Univ. Picardie Amiens, France
BELHAQ M.	FS Ain Chok Casablanca, Maroc
BENDOU A.	UIZ Agadir
BENSALAH M.	FS Rabat, Maroc
BOU-ALI M.	Univ. de Mondragon, Espagne
BOUIRDEN L.	FS Agadir, Maroc
BOUKHAROUBA T.	Fac. GMGP Alger, Algérie
CHAGDALI M.	FS Ben M'Sik Casablanca, Maroc
CHEDDADI A.	EMI Rabat, Maroc
CHAOUFI J.	FS Agadir, Maroc
DAMIL N.	FS Ben M'Sik Casablanca, Maroc
DAYA E.	LEM3, Université de Lorraine, Metz, France
DEBONGNIE J.F	Univ. liège, ASMA, Liège, Belgique
DRAOUI A.	FST Tanger, Marco
ECHAABI J.	ENSEM Casablanca, Maroc
ELBAKKALI L.	FS Tétouan, Maroc

ELGANAOUI M.	Université de Limoges
ELGHARAD A.	ENSET UM5S Rabat
ELHAMDANI S.	ENSA, Agadir, Maroc
ELHAMI A.	INSA Rouen, France
ELHAMMOUTI M.	FP Nador, Maroc
ELMINOR H.	ENSA, Agadir, Maroc
ERCHIQUI F.	UQAT, Québec, Canada
FATMAOUI H.	FS AGADIR
HADDAR M.	ENIS, Sfax, Tunisie
HAMADICHE M.	École Centrale de Lyon, France
HAMDOUNI A.	LEPTAB. Univ., la Rochelle, France
HARIRI S.	École des Mines, Douai, France
HASNAOUI M.	FS Semlalia Marrakech, Maroc
HIHI A.	FS Rabat, Maroc
HILALI E.	ENSA, Agadir, Maroc
IMAD A.	Polytech'Lille, France
KARAMA M.	ENI, Tarbes, France
KOURTA A.	Polytech'Orléans, France
LAKSIMI A.	UTC, Compiègne, France
LEGER A.	LMA, Marseille, France
LIMAM A.	INSA, Lyon, France
MASLOUHI AB.	FS Kénitra, Maroc
MASLOUHI AH.	Univ Sherbrooke, Canada
MIR A.	ENSA, Agadir, Maroc
MOJTABI K.	IMF de Toulouse, France
MORDANE S.	FS Ben M'Sik Casablanca, Maroc
NOUARI M.	INSIC, St-Diès-des-Vosges, France
OUAZZANI M. T.	FS Ain Chok Casablanca, Maroc
OUSSOUADDI O	EST MEKNES
POTIER-FERRY M.	LEM3, Université de Lorraine, Metz, France

RAHMOUNE M.	EST Meknès, Maroc
RHANIM H.	FS El Jadida, Maroc
SOUHAR M.	LEMTA-ENSEM, Nancy, France
TAHA-JANAN M.	ENSET Rabat, Maroc
ZAHROUNI H.	LEM3, Université de Lorraine, Metz, France
ZEGHLOUL A.	UIR, Maroc
ZENASNI M.	ENSA Oujda, Maroc
ZRIKEM Z.	FS Semlalia Marrakech, Maroc

SOMMAIRE

Thème 1 : DYNAMIQUE ET VIBRATIONS

0101	S. BENGUEDIAB, A. SEMMAH, A.TOUNSI, A. FEKRAR, E. A. ADDA BEDIA: Free Transverse Vibrations Of Carbon Nanotubes Using A Theory Of Nonlocal Elasticity	2
0102	M. MOUZZOUN, O. MOUSTACHI, A. TALEB; : Nonlinear seismic analysis of reinforced concrete buildings using pushover analysis	4
0108	F. I. BELHEOUANE, M. BENSAIBI; : Réduction des risques sismique des structures en béton armé par la détermination des matrices de dommages	7
0110	M. S. RABIA : Dynamique vibrationnelle d'un guide d'ondes quasi-plan comportant une impureté interstitielle	10
0111	A. LEGER, E. PRATT, X. ZHANG. : Étude d'une transition dans la dynamique qualitative d'un oscillateur avec contact et frottement	13
0113	M. ELAJRAMI, ZOUAOUI SATLA, F. B. BOUKHOULDA : Simulation numérique des vibrations d'une aile d'avion	16
0115	K. G. LOUGOU, E. M. DAYA, L. AZRAR. : Analyse à double échelle des vibrations des structures sandwichs viscoélastiques longues et a forme répétitive	19
0117	K. DAUD KH. BOUAMAMA, P. DJEMIA, AND S. M. CHÉRIF: Ab-initio calculation of the elastic properties and the lattice dynamics of the $agbr_{1-x}cl_x$ alloy	22
0119	EDDANGUIR, R. BENAMAR Vibrations transversales des poutres encastrée-libre analogie entre un modèle discret et continu d'un cantilever avec une masse concentrée à son extrémité libre	23
0120	F. B. BOUKHOULDA, A. BAKHTI, M. ELAJRAMI, A. MEGUENI Analyse des vibrations d'un choc entre un impacteur en acier et un stratifié composite	26
0123	A. ZOUGARI, J. MARTÍNEZ MIRALLES: Simple numerical model of the wheelset system based on finite element method.	29
0124	B. BRAIKAT, M. JAMAL, N. DAMIL : Dynamique non linéaire des structures par une technique de développements en temps	32
0129	A. AZRAR, L. AZRAR, A. A. ALJINAIDI AND M. HAMADICHE: Nonlinear vibration analysis of multi-walled carbon nanotubes conveying fluid based on thermoelastic shell model	35
0133	J. A. ROJAS QUINTERO, C. VALLÉE, J. CHAOUFI, S. ZEGHLOUL Efficient algorithms to control jointed arm robots	38
0136	H. CHOUYIAKH, L. AZRAR, K ALNEFAIE AND O. AKOURRI: Multi-crack identification of beams under generalized boundary conditions based on wavelet transforms	41
0138	M. K. DAWOUA, G. E. NTAMACK, S. CHARIF D'OUAZZANE: Modélisation des oscillations forcées et amorties des structures en poutres avec des liaisons rotules en régime harmonique	44
0140	F. CASCIATI, S. CASCIATI, L. FARAVELLI: Localization on the basis of a model order reduction technique.	47
0142	MANEX MARTINEZ-AGIRRE, MARÍA JESÚS ELEJABARRIETA. : Experimental techniques for the low-medium frequency range characterization of viscoelastic materials	49
0131	M. OUANANI. , B. TILIOUINE: Effect of foundation soil stiffness on modal response of bridge structures	52
0103	M. MOUZZOUN, O. MOUSTACHI, A. TALEB : Évaluation de la vulnérabilité sismique des bâtiments en béton armé par l'utilisation des courbes de fragilités	56
0104	S. MERGHACHE, A.GHERNAOUT : Étude dynamique des performances des courroies dentées « binder magnetic »	59
0105	K.EL HAD, A.HACHIM, A.BENALI, M.EL GHORBA, A.ELAMRI, M.BOUDLAL: Pratique de la Maintenance Prédictive par les Méthodes Vibratoires pour les petites vitesses (Application d'un roulement à billes sans lubrification)	61
0106	D. ANKIK, M. HAMIZI, N.E. HANNACHI: Établissement d'une relation entre la période fondamentale de vibration et la performance sismique des structures auto-stables	63
0107	N. MEDJAHDI, N. BENMOUSSA : Mécanique dynamique du microlevier en mouvement de vibration - utilisation du logiciel ANSYS	66
0109	OUNIS HADJ MOHAMED : L'influence de l'amortissement d'un système d'isolation LRB Sur la réponse sismique d'un bâtiment	69
0112	M. ZIDOUR, LAZREG HADJI, TLIDJI YUCEF, TAHAR HASSAINE DAOUADJ, A TOUNSI, EL ABESS ADDA BEDIA. : L'effet de la température sur la vibration libre d'un nanotube de carbone mono couche type zigzag par le modèle non local de la poutre Timoshenk	72

0114	M. TALEB, R. CHAIB, I. VERZEA: Maitriser sa maintenance : c'est garantir la disponibilité de ces équipements et sa production	75
0118	BENSACI MAHMOUD ET RACHID CHAIB : L'analyse vibratoire, outil précieux pour les machines tournantes	78
0125	D. SARSRI, L. AZRAR : Dynamique non-linéaire des structures assemblées par des méthodes de synthèse modale	81
0126	N. KHEZNADJI : Contrôle hybride Skyhook-Groundhook appliqué à un système de suspension de véhicule	84
0128	A. EL-BAKARI, A. KHAMLI, R. DKIOUAK, E. JACQUELIN : Localisation gérée par PSO dans le cas d'un impact non ponctuel sur une poutre élastique	86
0130	M. HAMMOUTENE B. TILIOUINE, H. AKNOUCHE : Effets de nonstationnarités spectrales sur les vibrations de systèmes mécaniques nonlinéaires.	89
0134	L. BENCHOUAF, E. H. BOUTYOUR : Vibrations non linéaires d'une plaque mince soumise à une excitation complexe de membrane et de flexion par une méthode asymptotique numérique	92
0135	A. ELORF, J. CHAOUFI, D. AGLIZ, C. VALLÉE, H. FATMAOUI, N. BOULFAF, E. ARJDAL, A. GHAFIRI: Évolution de la réponse sismique d'un sol en utilisant la procédure des éléments finis et code de calcul QUAD4M.	94
0137	S. SAMMAGASSI, A. KHAMLI, A. DRIOUECH, E. JACQUELIN : Reconstruction de force d'impact via l'approche bayésienne	97
0139	B. TILIOUINE, M. OUANANI, : Étude Paramétrique des Effets de Variation de Maillage par Éléments Finis sur les Périodes de Vibration d'un Modèle Mécanique d'une Structure de Pont	100

Thème 2 : MODELISATION EN MECANIQUE DES SOLIDES ET DES STRUCTURES

0210	V. D. TRINH, F. ABED-MERAIM, A. COMBESURE: Éléments finis de type coques volumiques pour la simulation des structures minces	104
0218	H. SALEM, A. BOUDJEMAI, D. BOUTCHICHA, A. MANKOUR : Analyse modale du couplage mécanique dans la conception structurale des satellites	107
0231	M. E. AIT ALI, S. CHOUKRI, M. AGOUZOUL : Étude expérimentale et numérique de la fissuration d'une traverse de bogies de l'Office National des Chemins de Fer	110
0258	M. KHELIFA, F. BENTAYEB, M. EL GANAOU, A. BOUALI: Modélisation du comportement non-linéaire des poteaux en bois confinés par un polymère renforcé de fibres de carbone CFRP	113
0249	I. BAHRAOU, H. ELMINOR, H. ELMINOR, E. HILALI, A. IMAD T. KANIT : Homogénéisation numérique d'un composite à matrice liquide et inclusion solide	116
0204	S. ED. JALAL, L. BOUSSHINE, Z. EL MASKAOU, A. MJIDILA : Comportement Élastique et Elasto-plastique Des Jonctions Tubulaires soudées de forme T et Y	119
0212	KH. MHADA, B. BRAIKAT, N. DAMIL: Modélisation de la compression des composites à fibres longues par une analyse de Fourier à deux échelles	122
0245	A. HAMDAOUI, R. HIHI, B. BRAIKAT, N. TOUNSI, N. DAMIL : Construction d'un nouveau type d'approximants de Padé vectoriel: application en calcul des structures	125
0222	O. BENDAOU, F. BOURZEIX, B. LAKSSIR, A. EL HAMI, M. AGOUZOUL, L. EL BAKKALI : BGA Warpage Investigations by Measurement and Stochastic FEA	128
0251	J. EL BAHAOUI, H. ESSAOUINI, L. EL BAKKALI, P. CAPODANNO : Instabilité d'un réservoir de type coque mince rempli par un fluide sous pression latérale	131
0225	M. BOURAS, A. BOUMAIZA, N. ROUAG, V. JI : Optimization of stress-strain behavior parameters by Nonlinear curve fitting method : Application to carbon steel	134
0220	ELOUAFI J., AZRAR L, ALJINAIDI A. A: Modèle semi-analytique des coefficients effectives des composites piézoélectriques	137
0202	H. IDDER, M.I. HERREROS, M. MABSSOUT: Comparison between Runge-Kutta and Taylor-SPH time integration algorithms for Dynamics problems	140
0254	KH. KHAMMARI, H. FASSI FIHRI, L. VANPARYS : Mise en œuvre de la méthode matricielle et de la programmation mathématique pour résoudre un problème élasto-statique par une méthode sans maillage	143
0229	A. BOUDOUR, C. ATALIA, T. TAHRAOU, AND Y. BOUMAIZA: Non-destructive acoustic microcharacterisation of materials : the use of parametric spectral estimation	146
0228	A. IDDAOUDI, S. KARDELLASS, M. AIT AMAR, R. KARIOUI, N. SELHAOU, Y. AIT YASSINE, L. BOURDEN : Modélisation numérique du système Ho-Sn	150
0206	A. TRI, H. ZAHROUNI, AND M. POTIER-FERRY: Detection of bifurcation points on branch solutions for nonlinear Poisson Problems	153

0247	N.BOULFAF, J.CHAOUFI, C. VALLÉE, J.-C. DUPRÉ, K.ATCHONOUGLO, A.ELORF, E.ARJDAL, A.GHAFIRI, H.FATMAOUI, A. GERMANEAU : Identification des paramètres thermophysiques d'un capteur solaire photovoltaïque par la méthode des éléments finis	156
0215	A. SOLTANI, O. BÉLAIDI, M.ALMANSBA, N.E. HANNACHI : Influence du ferrailage sur le comportement des voiles en béton armé	159
0208	E. BOUDAIA, L. BOUSSHINE : Modelling of Elasto-plastic element-free Galerkin method	162
0257	G. DUFAYE, A. CHEROUAT, JM BACHMANN : Un modèle avancé éléments finis d'un sein modélisation-simulation	165
0214	H. SAAFI, M. A. LARIBI, S. ZEGHLOUL : Résolution du modèle géométrique direct (MGD) d'un robot parallèle sphérique (SPM) au voisinage des singularités	168
0237	M. KHADDOR, A. LIMAM, A. DRAOUI : Modélisation numérique de filet pare pierre	171
0244	T. BENZINEB, O. BETIC, J. F. GANGHOFFER, G. MAURICE, R. RAHOUADJ, D. ROUXEL : Homogénéisation analytique du comportement piézo-électrique d'une structure multicouches. Généralisation de la méthode à d'autres problèmes multi-physiques.	174
0226	N. AKKARI, A. HAMDOUNI, M. JAZAR : Résultats mathématiques et numériques sur la sensibilité de la ROM-POD	177
0224	K. KPOGAN, Y. CONG, H. ZAHROUNI, H. BEN DHIA, M. POTIER-FERRY : Analyse du flambage local des coques minces par la méthode Arlequin et la méthode asymptotique numérique	179
0239	YU CONG, SAEID NEZAMABADI, HAMID ZAHROUNI, JULIEN YVONNET : Modélisation multi-échelle des instabilités à l'aide d'une formulation tri dimensionnelle de coque mince	182
0209	O. BETIC, J.F. GANGHOFFER, I. GODA, G. MAURICE : Modèles et simulations de croissance de surface. Application au remodelage osseux	185
0241	A. EL MOUMEN, T. KANIT, A. IMAD, H. EL MINOR ET E. HILALI : Homogénéisation des matériaux hétérogènes : analyse statistique de la morphologie et design des microstructures	188
0230	S. BOUKAIS, A. KEZMANE, M. HAMIZI : Influence de la disposition des armatures sur le comportement des voiles courts	190
0240	A.CHELLIL, A.NOOR, S.LECHEB : Aeroelastic Stability of composite blade reinforced by GFRP fiber	193
0253	A. MOUSSAOUI AND T. BOUZIANE : The Study of a rectangular elastic plate by Meshless Methods (MLPG, LRPIM)	196
0261	K. EL-AHMAR, M. BENGUEDIAB, S. MAACHOU ET B. BOUCHOUICHA : L'influence de la croissance de cavité sur l'endommagement des polymères	199
0205	TAOUCHE F, HANNACHI N E, AIT TAHAR K. : Influence du type de renfort sur la pression latérale de confinement	203
0243	O. BETIC, J. F. GANGHOFFER, G. MAURICE, R. RAHOUADJ, X. WANG : Différence de comportement mécanique des tendons et de ses principaux constituants : homogénéisation de la microstructure.	206
0216	A.MJIDILA, S. JALAL, L. BOUSSHINE, Z. ELMASKAOUI : Étude de la flexion d'une poutre par la méthode sans maillage : rpim et sa comparaison avec fem	209
0235	A. ED-DINARI, H. MOTTAQUI, B. BRAIKAT, M. JAMAL, F. MOHRI, N. DAMIL : Post-buckling behaviour analysis of thin-walled open section beams under various loadings by the asymptotic numerical method	212
0242	Y. KAMBOUZ, B. BOUCHOUICHA, M. BENGUEDIAB : Analyse par éléments finis du comportement en fatigue d'un joint soudé sur éprouvette en Acier (A48).	215
0236	R. EL JID, H. FIIHRI FASSI : Une approche sans maillage (EFG) pour résoudre un problème de contact unilatéral	217
0203	M. MABSSOUT, M.I. HERREROS, H. IDDER : Numerical stability of Taylor-SPH (TSPH). A new time integration algorithm for SPH with application to dynamic problems	220
0213	R. OULAD BEN ZAROUALA, L. EL BAKKALI, J A. ACOSTA, C. VIVAS VENEGAS : Modélisation d'un aérogénérateur flexible de n pales	223
0227	F. BAGHLI, Y. LAKHAL, L. EL BAKKALI : Contrôle dynamique d'un bras manipulateur à deux degrés de liberté par un contrôleur PID	226
0248	E. ARJDAL, J. CHAOUFI, VALLÉE, A.GERMANEAU, A. GHAFIRI, H. FATMAOUI, N.BOULFAF, A.ALORF : Bipotentiel d'une loi non associé : Application aux lois linéaires coaxiales	229
0232	M. BELCADI, E. H. EL RHALEB, K. GUERAOUI : Frittage alumine par hybridation laser micro-onde	232
0219	Y. ABOUELHANOUNE ET M. EL JARROUDI : Un modèle asymptotique de contact interfacial dans un matériau granulaire élastique dense	234

0255	R. MEHADDENE, K. GHOULEM, M. KADRI: Creep impact on the asphaltic upstream mask behaviour in earth dams	236
0207	N. MEDJAHDI, N. BENMOUSSA: Modeling and Simulation of the Mechanical Response of the Cantilever	237
0259	S. GOUASMI, B. MERZOUG, L. KHERREDINE, G. ABBA: Material Optimization for spindle of machine tools	240
0262	M. SANBI, M. RAHMOUNE, O. OUSSOUADDI AND M. HATERBOUCH: Thermoelastic and pyroelectric couplings effects on dynamics and active control of smart piezolaminated beam modeled by finite element method	242

Thème 3 : MATERIAUX SOLIDES ET COMPOSITES

0304	Y. SI YOUCEF, S. AMZIANE, M. CHEMROUK: Cfrp confinement effectiveness on the behavior of reinforced concrete high slender columns	246
0305	D. BUSCA, M. FAZZINI, B. LORRAIN, S. MISTOU AND M. KARAMA : Comportement d'un composite stratifié sous un chargement bi-axial	249
0308	H. ESSABIR, E.HILALI, A. EL GHARAD, H. EL MINOR, A. IMAD, A. EL AMRAOUI, O. AL GAUDI: Mechanical and Thermal properties of bio-composites of polypropylene and Nuts-shells of Argan fillers.	252
0309	I. ELGUESSE, Z. SADOUNE, M. O. BENSALAH, O. FASSI FEHRI : Modélisation Micromécanique Des Matériaux Composites Piézoélectriques Par La Méthode d'homogénéisation Mori Tanaka : Étude De Piézo-Composite Cu/batio ₃	255
0310	M. ABOUSSALEH: Damage Prediction in Composites Materials under Low Velocity Impact	258
0311	M. AADMI, M. EL HAMMOUTI, M. KARKRI, L. IBOS : Effective Thermal Conductivity of Random Composites	261
0313	M. A. BELKHEIR, M. HAMIZI, N.E. HANNACHI: Étude de l'indice de dégradation global d'une structure mixte en béton armé	265
0314	M. HRAITA, A. SAMAOUALI, Y. EL RHAFFARI, Y. GÉRAUD, M. BOUKALOUCHE :	268
0316	S. CHOUF, S. BELKAHLA : Étude de l'influence de la contrainte appliquée sur le comportement de transformation d'un alliage à mémoire de forme tini equiatomique.	271
0318	S. LARBI, S. DJEBALI, A. BILEK : Étude du Comportement Tribomécanique d'un Polymère Thermodurcissable Chargé de Particules de Lubrifiant Solide.	274
0319	S. DJEBALI, Y. BOUAFIA, S. LARBI : Caractérisation mécanique du béton renforcé par des copeaux métalliques	277
0326	S. LASFAR, I. MOUALLIF, A. LATRACH, M. CHERGUI, N. BARBE, A. DIAB:	280
0332	D.SI BACHIR, S.DEKHLI, K. AIT-MOKHTAR : Étude du vieillissement a court terme des bitumes purs et des bitumes modifiés	283
0333	S. HABIBI, T. NEHARI, F. BENKHENAFUO, H. LEBBAL, A. ZIADI, F.B. BOUKHLOUDA : Mechanical Behavior of High Speed Steel used in hot strip steels	286
0335	X. TANG1, , K. EL-HAMI, A. EL-HAMI: Electrostriction for single-walled carbon nanotubes based composite	289
0336	W. KHELIFI, REDJEM BELOUETTAR, M. BOUTARFA: Study of physical and mechanical properties of concrete with wooden shavings	292
0345	B. MECHERI, M. BENCHIHEUB, S. CHOUF , S.BELKAHLA : Étude des effets thermomécaniques sur un alliage ternaire à mémoire de forme de type cuznal	295
0346	H. FARID, M. ELGHORBA, F. ERCHIQUI, M. CHERGUI, K. ELHAD : Caractérisation de l'endommagement des plaques thermoplastiques minces en ABS sous sollicitation uniaxiale	298
0350	A. BAKKALI, L. AZRAR, A. ALJINAIDI, N. FAKRI : Electroviscoelastic effective properties of heterogeneous piezoelectric materials	300
0351	B. BEN DIFALLAH, M. KHARRAT, M. DAMMAK ET G. MONTEIL : Modification des propriétés tribologiques du PC via l'incorporation des particules de MOS ₂	303
0355	B.LOUAFI, R.BAHAR : Analyse de la stabilisation d'un sol gonflant par apport d'un matériau inerte "Billes de verre"	306
0358	F. NASRI, S. RHAJEM ET M. KHARRAT : Caractérisation tribologique de revêtements électrolytiques de chrome et de zinc déposés sur un substrat en acier	309
0359	IAN SILVERSIDES, A. MASLOUHI, G. LAPLANTE: Monitoring of delamination onset and growth in composites	312
0362	M. IDRIS, A. EL MAHI, R. EL GUERJOURA : Étude des caractéristiques statiques d'un matériau sandwich endommagé par décohésion	315

0363	S. MASMOUDI, A. EL MAHI, R. EL GUERJOUA, S. TURKI : Comportement mécanique et identification de l'endommagement par émission acoustique des composites instrumentés	318
0365	I. BEN AMMAR, A. EL MAHI, C. KARRA, R. EL GUERJOUA, M. HADDAR : Comportement mécanique en traction et en flambement des composites stratifiés	322
0366	A. NACERI : Analyse de la réponse mécanique d'un composite (tissu de verre/résine époxyde) à différentes périodes de vieillissements hygrothermiques	325
0367	R. TCHATCHOU METCHUNZIN, G.E. NTAMACK, S. CHARIF D'OUAZZANE : Identification des propriétés mécaniques des matériaux composites par analyse vibratoire	328
0368	R. P. LEMANLE SANGA, G.E. NTAMACK, S. CHARIF D'OUAZZANE : Modélisation du comportement thermique des matériaux composites	331
0376	T. BEN MBAREK, L. ROBERT, J-J. ORTEU, B. CHARRIER, H. SAMMOUDA : Étude du comportement mécanique de composites bois/plastique en flexion 4 points en utilisant une méthode optique sans contact	334
0377	L. SAFRAOUI, A. HADDOUT, F. RHRICH, M. BENHADOU, M. MAZOUZI, G. VILLOUTREIX : Modélisation du comportement en relaxation de composites thermoplastiques injectés	338
0379	F. Z. ARRAKHIZ, M. MALHA, K. BENMOUSSA, R. BOUHFI, A. QAISS : Mechanical properties of thermoplastic polymer reinforced with chemically modified Coir fibers.	341
0385	S. BENKASSEM : Grain boundary sliding with imperfect interface: Application to nanocrystalline materials	343
0389	M TAZI, F. ERCHIQUI, F. GODARD : Caractérisation des propriétés mécaniques et thermophysiques des biocomposites (hdpe-bois)	346
0301	A. HAKEM, Y. BOUAFIA : Étude du comportement et de l'endommagement en traction et au choc de l'alliage hypoeutectique 42000	448
0302	K. BENSELAMA, N. EL MEICH, A. TOUNSI, EA ADDA BEDIA : Analyse des Plaques Stratifiées en Matériaux Composites par Une Nouvelle Théorie A Ordre Elevé	351
0303	A. HAKEM, Y. BOUAFIA : Étude du comportement élastique de l'alliage hypoeutectique 42000 en mode de vibration de flexion automatique	354
0306	AIT TAHAR K, SAIDANI K. : Micrographie et analyse eds-x des constituants d'une structure sandwich	357
0307	M. S. MANSOUR, M.T. ABADLIA, A. AFALFIZ, W. LADAOUI : Contribution à l'amélioration des Propriétés mécaniques du béton par des ajouts minéraux	360
0312	N. TEBBAL, Z. RAHMOUNI, M. BELOUADAH : Durabilité des BHP élaborés avec le marbre dans les milieux agressifs	363
0315	K. BENSEBAA, K. AIT-MOKHTAR : Performance des bitumes modifiées à l'EVA	366
0317	MADI R., GUENFOUD M. : Renforcement par PRF des poteaux rectangulaires en béton armé	368
0320	LAZREG HADJI, M. ZIDOUR, T. HASSAINE DAOUADJI, Y. TLIDJI, A. TOUNSI, EL ABESS ADDA : Vibration libre des plaques sandwichs en FGM utilisant un cœur rigide et homogène	371
0321	Y. TLIDJI, LAZREG HADJI, M. ZIDOUR, T. HASSAINE DAOUADJI, A. TOUNSI, EL ABESS ADDA BEDIA : Contribution à l'étude de la vibration des plaques sandwichs en FGM à cœur souple et homogène	374
0322	A. ATTIA, R. BENTABET, A. TOUNSI, E. ADDA BEDIA : A new hyperbolic shear deformation theory for bending of functionally graded sandwich plate	377
0323	M. ZAHLOUL, A. CHOUARI, A. BENALI, M. EL GHORBA : Étude du comportement mécanique et analyse de l'interaction entre conducteur électrique et jonctions pour les câbles électriques souterrains BT : Modélisation et expérimentation	380
0324	H. YOUSFI, D. TRÉHEUX : Étude de la précipitation et l'effet de l'usure dans l'alliage à base d'aluminium	382
0327	L. BOUYAYA : A comportement vibratoire des plaques composites bore/epoxyde	385
0328	F. L. CHIKOUCHE, M. BAHHEDI : Cartographie de l'aléa retrait gonflement des argiles de m'sila, Algerie	388
0329	CHABOUR S., LATRECHE S. : Caractérisation d'un alliage ferreux destiné pour la fabrication des moules métalliques.	391
0330	I. MOUALLIF, A. LATRACH, M. CHERGUI, A. BENALI, M. ELGHORBA, N. BARBE : Changement des propriétés mécaniques par la dégradation des matériaux composites en PRV de conduites d'assainissement après immersion à différentes températures	394
0331	B. RADIA, A. AMINA, T. ABDELOUAHED ET A. EL ABBAS : Utilisation d'une nouvelle fonction de gauchissement pour l'analyse statique des poutres isotropes	397
0337	BOUGUEROUA A., AIT MOKHTAR K. : Traitement à la chaux d'un matériau argileux pour réutilisation en couche de forme	400

0339	A. ABBASSI, M. SAINT-PAUL, R. DKIOUAK, M. R. BRITEL, ZHAO-SHENG WAN, HUINQIAN LUO, XINGYE LU, CONG REN, AND HAI-HU WEN: Surface impedance of $\text{BAFe}_{2-x}\text{Ni}_x\text{As}_2$ in the radio frequency range	403
0340	N. SERDOUN, S. M. HAMZA CHERIF: Étude thermo-élastique d'une plaque en matériaux composites	406
0341	E. SAAD, H. GZIRI, A. ECHCHATBI, R. KIDARI, Y. AIT YASSINE, E. HILALI, L. BOIRDEN : Influence des additions mineures de l'étain sur les propriétés mécaniques des alliages PBCACDSBSN pour grilles de batteries des véhicules électriques	409
0347	A. CHEROUAT, F. ILCZYSZYN, XLGONG, G MONTAY: Les matériaux bio-sourcés PP/Chanvre : Mise en forme, Caractérisation et Modélisation	412
0348	K. BAZZAR, M. RACHID, BOUATIAOUI, A. ALAOUI HAFIDI : Approche performantielle de la durabilité des bétons à forte teneur en cendres volantes	415
0349	A. ZAMMA, B. BOUBEKER : Caractérisation métallurgique et étude du comportement à la corrosion de la fonte FGL150 Dans un milieu agressif d'acide Sulfurique H_2SO_4	418
0353	BIBI M., CHIKOUCHE M. A : L'incorporation d'une boue de dragage dans les matériaux composites.	421
0354	S. FENTAZI, H. KAMGUO KAMGA, M. BOURNANE, Y. SADAOU, KH.A. RAGAB : On the Mechanical Characteristics of B206-Type Aluminum Casting Alloys	424
0357	M. BOUDJERDA, M. BOUHADEF, L. MOUZAI : Contribution à l'étude de l'effet de la rugosité initiale de la surface du sol sur le phénomène de l'érosion par rejaillissement.	426
0360	R. TISKATINE, L. BOIRDEN : Étude bibliographique sur les matériaux destinés au stockage et à la conversion de l'énergie.	428
0361	H. CHAFFOUI, S. ALSUBARI : Caractérisation et critères de rupture des structures composites fibreux	431
0364	M. A. KHIAT, Z. SEREIR, R. ZENASNI: Analyse fiabiliste sur les endommagements des composites à fibre unidirectionnelle	434
0370	K. GAMMOUDI, M. KHARRAT, AND M. DAMMAK Mechanical response at the post/cement and cement/bone interfaces in cemented fixation under pull-out loading	437
0375	M. BENLEBNA, A. SIDAHMED, A. BALTACH, SERIER, B. BACHIR BOUIADJRA A. AID: Behavior mechanics of materials various Study for implants dental	440
0378	M. BENHADOU, F. RHRICH, A. HADDOUT, L. SAFRAOUI, N. SOUAF, G. VILLOUTREIX : Étude de l'impact du recyclage sur le comportement mécanique et morphologique de composites thermoplastiques injectés	443
0380	F.Z. ARRAKHIZ, K. BENMOUSSA, R. BOUHFID, A. HIHI, A. QAISS : Pine cone based composites	446
0381	K. BOUDJELLAL, M. BOUABAZ: Mechanical behaviour of composite material isobeton	448
0382	FADILI, H. CHAKIR, J. INCHAOUH ET ICHI : Contribution pour la prédiction de la durabilité des matériaux bétons par la technique gpr/cnd	451
0384	N. BOUGOUIZI, A. DARSOUNI, L. KHOCHEMANE, A. KAHLOUCHE, M. ATHMANI, T. BENLAHRACHE : L'effet de la température sur comportement a chaud d'un alliage de titane de type TA6V4	454
0386	O. MOUHAT, A. KHAMLIHI: Reliability Assessment of Stiffened Plates Buckling by Considering Localized Geometric Imperfections	457
0387	M. EL KHOMRI, A. LACHERAI : Étude de l'adsorption d'un colorant de textile sur un matériau d'origine végétale : Coques des noix d'arganier	459
0388	M. EL KHOMRI, A. LACHERAI : Application à l'adsorption de bleu de méthylène et valorisation d'un matériau agro source : Coques des noix d'amande	461
0391	Y. AIT YASSINE, E. ZANTALLA, A. AGUIZIR, R. KIDARI : Mécanismes de durcissement structural des alliages plomb-cadmium-strontium-argent pour grilles de batterie	463
0392	A. BOUAADDI : Transition état supraconducteur-état normal d'un matériau supraconducteur à haute température critique	466
0393	GHERBI M. T., NOUR A., MENACEUR N. : Simulation numérique de comportement par fatigue d'une pôle composite d'hélicoptère sous chargement aérodynamique via la méthode des éléments finis	469
0372	E. ZANTALLA, Y. AIT YASSINE, A. AGUIZIR, R. KIDARI, J. ICHE. S. KARDELLASS, N. SELHAOUI, L. BOIRDEN, E. HILALI, E. SAAD : Influence des additions mineures de l'étain sur le durcissement structural des alliages plomb-calcium-strontium pour grille du batterie	472
0394	R. BELOUETTAR: Dynamic behavior of the autoclaved aerated concrete	475

0343	N. SAYOUD, , T. TAHRAOUI, A. BOUDOUR, Y. BOUMAIZA : Caractérisation des matériaux supraconducteurs par des techniques acoustique	479
0395	A. ATIFI, M. HAMID, A. EL MARJANI: Influence des déformations hygro-thermiques sur la dégradation des membranes en nafion® des piles a combustibles PEMFC(proton exchange membrane fuel cell)	483

Thème 4 : PROCEDES DE MISE EN FORME ET DE FABRICATION

0402	A. LEMMOUI, B. KHATEMI : Influence des sables de moulage sur le nombre de grains de graphite et sur le taux de ferrite dans les fontes grises a graphite sphéroïdal à matrice ferritique	487
0404	A. KHELLOUKI, J. RECH, H. ZAHOUANI: Influence de l'oscillation sur les performances de la superfinish par film abrasif	490
0405	B. RADI, A. CHEROUAT, M. NASSRAOUI : Identification of the characteristics of an Hydroformed structure using Nelder-Mead technic	493
0406	H. AOUCI, S. BELHADI, M. A. YALLESE, L. BOULANOUAR : Modélisation de la Rugosité en TD de l'acier AISI H11	495
0408	M. KADDECHE, K. CHAOUI, S. BELHADI, AFEF AZZI, S. REHAB : Cutting parameters effect on machining of hdpe-80	498
0409	S. ATLATI, B. HADDAG, M. NOUARI, M. ZENASNI: Assessment of chip segmentation process in machining using new physical parameters	501
0411	R.BENMESSAOUD, Y.AOURA, M.RADOUANI, B.ELFAHIM : Etude comparative du formage incrémental multi-passes et mono-passe	504
0412	M. BENDOUKHA : Modélisation de l'usure des perforateurs d'écrous à froid	507
0413	M. NOUARI: Machining characteristics and microstructure effect when machining titanium alloys: Ti64 and Ti555	510
0401	H. ABDELLAOUI, J. ECHAABI, M. HATTABI : La mise en forme des composites à renforts fibreux naturels par les procédés Liquid Composite Molding LCM	513
0403	M. MERZOUG, B. BOUCHOUICHA, A. GHAZI, A. BOULENOUAR, M. ZEMRI, M. MAZARI, A. IMAD, CH. HERBELOT: Influence des paramètres opératoires sur la qualité des assemblages soudés par points par friction malaxage de l'alliage d'aluminium 6060-T5	516
0410	Z. HESSAINIA, S. BELHADI, M. ATHMANE YALLESE, A. BELBAH, J.-F. RIGAL : Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in the hard turning	519
0414	A. DORBANE, M. ZEMRI, B. BOUCHOUICHA, M. MERZOUG, H. MEKRI, A. ALIOUA: Soudage hétérogène par friction malaxage "FSW (Cas Aluminium/Cuivre)	522
0415	H. MEKRI, B. BOUCHOUICHA, HERBELOT CHRISTOPH, A. DORBANE, A. ALIOUA: Soudage hétérogène par point par friction malaxage de l'alliage 6061 d'Al et l'Acier galvanisé à chaud H300LAD+Z	525
0417	BENATTIA BLOUL, M. BOURDIM : Contrôle les défauts des engrenages assistés par ordinateur et en utilisant d'étalonnage de palpeur	528
0418	BLOUL BENATTIA, BOURDIM A., KAROUI AREZKI, BOURDIM M. : Choix de forme de palpeur pour détermination des défauts de l'entraxe des engrenages à développante de cercle sur MMT	531

Thème 5 : RUPTURE ET FATIGUE DES MATERIAUX

0534	S. ASSIF, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI, O. BENDAOU : Modèle numérique du drop test des circuits imprimés (PCB) simulé par deux méthodes : Free-Fall et Input G	535
0501	Y. GAFOUR, A. SEMMAH, L. BOUMIA, A.TOUNSI, H. HEIRECHE : Influence of initial axial stress on dynamic properties of double – walled carbon nanotubes using nonlocal model	538
0505	R. TAKTAK, CH. HERBELOT, N. BENSEDDIQ, A. IMAD: A local approach for damage and ductile fracture prediction in the Polymer PA6.6	541
0507	M. ELAJRAMI, A. BENHADDOU, M. MOKHTAR BOUZIANE: Effet de la présence d'une fissure elliptique dans le ciment orthopédique sur le comportement mécanique d'une prothèse totale de hanche	544
0509	H. LEBBAL, T. NEHARI, F. BENKHENAFU, S. HABIBI, A. ZIADI L, F.B. BOUKHOULDA Mechanical behavior of resistance spot: case of AISI 304 Stainless Steel	547
0510	S. BENNOUD, M. ZERGOUG : Simulation du contrôle par courant de Foucault des tubes en aluminium utilisés en aéronautique.	550
0515	B. EL HADIM, H. EL MINOR, M. EL HILALI, G. PLUVINAGE: Evaluation of Fracture Toughness Transferability in pipe with external oriented defect	553

0516	M. MAZARI, W. BENDAHO, C. GAFOUR, B. BENGUEDIAB, N. RANGANATHAN: Influence de l'environnement sur le retard de propagation des fissures de fatigue apres application d'une surcharge	556
0517	B. BOUCHOUICHA, M. ZEMRI, A. ZAIM, M. MAZARI, M. BENGUEDIAB, A. IMAD : Estimation de l'énergie de fissuration par mesure de microdurete	559
0518	H. CHERFA, K., AIT MOKHTAR, M. E. MUNOZ & A. SANTAMARIA Étude de la rupture d'un matériau formule a base de sable de dune et de laitier de haut fourneau.	562
0521	I. MAKADIR, M. ELGHORBA, M. CHERGUI, A. HACHIM: Comparaison de l'amorçage et la propagation de fissure par fatigue entre l'Acier A36 et l'Aluminum 6351-T6	565
0523	R. BOULAHIA, T. BOUKHAROUBA ET J.M. GLOAGUEN: Mise en évidence au moyen de la mesure par corrélation d'image numérique du phénomène de multi-striction observé lors d'essai de traction de polypropylène traité par l'ECAE	568
0524	K.NASRI, M.ABBADI, M.ZENASNI, M.GHAMMOURI, Z. AZARI: Interaction entre une fissure et l'interface zinc/Acier galvanisé à chaud : étude numérique	571
0526	S. LECHEB, A. NOUR, A.CHELLIL, M.CHERIGUI, H. KEBIR Fatigue crack initiation and dynamic prediction life of blade turbine	574
0527	A. ALIOUA, B. BOUCHOUICHA, M. ZEMRI, R. ZAHY : Comparaison entre differents metaux fondus prelevés des joints soudés vis-a-vis a la resistance a la fatigue	577
0528	Y. MENAIL, A. EL MAHI, B. REDJEL, R. BARBAOUI, M. ASSARAR : Mise en relief des différents types d'endommagements par suivi acoustique de la fatigue en traction d'un composite aramide époxy	580
0529	A. GUEDRI, Y. DJEBBAR, O. OUSSOUADDI ET A. ZEGHLOUL Reliability Analysis of Small Piping subject to Stress Corrosion-Cracking	583
0533	S. AZIAM, H. NOUNAH, I. ABOUDAOU Caractérisation de la corrosion d'acier par la méthode ultrasonore en mode de transmission	586
0530	OULD CHIKH EL BAHRI, MEDDAH HADJ MILOUD, BENHAMENA A., BOUCHOUICHA B., DELLA N., BENGUEDIAB M., MERDJ A., BENAÏSSA A.: Numerical analysis of the mechanical properties and mode loading effect on welded joints	589
0503	MELBOUCI B., YEZLI S. : Influence de la dimension fractale des grains sur les caractéristiques de l'essai oedometrique	592
0504	A. CHOUAIRI, A.BENALI, M. EL GHORBA, N. BARBE : Analytique de l'endommagement des gaines isolantes des câbles électriques aériens basse tension	595
0506	Z. ACHEGAF, A. KHAMLICH, L. EL BAKKALI, F. MATA CABRERA : Analyse de la fatigue thermomécanique par la méthode des éléments finis	598
0508	A. CHOUAIRI, M. EL GHORBA, A. BENALI, A. HACHIM : Estimation de la fiabilité et la défaillance des systèmes séries et parallèles par la méthode fiabiliste des tests accélérés	601
0513	A. BELALIA, A. RAHMANI, Z. AZARI : Analyse probabiliste du comportement de rupture dynamique en mode mixte de l'acier non allié x10	603
0514	M. ELAJRAMI, M. GUERROUDJ, M. RAMZI : Effet d'un cordon de soudure sur la variation du facteur d'intensité de contraintes	606
0519	A. HACHIM, M. ELGHORBA, S. HARIRI, A. LAKSIMI, K. EL HAD, A. AKEF: Évaluation numérique et validation expérimentale de la vitesse de fissuration d'une éprouvette bi-entaillée en Acier S355	608
0520	G.ARID, FOKAM B. C, E. BOUDLAL, M.CHERGUI, M.ELGHORBA : Étude des mécanismes de dégradation des tubes en PVC rigide pour l'adduction des eaux potables	611
0522	H. OUAOMAR, N. MOUHIB, M. EL GHORBA, A. BENALI : Analyse du Comportement de Dégradation des Câbles Métalliques de Levage	614
0532	A. ALIOUA, B. BOUCHOUICHA, R. ZAHY, M. ZEMRI : Étude comparative entre les différentes zones d'un joint soude soumis à la fatigue	617
0535	E. H. ZAHAF, O. OUSSOUADDI, A. ZEGHLOUL, M. HATERBOUCH, M.RAHMOUNE : Influence de la forme des défauts matériels et du frottement sur la durée de vie en fatigue du rail	620
0536	A. EL AMRAOUI, A. EL GHARAD : Modèle probabiliste de l'endommagement à partir d'un modèle déterministe et prévisions des durées de vie (cas de l'acier Managing 300CVM).	623

Thème 11 : CONCEPTION ET PRODUCTION INTEGREEES

1104	H. ZAGHAR, M. SALLAOU, A. CHAËBA : Aide au choix basée sur l'analyse de fiabilité au stade de la conception préliminaire « Application à deux éoliennes à entraînement direct et indirect »	627
1105	J. F. DEBONGNIE : Conception des pseudo-articulations à col parabolique	630
1106	A. AÏT TALEB, A. CHAËBA, M. SALLAOU: Optimisation de la conception d'une transmission continûment variable à dérivation de puissance intégrée dans un véhicule	633

1110	REGAD Y., ELKIHHEL B., BENBOUAZZA A., AZZAOUH H., DELAUNOIS F., FABRICE DAGRAIN : Optimisation des outils de coupe, quantification de la résistance à l'usure	636
1117	M. CHAHBOUNI, S. BOUTAHARI, D. AMEGOUZ : Analyse des tolérances géométriques par la méthode des domaines.	639
1118	L. MIFDAL, Z. HAJEJ, S. DELLAGI, N. REZG : Développement et optimisation d'une stratégie de maintenance dépendante du plan de production pour un système à multi-produit	642
1114	A. EL GHADOUALI, O. KAMACH, B. AMAMI: Identification des états compatibles entre les différents modes de fonctionnement	645
1107	A. ELMARJANI, A. OULAD ABDESLAM : Conception et étude d'une turbine radiale impulsive pour une installation OWC	648
1115	A. BENAMAR, R. NOUREDDINE, M. NOUREDDINE, F. NOUREDDINE: Hiérarchisation des modes de défaillance basée sur la méthode AMDEC - application à l'industrie gazière	651
1116	A. AÏT TALEB, A. CHAËBA, M. SALLAOU: Optimisation d'une transmission continue variable à dérivation de puissance : Minimisation de la masse	654
1108	BELARIBI HASSIBA, MELLAS MEKKI : L'ultrason pour évaluer le béton de fibre (essai non destructif)	657
1119	BENBOUAZZA ABDELKADER, HANAE AZZAOUH, REGAD Y., ELKIHHEL B., DELAUNOIS FABIENNE : Comparaison des différentes méthodes pour la détection des défauts des roulements	660
1120	H. GZIRI¹, S. ELMADANI, A. MOUSRIJ, E. EL KIHHEL : Maintenance prévisionnelle basée sur un modèle d'usure du broyeur ciment	664

Complément du Thème 3 : MATERIAUX SOLIDES ET COMPOSITES

0396	YAHYA BERREHILI : Un nouveau modèle de comportement des matériaux composites stratifiés affaiblis par des décohésions des plis	667
------	---	-----

Thème 1: Dynamique et vibrations

FREE TRANSVERSE VIBRATIONS OF CARBON NANOTUBES USING A THEORY OF NONLOCAL ELASTICITY

S. BENGUEDIB¹, A. SEMMAH², A.TOUNSI¹, A. FEKRAR¹, E. A. ADDA BEDIA¹

(1) Laboratoire des Matériaux et Hydrologie, Université de Sidi Bel Abbés, BP 89 Cité Ben M'hidi, 22000 Sidi Bel Abbés, Algeria

(2) Université de Sidi Bel Abbés, Département de physique, BP 89 Cité Ben M'hidi, 22000 Sidi Bel Abbés, Algeria

Abstract

Based on Timoshenko beam theories, a single – elastic beam model using nonlocal elasticity is developed for the wave propagation in carbon nanotubes (CNTs). The small – scale effect is taken into consideration in the present theory. Frequency equation of Timoshenko beams structures is also derived from nonlocal elasticity. The research work reveals the significance of the small – scale effect on wave propagation in single – walled carbon nanotubes.

Keywords: Carbon nanotubes; Wave propagation; Nonlocal elasticity; Euler – Bernoulli beam; Timoshenko beam

1. Introduction

Since the discovery of carbon nanotubes (CNTs) at the beginning of the 1990s [1], extensive research related to nanotubes in the fields of chemistry, physics, materials science and engineering, and electric engineering has been reported [2 – 4].

In this paper, based on the theory of nonlocal elasticity, a single – elastic beam model is developed for transverse propagation wave in single – walled carbon nanotubes, which considers the scale effect in the formulation of stress tensors [5 – 7]. The wave characteristic solution is studied using nonlocal Timoshenko beam model with respect to the vibrational mode, the scale coefficient, and diameters of SWNTs.

2. Nonlocal Timoshenko beam model

According to the Timoshenko beam theory, the displacement field of any point in the beam writes:

$$u(x, z) = u_0(x) - z \frac{dw_0(x)}{dx} + z\gamma_{xz}^0(x) \quad \text{and} \quad w(x, z) = w_0(x)$$

Where x is the longitudinal coordinate measured from the left end of the beam, z the coordinate measured from the mid – plane of the beam, w the transverse displacement, u the longitudinal displacement, $u_0(x)$ and $w_0(x)$ are the displacement components of a point located on the neutral axis and $\gamma_{xz}^0(x)$ is the transverse shear strain measured on the mean .

$$\gamma_{xz}^0(x) = \frac{dw_0(x)}{dx} - \phi_0(x)$$

Where $\phi_0(x)$ is the total section rotation measured on the mean – line of the beam.

Within the framework of small perturbations, the linear Green – Lagrange strain tensor writes:

$$\varepsilon_{xx}(x, z) = \frac{du_0(x)}{dx} - z \frac{d\phi_0(x)}{dx} \quad \text{and} \quad \gamma_{xz}(x) = \gamma_{xz}^0(x)$$

Adopting the theory of nonlocal elasticity, the constitutive relations can be approximated to one – dimensional form as [8, 9]

$$\sigma(x) - (e_0a)^2 \frac{\partial^2 \sigma(x)}{\partial x^2} = E\varepsilon(x)$$

$$\tau(x) - (e_0a)^2 \frac{\partial^2 \tau(x)}{\partial x^2} = G\gamma(x)$$

Where E and G are the Young's and shear modulus, respectively, and γ is the shear strain. Thus, the scale coefficient e_0a in the modelling will lead to small scale effect on the response of structures in nano – size.

Now, it is straightforward to write out the dynamic equation for the beam element of length dx subjected to bending M and shear force V as follows

$$\frac{\partial V}{\partial x} dx - \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} dx = 0$$

And

$$V dx - \frac{\partial M}{\partial x} dx - \rho I \frac{\partial^2 \phi_0}{\partial t^2} dx = 0$$

The explicit expressions of the nonlocal bending moment M and the nonlocal shear force V can be obtained using as [7]

$$M = -EI \frac{d\phi_0}{dx} + (e_0a)^2 \left[\rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - \rho I \frac{\partial^3 \phi_0}{\partial x \partial t^2} \right] \quad (1)$$

$$V = \beta G A \left(\frac{dw_0}{dx} - \phi_0 \right) + (e_0a)^2 \left[\rho A \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial t^2} \right]$$

Where, β is the form factor of shear depending on the shape of the cross section. The recommended value of β , the adjustment coefficient, is 10/9 for a circular shape of the cross area [5, 7].

Leads to the following nonlocal Timoshenko beam model

$$\beta G A \left(\frac{\partial \phi_0}{\partial x} - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) + \rho A \frac{\partial^2}{\partial t^2} \left(w - (e_0a)^2 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) = 0$$

$$\beta G A \left(\phi_0 - \frac{\partial w}{\partial x} \right) - EI \frac{\partial^2 \phi_0}{\partial x^2} + \rho I \frac{\partial^2}{\partial t^2} \left(\phi_0 - (e_0a)^2 \frac{\partial^2 \phi_0}{\partial x^2} \right) = 0 \quad (2)$$

3. Discussion

Based on the formulations obtained above with the nonlocal beam models, the wave properties of single – walled nanotubes are discussed here.

The material and geometry constants of carbon nanotubes are given in Table 1 [7] and the shear module can be determined from the relation $G = 0.5E / (1 + \nu)$.

	$Et = C$ (J/m^2)	ρ (g/cm^3)	ν
Nanotube	360	2.3	0.145

Table 1. Material constants of carbon nanotubes

The thickness of CNT $t = 0.34 \text{ nm}$ is chosen [5 – 7] with diameter $d = 5 \text{ nm}$ and the length of nanotube is 36.8 nm. Parameter “ a ” describes internal characteristic length. The length of a C – C bond, which is 0.142 nm, is chosen for the analysis of CNTs [5 – 7]. On the other hand, parameter e_0 was given as 0.39 by Eringen [8].

To examine the influence of the small scale on vibration of single – walled nanotubes, let us compare the local and nonlocal results. The dispersion curves of the transverse wave propagation of the SWNT with $d = 5 \text{ nm}$, based on local and nonlocal Euler – Bernoulli beam models, respectively, are shown in Fig. 1 at different values of the nonlocal parameter, namely, $e_0a = 0.5, 1$, and 1.5 nm . It is seen that the difference of the phase velocities becomes more obvious at higher vibrational mode numbers n , although this difference is almost invisible at small vibrational mode numbers $n = 5$ for the given domain of scale parameter e_0a . The local Euler – Bernoulli beam model shows a virtual linear variation, whereas, the velocity from the nonlocal model have their asymptotic values. On the other hand, the derived phase velocities diminish with increasing the scale parameter e_0a .

Figure 2 gives a comparison of the CNTs phase velocity based on local and nonlocal Timoshenko beam model. It is seen that both frequency and phase velocity decrease with increasing the scale parameter e_0a . This means that the dynamical properties (frequency, phase velocity etc) of the nanotubes based on the classical beam theories are over estimated. It is seen from Fig. 2 that the phase velocity via the local Timoshenko beam model has an asymptotic value.

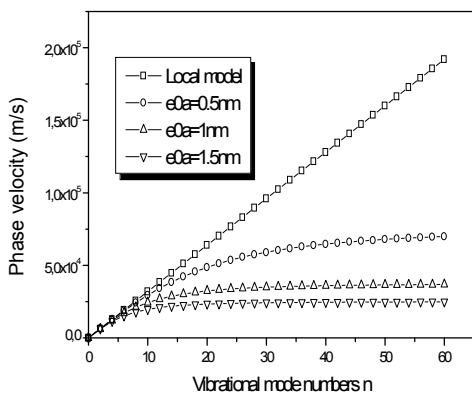


Fig. 1. Phase velocity of flexural wave versus

vibrational mode numbers for simply supported Euler – Bernoulli beam.

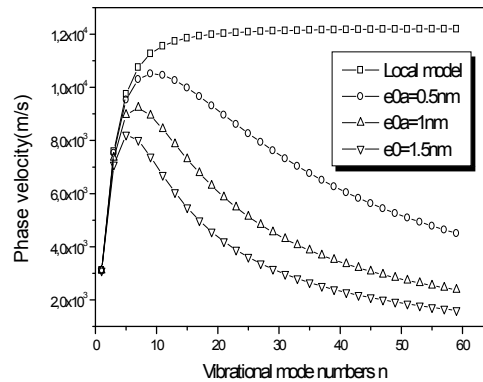


Fig. 2. Phase velocity of flexural wave versus vibrational mode numbers for simply supported Timoshenko beam.

4. Concluding Remarks

Free vibration of short SWNTs is studied in the present research via the nonlocal continuum beam models. Nonlocal Euler – Bernoulli and Timoshenko beam models enable the investigation of small – scale effects on a CNT’s dispersion solutions. It is shown that the dynamical properties of the nanotubes based on the classical beam theories are over estimated. Hence, the work in the manuscript not only reveals the significance of the small – scale effect on CNTs mechanical response, but also points out the limitation of the applicability and feasibility of local continuum models in analysis of CNTs mechanical behaviours.

References

- [1] S.Iijima, Nature (London) **354**, 56 (1991).
- [2] T. Ruckers, K. Kim, E. Joselevich, G. T. Tseng, C. L. Cheung and C. M. Lieber, *Science* **289** (2000), 94 – 97.
- [3] H. W. C. Postma, T. Teepen, Z. Yao, M. Grifoni, and C. Dekker, *Science* **293** (2000), 76 – 79.
- [4] L. Roschier, R. Tarkiainen, M. Ahlskog, M. Paalanen, and P. Hakonen, *Appl. Phys. Lett* **78** (2001), 3295 – 3297.
- [5] Q. Wang, *J. Appl. Phys.* **98**, 124301 (2005).
- [6] Y. Q. Zhang, G. R. Liu, and X.Y. Xie, *Phys. Rev. B.* **71**, 195404 (2005).
- [7] H. Heireche, A.Tounsi, A. Benzair, M. Maachou, E.A. Adda Bedia, *Physica. E* (In press).
- [8] A.C. Eringen, *J. Appl. Phys.* **54**, 4703 (1983).
- [9] L.J. Sudak, *J. Appl. Phys.* **94**, 7281 (2003).

ANALYSE SISMIQUE NON LINEAIRE DES BATIMENTS EN BETON ARME PAR L'ANALYSE PUSHOVER

M. MOUZZOUN *, O. MOUSTACHI ¹, A. TALEB ²

(*) Doctorant. Dép. Génie Civil- Ecole Mohammedia d'Ingénieurs, Rabat, Maroc

(¹) Professeur. Dép. Génie Civil – Ecole Mohammedia d'Ingénieurs, Rabat, Maroc

(²) Professeur. Dép. Génie Civil – Ecole Mohammedia d'Ingénieurs, Rabat, Maroc

* Corresponding author: E-mail : mouzzoun78@gmail.com

Résumé

Dans cet article on se propose d'évaluer les performances sismiques d'un bâtiment en béton armé dimensionné selon le règlement parasismique marocain RPS2000. Dans un premier temps une analyse dynamique est réalisée pour déterminer les propriétés dynamiques (périodes, modes propres, masses modales,...), ensuite une analyse pushover combinée avec des spectres de réponses est réalisée dans deux directions. Les résultats trouvés montrent que la structure présente de bonnes performances sous séisme modéré alors qu'elle est vulnérable sous séisme fort.

Mots Clés : pushover- non linéaire- sismique- endommagement- point de performance-béton armé.

1. Introduction

Les séismes survenus ces dernières décennies, Northridge (1994), Kobey (1995), Izmit (1999), Boumerdess (2003), Al-Hoceima (2004) et dans d'autres régions du monde ont occasionné des pertes considérables en vies humaines et d'importants dégâts matériels. L'insuffisance des méthodes simplifiées (méthode statique équivalente, analyse modale spectrale) et la complexité des méthodes d'intégration temporelles ont poussé les chercheurs dans le domaine du génie parasismique à chercher des solutions afin de réduire ce risque sismique. L'analyse pushover est un outil performant dans ce domaine. Elle permet l'estimation des dommages causés par un séisme postérieur et fournit des informations sur les endommagements qui peuvent être subis par une structure, et les éléments qui pourraient être vulnérables lors d'un séisme futur.

2. Analyse Pushover

L'analyse pushover [6,7], consiste à appliquer sur la structure un chargement latéral incrémentalement croissant jusqu'à l'atteinte d'un déplacement ciblé ou l'atteinte d'un état d'endommagement plastique considéré comme représentant la limite de ce qui est acceptable pour la sécurité.

Le chargement latéral représente les forces d'inerties que la structure subira lors d'un séisme. L'analyse est basée sur l'hypothèse que la structure est équivalente à un système d'un degré de liberté. Autrement dit, la réponse est contrôlée par le premier mode fondamental qu'on suppose

constant pendant tout le chargement de façon indépendante du niveau de déplacement.

3. Etude de cas

Le bâtiment étudié est un bâtiment en béton armé, à usage d'habitation, composé d'un rez de chaussée et de cinq étages. La structure résistance est composée de dalles

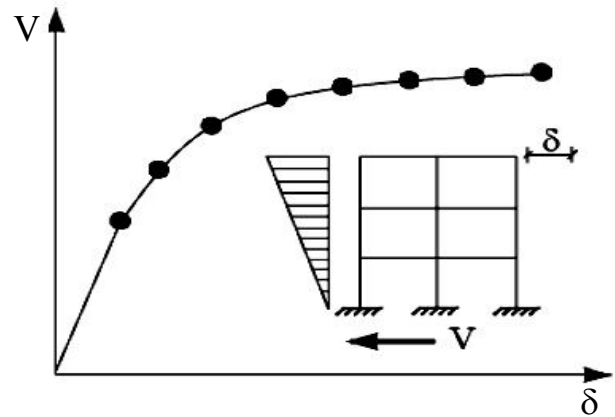


Figure 1 : principe d'établissement de la courbe pushover[9]

pleines d'épaisseurs 12cm, les poutres principales sont de section (25x30) cm², tandis que les poteaux sont de section (30x30) cm², la hauteur de chaque niveau est de 3m. Le bâtiment est situé en zone sismique 3, fondé sur un sol type S2 et il est dimensionné selon le règlement parasismique marocain RPS2000 [1].

Afin d'évaluer la performance du bâtiment, deux types de séismes (modéré, fort) ont été considérés. L'analyse Pushover a été faite moyennant le logiciel SAP2000 [7], les non linéarités matérielles ont été introduites à l'aide de rotules plastiques [5] dans les poutres et les poteaux. Pour l'analyse pushover trois cas ont été considérés :
 PUSHG : application des charges gravitaires
 PUSHX : application du chargement latéral dans la direction X-X
 PUSHY : application du chargement latéral dans la direction Y-Y

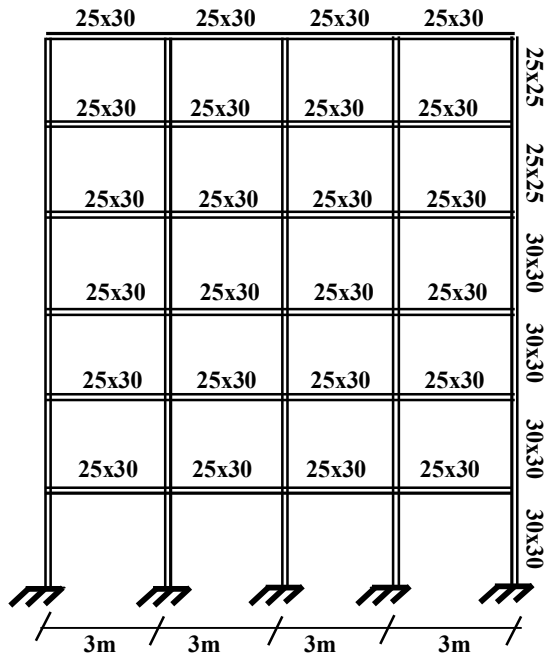


Figure 2 : vue 2D du bâtiment/X-X

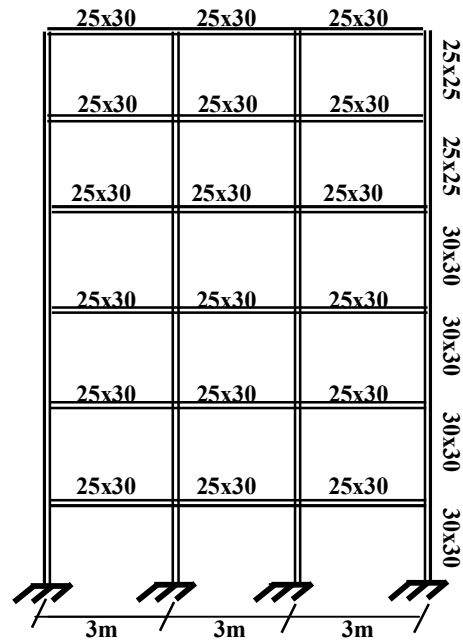


Figure 3 : vue 2D du bâtiment/Y-Y

4. Résultats

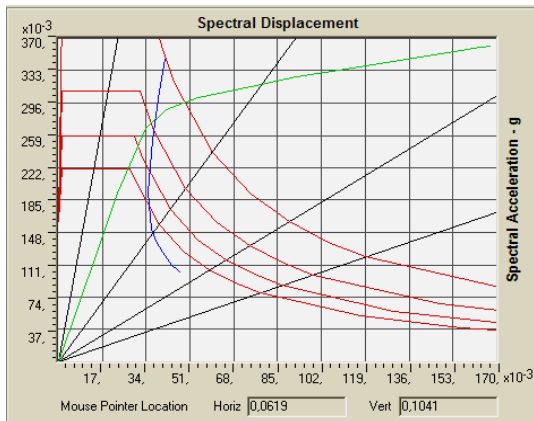


Figure 4 : point de performance $A=0.16g$ /X-X

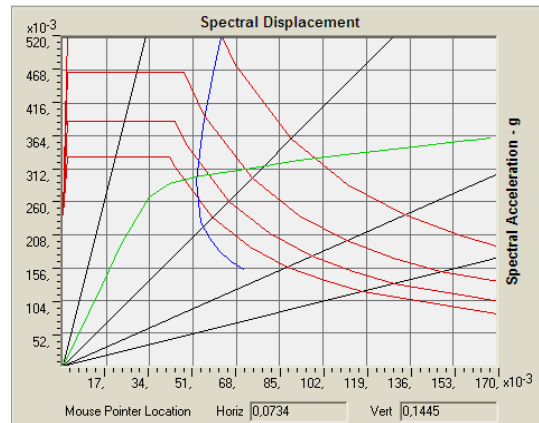


Figure 5 : point de performance $A=0.24g$ /X-X

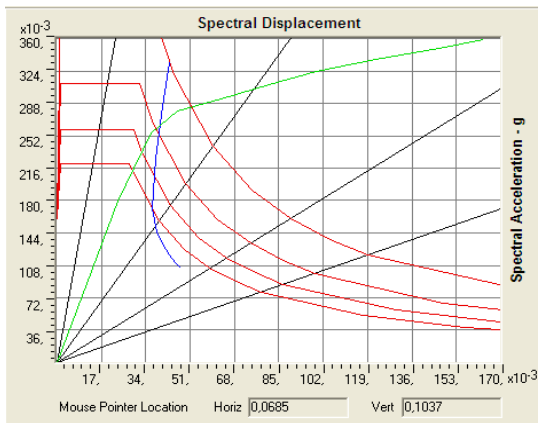


Figure 6 : point de performance $A=0.16g$ /Y-Y

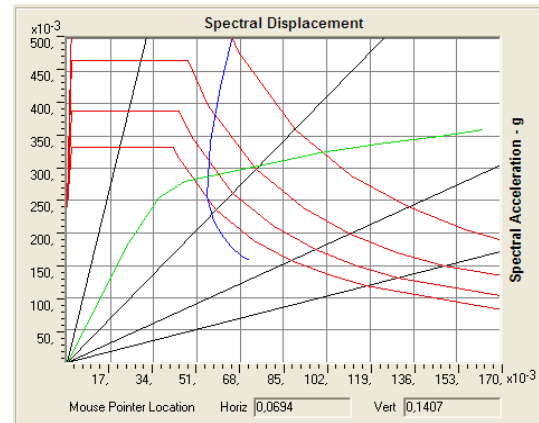


Figure 7 : point de performance $A=0.24g$ /Y-Y

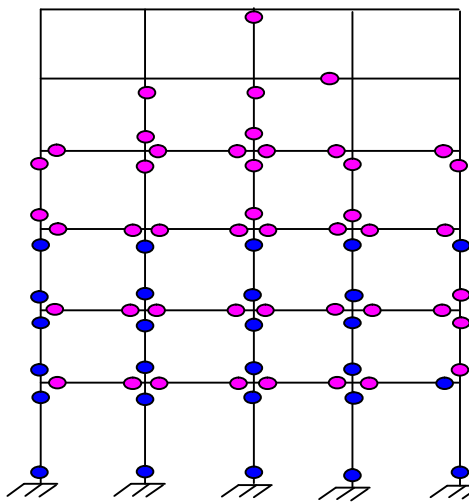


Figure 8 : Etat de plastification type IO sous séisme modéré

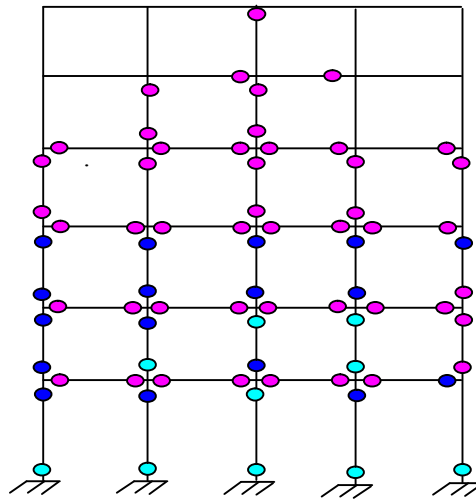


Figure 9 : Etat de plastification type LS sous séisme fort

5. Discussion

Sous séisme modéré dans les directions, X-X, Y-Y, on constate d'après les figures 4, 6 et 8 que la courbe de demande intersecte la courbe de capacité au voisinage du point IO (Immediate Occupation). La structure reste stable avec apparition de dommages légers ce qui nécessite une légère réparation pour les éléments non structurels mais aucune réparation pour les éléments structurels.

Sous séisme fort dans la direction X-X, Y-Y, on constate d'après les figures 5, 7 et 9 que la courbe de demande intersecte la courbe de capacité au voisinage du point LS (Life Safety), des rotules plastiques se sont produites, la structure est endommagée, elle a perdu sa rigidité et sa résistance originale mais une réserve de résistance latérale contre la ruine est préservée. Une intervention est nécessaire pour la réparation des éléments structurels et non structurels.

Conclusion

Dans cet article la performance sismique des bâtiments en béton armé a été étudiée en utilisant l'analyse pushover. Les conclusions tirées de cette analyse sont :

1. L'analyse pushover est un moyen relativement simple pour explorer le comportement non linéaire des bâtiments.
2. Le dimensionnement du bâtiment selon le RPS2000 est adéquat comme indiqué par l'intersection des courbes de demandes et de capacités et la distribution des rotules plastiques.
3. Les résultats obtenus en matière de demande, capacité et rotules plastiques ont donné un aperçu du comportement réel du bâtiment.
4. La chronologie d'apparition des rotules plastiques est un moyen pertinent qui donne l'ordre d'intervention pour renforcement.

En perspective nous souhaitons intégrer cette analyse au règlement parasismique marocain RPS2000 pour évaluer la performance sismique des bâtiments existants, d'autant plus qu'une grande partie du parc immobilier marocain est construite avant l'apparition des règles modernes dites règles parasismiques RPS2000.

Références

- [1] RPS2000, Règlement parasismique marocain, ministère de l'habitat et de l'aménagement de l'espace.
- [2] BAEL 91, Calcul des structures en béton armé aux états limites, Edition Eyrolles.
- [3] A. M. Reinhorn, Inelastic analysis techniques in seismic evaluations, Seismic Design methodologies for structures.
- [4] H.Krawinkler, Procedure and construction of pushover analysis of seismic performance evaluation engineering structure, vol. 20, edition Elsevier Science, Department of civil engineering standford university U.S.A 1998.
- [5] FEMA356, Federal Emergency Management Agency. NEHRP recommended Provisions for Seismic Regulations for New Buildings and Other Structures.
- [6] ATC40 – Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings, Volume 1, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1996.
- [7] CSI Analysis Reference Manual for SAP2000, ETABS, and SAFE – Computers and Structures, Inc. Berkeley, California, USA, October 2005.
- [8] Mouzzoun, Moustachi and Taleb. Seismic assessment of reinforced concrete buildings using pushover analysis, *International journal of Mechanical and Civil Engineering* (2013)
- [9] Mouzzoun, Moustachi and Taleb. Seismic vulnerability assessment of reinforced concrete buildings using fragility curves, *J. Mater. Environ. Sci.* 3 (6) (2012) 1037-1044.

REDUCTION DES RISQUES SISMIQUE DES STRUCTURES EN BETON ARME PAR LA DETERMINATION DES MATRICES DE DOMMAGES

F. I. BELHEOUANE¹, M. BENSABIM²

¹ Maître assistante, Département de Génie Civil,
Université Saad Dahleb, Blida, Algérie.
bensalimen2006@yahoo.fr

² Professeur, Département de Génie Civil
Université Saad Dahleb, Blida, Algérie.
bensaibim@yahoo.co.uk

Introduction

L'évolution du bâti en Algérie après l'indépendance du pays est très variée, que ce soit dans les centres urbains ou que ce soit en milieu rural. Ceci du point de vue des matériaux utilisés, des techniques de construction, de l'âge de la construction, etc., en particulier pour les constructions en béton armé, ce qui donne des constructions plus vulnérables que d'autres. Pour cela, et afin de réduire les pertes et les dommages dus aux séismes dans ce type de constructions, l'étude de leur vulnérabilité sismique est nécessaire [1]. Il s'agit, donc, de déterminer l'état des bâtiments qui présentent beaucoup plus de risques. De ce fait, des méthodologies appropriées d'estimation de la vulnérabilité sismique. Plusieurs méthodes d'estimation de vulnérabilité ont été développées dans le monde. Les méthodes les plus connues d'évaluation de la vulnérabilité sismique sont : Celle de l'ATC21 [2]: développée pour les constructions aux Etats-Unis, ce qui rend difficile son application dans d'autres régions. Celles de l'ATC14 [3] ou l'ATC40 [3], toujours développées aux États-Unis et qui sont largement connues depuis leurs publications mais leur utilisation impose des compétences très élevées. Celle de l'Echelle Macrosismique Européenne EMS98 [4], méthode très sommaire mais acceptée comme un standard en Europe car elle comporte une typologie générique pour la plupart des constructions que l'on trouve en Europe. Celles du GNDT [5], développées en Italie et applicables pour les constructions en maçonnerie et en béton armé, basées sur les analyses statiques de leur comportement lors d'un séisme mais leur application nécessite un expert pour l'évaluation visuelle des paramètres et pour le choix des valeurs de pondération. La méthode de l'index de vulnérabilité pour les constructions en maçonnerie [6], appliquée en Algérie. C'est une méthode basée sur l'approche du GNDT pour les constructions en maçonnerie. Son avantage est que les valeurs de pondération sont déterminées pour tous les paramètres et qui rend son application plus aisée. Elle tient compte aussi de certaines spécificités du pays. La méthode de l'index de vulnérabilité appliquée en Espagne [7], développée pour les constructions en maçonneries et les constructions en béton armé. Cette méthode est basée aussi sur l'approche du GNDT. D'autres méthodes d'évaluation de vulnérabilité des villes : Celles de l'ATC13 [8] et de HAZUS [9],

utilisées aux états unis, ainsi que la méthodologie de RISK-UE [10], développée en Europe, La méthode de RADIUS [11], projet lancé par le Secrétariat des nations unies, cette méthode est appliquée dans plusieurs villes au monde tel que la ville d'Addis Ababa [12], ville de Tahrán [13]. Comme il existe une étude d'évaluation des dégâts occasionnés aux infrastructures économiques et sociales de la ville de chenoua en Algérie par la détermination des courbes de vulnérabilité [14], cette étude est due au séisme de chenoua en 1989. Ces méthodes sont plus au moins coûteuses en fonction du degré de sophistication et du niveau de précision désirés pour l'estimation des pertes. Et afin d'assurer la protection des citoyens, des propriétés, des infrastructures...etc. en Algérie, nous avons opté pour le développement des courbes de vulnérabilité pour les structures en béton armé. Pour pouvoir estimer le comportement de ce type de structure à l'échelle d'une agglomération. Ces matrices de dommages sont basées sur la méthode de l'indice de vulnérabilité des structures en béton armé adaptée pour les constructions en Algérie

Une comparaison de nos matrices de vulnérabilité à celles développées par RISK-UE a donné une allure très proche d'où un résultat très satisfaisant.

Principe de la méthode développée

La méthode de l'indice de vulnérabilité consiste à calculer un indice « I_v » qui sera un indicateur de l'état de la structure. Cet index est lié à quelques paramètres de types structuraux et non structuraux. Les retours d'expertise et les observations post-sismiques des séismes d'Ain Timouchenet en 1999 ($M = 5.8$) et de Zemouri en 2003 ($M = 6.8$) ont permis leur détermination. La définition des paramètres choisis est basée sur le Règlement Parasismique Algérien RPA99 [15], modifié en 2003[16].

A chaque paramètre identifié nous lui affectons trois coefficients « K_i » ; chacun de ces coefficient étant associé à l'une des trois classes (A, B ou C). Le coefficient « K_i » exprime le degré de vulnérabilité du paramètre basé sur le retour d'expérience sismique et les données statistiques des tremblements de terre passés en Algérie (Ain Temouchent 1999 et Zemouri 2003). Notre prélèvement statistique a été exécutée sur 87 bâtiments expertisés lors du séisme d'Ain Temouchente et 567 bâtiments pour le séisme de Zemouri, ce qui nous a permis de déterminées les coefficients donnés dans le tableau 1[17].

Un paramètre peut prendre seulement une valeur « K_i » et représente ainsi la classe ou la catégorie auxquelles il appartient (A, B ou C). Nous distinguons :

- Classe A : Dans cette catégorie, nous trouvons le paramètre qui respecte les codes parasismiques en vigueur.
- Classe B : Dans cette classe, nous classons le paramètre établis en respectant les anciens règlements parasismiques
- Classe C : Dans cette catégorie, nous trouvons le paramètre qui n'est pas calculés selon aucun code parasismique.

Dans le tableau (1) nous donnons les paramètres que nous avons considérés, ainsi que les coefficients (Ki) que nous avons déterminé pour chacun des paramètres, en fonction de la classe à laquelle il appartenait.

N°	Paramètre	Classe / Ki		
		Classe A	Classe B	Classe C
1	Système de contreventement	0	0.09	0.16
2	Qualité du système de contreventement	0.01	0.03	0.06
3	La capacité sismique	0	0.01	0.03
4	Type de sol	0.01	0.03	0.06
5	Diaphragme horizontal	0.01	0.03	0.06
6	Régularité en plan	0.01	0.03	0.06
7	Régularité en élévation	0	0.06	0.12
8	Qualité des nœuds	0.01	0.03	0.06
9	Phénomène du poteau court	0.01	0.03	0.06
10	Etat des éléments non structuraux	0.01	0.03	0.06
11	Maintenance	0	0.06	0.09
12	Modifications	0.01	0.03	0.06
13	Entrechoquement	0.01	0.03	0.06
14	Implantation de l'ouvrage	0.01	0.03	0.06

Tableau I. Quantification des paramètres de l'étude

Afin d'identifier l'effet de quelques paramètres sur l'indice de vulnérabilité d'un bâtiment des coefficients de corrélation sont déterminés (Figure 1).

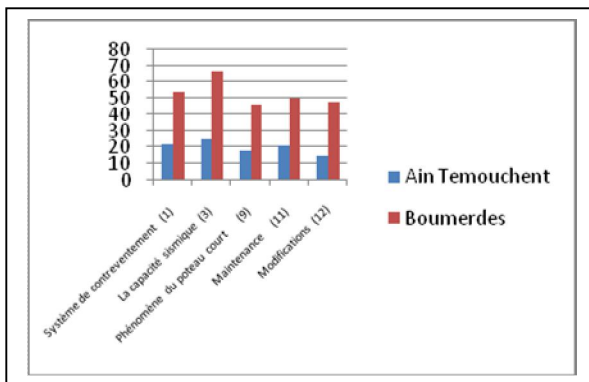


Figure 1. Coefficients de corrélation.

L'indice de vulnérabilité « Iv » s'exprime comme la somme des coefficients « Ki » que chaque paramètre prend en fonction de sa vulnérabilité. Ainsi :

$$Iv = \sum_{i=1}^n Ki \quad [1]$$

Cet indice varie de 0 à 1. Une fois le « Iv » calculé, et selon la valeur obtenue de l'index de vulnérabilité, cinq classes de vulnérabilité sont proposés : le vert 1, le vert 2, l'orange 3, l'orange 4 et le rouge 5. Cette classification est présentée dans le tableau suivant pour les structures en béton armé. Un indice moyenne « Iv moy » est attribué à chaque classe proposée (Tableau2).

Classes	Vert		Orange		Rouge
	1	2	3	4	
					5

Iv	0.10- 0.20	0.20 – 0.40	0.40– 0.55	0.55– 0.70	0.70 – 1.00
Iv moy	0,150	0,300	0,475	0,625	0,850

Tableau 2. La classification proposée selon l'indice de vulnérabilité

L'indice de vulnérabilité moyen « Iv moy » est donné pour chaque classe proposée afin de déterminer la courbe de vulnérabilité adéquate pour chaque classe de vulnérabilité.

Ainsi, nous proposons cinq catégories de dommages : Négligeable, Mineur, Modéré, Grave et Effondrement (tableau 3).

Dommages/catégorie	Classe de vulnérabilité	Description des dommages
Négligeable	1 Vert 1	Dommages négligeables et Insignifiant.
Mineur	2 Vert 2	Négligeable à Mineur pour les éléments structuraux et modérer pour les éléments non structuraux
Modéré	3 Orange 3	modéré pour les éléments structuraux et Important pour les éléments non structuraux
Grave	4 Orange 4	Important pour les éléments structuraux et très importants pour les éléments non structuraux,
Effondrement	5 Rouge 5	très Important pour les éléments structuraux, effondrement total ou partielle.

Tableau 3. Catégorie de dommages

Aussi nous avons définis la matrice de probabilité pour chaque classe de vulnérabilité

Matrice de probabilité des dommages:

Les matrices de probabilité de dommages est la quantification des dommages en fonction de différentes intensités pour chaque classe de vulnérabilité (tableau 5), sachant que l'intensité sismique est la mesure des effets du séisme sur les bâtiments. Purement qualitative, elle reste très utilisée car c'est la seule donnée accessible pour les séismes historiques et de nombreuses méthodes d'évaluation de la vulnérabilité du bâti sont basées sur ce paramètre [AFPS05]. Il existe plusieurs échelles d'intensité comme l'échelle de « Rossi-Forel » (RF), l'échelle de « Medvedev-Sponheuer-Karnik » (MSK), l'échelle de « Mercalli », modifiée de l'échelle RF, et l'échelle « European Macroseismic Scale » (EMS) [Musson]. Pour notre étude, nous utilisons l'échelle MMI.

Dommages	Vert 1				
	1	2	3	4	5
Intensité 3					
4					
5					
6					
7					
8	rare				
9	quelques	rare			
10	nombreux	quelques	rare		
11		nombreux	quelques	rare	
12			nombreux		

Domage	Vert 2				
	1	2	3	4	5
Intensité 3					
4					
5					
6					

7	rare				
8	quelques				
9	nombreux	quelques			
10		nombreux	quelques		
11			nombreux	rare	
12					

Orange 3					
Domma ge	1	2	3	4	5
Intensité					
3					
4					
5					
6	rare				
7	quelques	rare			
8	nombreux	quelques	rare		
9		nombreux	quelques	rare	
10			nombreux	quelques	
11				nombreux	
12					

Orange 4					
Domma ge	1	2	3	4	5
Intensité					
3					
4					
5	rare				
6	quelques				
7	nombreux	quelques			
8		nombreux	quelques		
9			nombreux	quelques	
10			les plupart	nombreux	quelques
11				les plupart	nombreux
12					

Rouge 5					
Domma ge	1	2	3	4	5
Intensité					
3	rare				
4	quelques	rare			
5	nombreux	quelques			
6		nombreux	quelques		
7			nombreux	quelques	
8			les plupart	nombreux	quelques
9				les plupart	nombreux
10					les plupart
11					
12					

Tableau 4. Comportement sismique des bâtiments en béton armé selon la classe de vulnérabilité sismique.

Les notions de rares, quelques, nombreux et les pluparts expriment le pourcentage des bâtiments endommagés lors d'un séisme d'une intensité donnée, ils sont exprimés comme suit :

De 0 à 5% pour la notion de rares.

De 0 à 20% pour la notion de quelques bâtiments

Jusqu'à 40% des bâtiments pour la notion de nombreux.

Plus que 60% des bâtiments pour la notion des pluparts.

Conclusion

Dans ce travail, nous avons présenté les matrices de dommages développées pour les structures en béton armé en Algérie, en se basant sur la méthode de l'indice de vulnérabilité déjà développées auparavant pour ce type de structures. Ces matrices de vulnérabilité sismique donnent le pourcentage des dommages en fonction de l'intensité sismique pour chaque classe de vulnérabilité sismique

Une classification des niveaux de dommages a été établie. Ou cinq niveaux de dommages sont déterminés, du niveau de dommages négligeables à l'effondrement de la structure.

Références

- Lang K., Seismic Vulnerability of Existing building, Thèse de doctorat, Swiss Federal Institute of Technology, Zurich, Swiss, 2002.
- ATC. Earthquake damage evaluation data for California. ATC-13 report, Redwood City, Applied Technology Council, California, 1985.
- AFPS, Vulnérabilité Sismique du Bâtis Existant : approche d'ensemble, *Cahier Technique n°25*, France, 2005.
- European Seismological Commission, L'Echelle Macrosismique Européenne EMS98, *Edition Française A. Levert*, Luxembourg, 2001
- Instituto di Rischio Sismico, *Determinazione del Rischio Sismico a fini Urbanistici in Lombardia, Regione Lombardia* –CNR, Italia, 1996
- Boukri M., Détermination de l'Indice de Vulnérabilité des Constructions en Maçonnerie, Thèse de magistère, Université Saad Dehleb de Blida, Algérie, 2003.
- Yépez F., Barbat A.H., Canas J.A., "A Method to perform Computer Simulations of Damage in Buildings for Seismic Risk Evaluation", Faculty of Civil Engineering, Technical University of Catalonia, Barcelona, Spain, 1996.
- Djaalali F., Etude de la vulnérabilité sismique des structures en Maçonnerie, Thèse de magistère, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Algérie, 1997.
- Ministère de l'Habitat et de l'Urbanisme, *Règlement Parasismique Algérien RPA 99 version 2003*, Algérie, 2003.
- Belheouane F I et Bensaïbi M, Seismic vulnerability index for reinforced concrete construction in Algeria, *Advanced Science Letter*, Vol 13, 2012, pp. 364-368.
- Belheouane F I et Bensaïbi M, Evaluation of the vulnerability index for reinforced concrete construction in Algeria under seismic action, *International Journal of Advances and Trends in Engineering Materials and their Applications (IJATEMA)*, Vol1, No 1, 2012, pp 101 – 106.
- Orsini G, A model for buildings' vulnerability assessment using the parameter less scale of seismic intensity (PSI), *Earthq Spec*, Vol 15, No 3, 1999, pp 463–483.
- Rossetto T et Elnashai A, Derivation of vulnerability functions for European-type RC structures based on observational data, *Engineering Structure*, Vol 25, No 10, 2003, pp1241– 1263.
- Shinozuka M, Feng Q, Lee J et Naganuma T, Statistical analysis of fragility curves, *ASCE Journal Engineering*, Vol 126, No 12, March 2000, pp 1224–1231.
- Mosalam K M , Ayala G, White R N et Roth C, Seismic fragility of LRC frames with and without masonry infill walls, *Earthquake Engineering*, Vol 1, No 4, 1997, pp 693–720.

DYNAMIQUE VIBRATIONNELLE D'UN GUIDE D'ONDES QUASI- PLAN COMPORTANT UNE IMPURETE INTERSTITIELLE

M. S. RABIA

Laboratoire de Mécanique, Structure et Energétique,
Université Mouloud Mammeri, Tizi-Ouzou 15000, Algérie.
E-mail : msrabia@mail.ummo.dz

1. Introduction

Les techniques modernes de fabrication permettent de réaliser des nanostructures de géométries variables rentrant dans la composition des systèmes mésoscopiques. Ces nanostructures, d'un intérêt technologique certain, représentent des éléments constitutifs dans plusieurs types d'appareils. De grands efforts sont consentis, ces dernières années, dans l'étude de tels composants. A cet égard, un volume croissant de données expérimentales se constitue pour mieux comprendre les propriétés structurales [1–3], magnétiques [4–5] et électroniques [6–8] des composés de faibles dimensions comme les fils quantiques et les couches minces. L'usage de ces nanostructures dans le domaine de la haute technologie exige des connaissances appropriées nécessaires pour un contrôle adéquat de leurs propriétés. D'où l'intérêt de développer des calculs numériques pour modéliser ces systèmes.

Dans ce travail, nous nous proposons d'étudier le spectre de vibration d'une impureté interstitielle incorporée dans une triple chaîne atomique infinie. En se basant sur le principe de Landauer-Büttiker [9,10] pour traiter le transport électronique, nous calculons les déplacements des atomes irréductibles de la région perturbée en faisant appel à la technique de raccordement [11-13]. En combinant cette méthode avec les fonctions de Green, nous obtenons également les densités spectrales de ces atomes. Des résultats numériques seront présentés pour une masse de l'impureté égale à celle des atomes du réseau.

2. Principe de la méthode

Initiée par Feuchtwang dans les années soixante puis revisitée par Szeftel et al. en 1987, la méthode de raccordement [11], comme son nom l'indique, permet de relier les déplacements des atomes du défaut à ceux des régions parfaites via les atomes aux frontières. Son exécution requiert la subdivision du cristal en trois régions distinctes G, M et D (Fig. 1) ayant toutes la même périodicité bidimensionnelle le long de la surface.

2.1 Description du modèle

Notre modèle est constitué de trois chaînes atomiques linéaires infinies, assimilées à un guide d'onde quasi-bidimensionnel dans lequel sont incorporés des diffuseurs (ou défauts) en des sites interstitiels. Les chaînes parallèles se composent de masses ponctuelles alignées le long de la direction de propagation (axe x). Chaque masse est reliée à sa proche et seconde voisines par des ressorts harmoniques de constantes de raideur k_1 et k_2 . Pour simplifier, les

distances entre masses adjacentes sont considérées égales suivant les deux directions cartésiennes x et y du plan. Compte tenu de la modification du champ de déformation dans la zone perturbée, nous définissons un paramètre λ dénotant le rapport entre les constantes de force modifiées (région M de la figure 1) et celles des régions parfaites G (gauche) et D (droite). Les nouvelles constantes de forces de liaison introduites par la présence du défaut sont portées sur la figure.

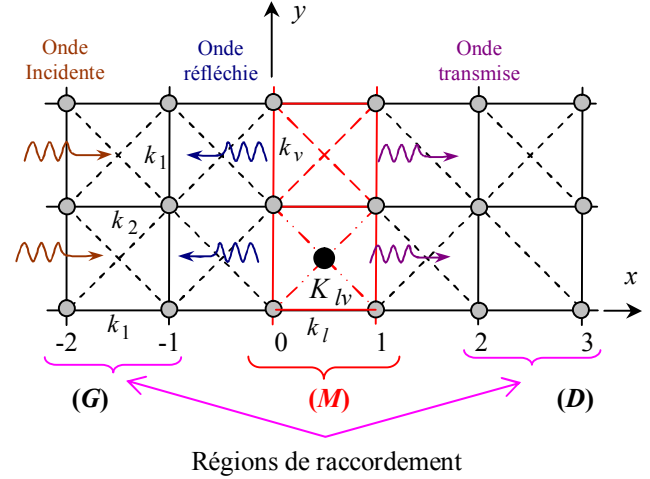


Fig. 1 : Guide d'onde quasi-plan composé de trois chaînes atomiques perturbées par un défaut interstitiel. La région M représente le défaut, G et D deux guides d'onde parfaits semi infinis.

2.2 Dynamique du réseau parfait

L'équation du mouvement d'un atome localisé en un site (l) est donnée, dans le cadre de l'approximation harmonique, par l'expression :

$$\omega^2 m(l) u_\alpha(l, \omega^2) = - \sum_{l' \neq l} \sum_{\beta} k(l, l') \frac{r_\alpha r_\beta}{d^2} [u_\beta(l, \omega^2) - u_\beta(l', \omega^2)] \quad (1)$$

où α et β indiquent les directions du plan ; $m(l) = m$ désigne la masse de l'atome du site (l) ; r_α est la composante du vecteur position relative entre les sites (l) et (l'), d la distance les séparant et $k(l, l')$ la constante de force de liaison entre les atomes des deux sites.

L'équation (1) se simplifie en tenant compte des conditions aux limites pour lesquelles nous obtenons des solutions d'ondes planes. En prévision du défaut, les vecteurs déplacement de deux colonnes adjacentes sont reliés par un facteur de phase Z tel que $\vec{u}^{i \pm 1} = Z^{\pm 1} \vec{u}^i$ (l'exposant i désigne le site occupé par l'atome suivant la direction de propagation). Cette relation est une caractéristique essentielle de la méthode de raccordement [11]. Le problème aux valeurs propres de l'équation (1) peut alors s'écrire

$$D(r_2, Z) \vec{u}^i = -\Omega^2 \vec{u}^i \quad (2)$$

Où $\Omega^2 = m\omega^2/k_1$ est la fréquence normalisée et $D(r_2, Z)$ la matrice dynamique (6×6) du réseau parfait (région G ou

D de la fig. 1) contenant des termes en Z et $1/Z$. $r_2 = k_2/k_1$ représente le rapport entre les constantes de force des deuxième et premier voisins du réseau

La résolution de l'équation (2) pour $Z = e^{iq}$ ($a=1$) fixé permet d'obtenir les fréquences propres de vibration Ω_v (2 modes acoustiques et 4 optiques) ainsi que les vecteurs propres \vec{u}_v qui leur sont associés. La figure 2 présente l'allure des courbes de dispersion $\Omega(\vec{q})$.

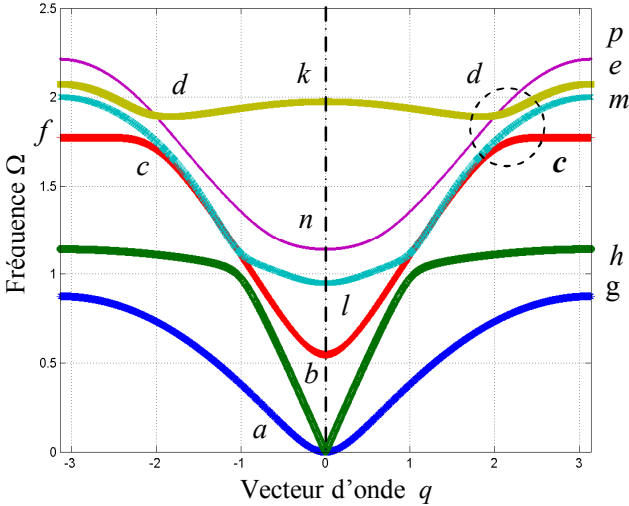


Fig. 2 : Branches de dispersion des modes propageants du guide d'onde quasi-plan représenté par une triple chaîne atomique infinie.

En plus des modes propageants $|Z_v|=1$ définis précédemment, la diffusion en présence de défauts nécessite aussi la connaissance des solutions évanescentes. En d'autres termes, pour une fréquence Ω donnée, nous avons besoin de toutes les solutions $|Z_v| \leq 1$ pour avoir une vision complète des courbes de dispersion. Il est intéressant de visualiser à 3D les trajectoires des facteurs d'atténuation complexes Z_v en fonction de la fréquence Ω (Fig. 3). Les points communs sont indiqués dans les deux représentations. La projection des courbes sur le plan complexe montre que les solutions propageantes sont disposées suivant des cercles de rayon unité, égal au module de Z ; alors que les solutions évanescentes correspondent aux courbes contenues à l'intérieur des cercles. De plus, le phénomène de non croisement des modes symétriques 3 et 6 (la numérotation des modes se faisant de bas en haut) contraint les phonons à emprunter des chemins évanescents pour sauter d'une branche acoustique à une branche optique dans la zone d'interaction, entourée d'un cercle sur la figure 2 [12,13].

2.3 Spectre de vibration des atomes irréductibles

Les ondes diffusées résultantes dans les deux régions semi infinies (G) et (D), composées d'une partie réfléchie et d'une autre transmise, engendrent des déplacements \vec{u}_r et \vec{u}_t dans les régions G et D qui peuvent être exprimés comme une combinaison des modes propres du guide d'onde à la même fréquence :

$$\vec{u}_r^i = \sum_v r_{v\bar{v}} \left[Z_v^{-1} \right]^i \vec{u}_v(Z_v^{-1}), \quad i \leq -1 \quad (3)$$

$$\vec{u}_t^i = \sum_v t_{v\bar{v}} \left[Z_v \right]^i \vec{u}_v(Z_v), \quad i \geq 2, \quad (4)$$

(4)

où $r_{v\bar{v}}$ et $t_{v\bar{v}}$ se rapportent aux coefficients de réflexion et de transmission normalisés préalablement par les vitesses de groupe de l'onde plane. Les indices v et \bar{v} se rapportent respectivement aux modes entrant et sortant.

Avec les définitions (3) et (4), nous pouvons réécrire les équations dynamiques des masses irréductibles et de celles des colonnes frontalières (-1) et (2) sous la forme,

$$\left[\Omega^2 I - D_f(r_2, \lambda) \right] [R] |U(u_t, u_r)\rangle = |0\rangle, \quad (5)$$

où $D_f(26 \times 26)$ désigne la matrice dynamique du défaut, $|U\rangle$ le vecteur regroupant toutes les inconnues du

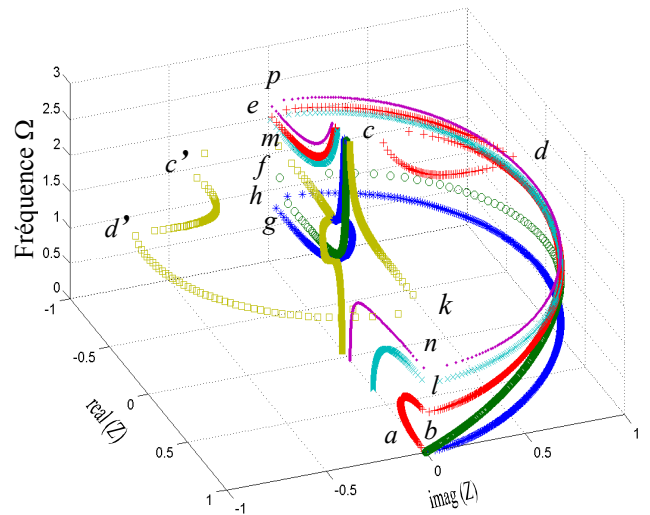


Fig. 3 : Comportements fonctionnels $\Omega(Z)$ des modes de vibration de la triple chaîne atomique infinie. Les modes propageants suivent le cercle $|Re(Z)|^2 + |Im(Z)|^2 = 1$ alors que les modes évanescents sont intérieurs au cercle.

En combinant la méthode de raccordement aux fonctions de Green, on définit l'opérateur :

$$G(\Omega^2 + j\varepsilon) = \left[(\Omega^2 + j\varepsilon)I - D_f(r_2, \lambda) \right]^{-1} \quad (6)$$

Pour un vecteur d'onde parallèle à la direction de propagation, la matrice densité spectrale s'exprime alors par la relation suivante :

$$\rho_{(\alpha,\beta)}^{(l,l')}(\Omega) = -2\Omega \sum_m P_{ai}^l P_{bi}^{l'} \delta(\Omega^2 - \Omega_m^2), \quad (7)$$

où l et l' désignent deux atomes localisés en ces sites, α et β deux directions cartésiennes et $P_{\alpha i}^l$ est la composante dans la direction α du vecteur polarisation de l'atome situé au site l pour le mode ayant une fréquence Ω_m .

La densité d'états par site atomique de la région perturbée peut ainsi être calculée en sommant sur la trace de la matrice, i. e pour $l = l'$,

$$N_l(\Omega) = -\frac{2\Omega}{\pi} \lim_{\varepsilon \rightarrow 0^+} \left\{ \sum_{\alpha} \text{Im} \left[G_{\alpha\alpha}^{ll}(\Omega^2 + j\varepsilon) \right] \right\} \quad (8)$$

3. Résultats et discussions

La figure 4 montre les densités spectrales des phonons en fonction de la fréquence pour l'ensemble des atomes irréductibles (0,0), (0,1), (0,2) et (1/2, 1/2) de la région du défaut M (Fig. 1). Nous présentons le cas d'une masse de l'impureté égale à celle des atomes du réseau. La courbe en continu se rapporte à la direction x et celle en tirets, à la direction y . Des comportements analogues, dus à des effets de symétrie évidents, sont observés pour les couples d'atomes [(0,0),(1,0)], [(0,1),(1,1)] et [(0,2),(1,2)].

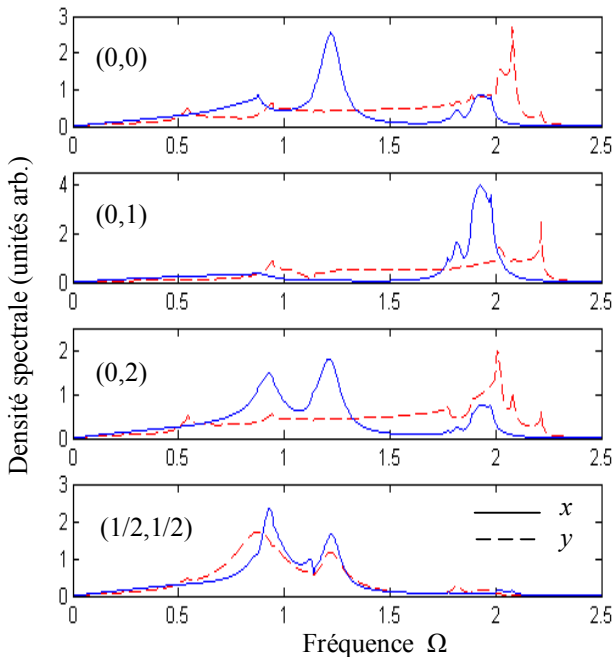


Fig. 4: Densités spectrales des phonons pour les atomes irréductibles du défaut en fonction de la fréquence normalisée dans le cas d'une masse de l'impureté égale à celle des atomes du réseau ($m' = m$). La courbe en continu se rapporte à la direction x et celle en tirets à la direction y .

De plus, malgré un environnement différent, les atomes de surface (0,0) et (0,2) se caractérisent par des courbes de même allure et un nombre identique de résonances suivant les deux directions x et y . La première résonance suivant x , au voisinage $\Omega \approx 0.9$ est une contribution du mode transversal. La seconde, avec un pic prononcé à $\Omega \approx 1.2$, est due à un mouvement d'ensemble longitudinal. Les résonances précédentes se retrouvent d'ailleurs dans le

spectre de l'impureté (1/2, 1/2) liée solidement à l'atome (0,1). La dernière, produite à haute fréquence dans la plage $0.9 < \Omega < 2.1$, est engendrée par une vibration collective des atomes localisés sur la même colonne. Suivant y , les spectres des atomes de surface (0,0), (0,2) et de volume (0,1), (1/2, 1/2) sont marqués par le même nombre de résonances dont l'origine provient du mouvement d'ensemble transversal

4. Conclusion

Dans ce travail, nous avons étudié l'influence d'une impureté réticulaire sur les propriétés de diffusion élastique de phonons dans un guide d'onde quasi-plan formé de trois chaînes atomiques infinies. Notre approche numérique, basée sur le principe de Landauer-Büttiker, s'appuie sur la méthode de raccordement combinée aux fonctions de Green pour calculer les densités spectrales des atomes irréductibles de la région du défaut.

La présence d'impuretés dans une structure modifie considérablement ses propriétés mécaniques et vibrationnelles par la création d'états localisés et par une diffusion de phonons dans le volume et à la surface du matériau. Les résultats numériques montrent que les fréquences de résonance dépendent étroitement de la valeur de la masse de l'impureté : les résonances ont lieu à basses fréquences pour les défauts lourds et inversement pour les défauts légers.

Références

- [1] B. Gambardella, M. Blanc, L. Burgi K. Kuhnke and K. Kern, *Surf. Sci.* 449, 93 (2000).
- [2] K. Kern, H. Niehaus, A. Schatz, P. Zeppenfeld, J. George J and G. Comsa, *Phys. Rev. Lett.* 67, 855 (1991).
- [3] M. S. Rabia, *J. Physica E* 42, 1307-1318 (2010).
- [4] A. Vindigni, A. Rettori, M. G. Pini, C. Carbone and P. Gambardella, *Appl. Phys. A* 82, 385 (2006).
- [5] N. Weiss, T. Cren, M. Epple, S. Rusponi, G. Baudot, A. Tejada, V. Repain, S. Rousset, P. Ohresser, F. Cheurer, P. Encok and H. Brune, *Phys. Rev. Lett.* 95, 157204 (2005).
- [6] J. N. Crain and D. T. Pierce, *Science* 7 703, (2005)
- [7] L. Bürgi, O. Jeandupeux, A. Hirstein, H. Brune and K. Kern, *Phys. Rev. Lett.* 81, 5370 (1998)
- [8] Y. Hasegawa and P. Avouris, *Phys. Rev. Lett.* 71, 1071 (1993).
- [9] M. Büttiker, *Phys. Rev. Lett.* 57, 1761 (1986).
- [10] R. Landauer, *Z. Phys. B* 68, 217 8099 (1987) ; *J. Phys. Condens. Matter* 1, 8099 (1989).
- [11] J. Szeftel and A. Khater, *J. Phys. C: Solid State Phys.* 20, 4725 (1987)
- [12] A. Fellay, F. Gagel, K. Maschke, A. Virlovvet and A. Khater *Phys. Rev. B* 55, 1707 (1997).
- [13] M. S. Rabia, *J. Mol. Struct-Theochem*, 777, 131-138 (2006).

ETUDE D'UNE TRANSITION DANS LA DYNAMIQUE QUALITATIVE D'UN OSCILLATEUR AVEC CONTACT ET FROTTEMENT

ALAIN LEGER¹, ELAINE PRATT², XIANG ZHANG³

^{1,2} CNRS, Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique
31, chemin Joseph Aiguier, 13402, Marseille cedex 20,
France

leger@lma.cnrs-mrs.fr, pratt@lma.cnrs-mrs.fr,

³ Department of Mathematics,
Shanghai Jiaotong University, Minhang Campus,
Shanghai 200240, China.

xzhang@sjtu.edu.cn.

1 Introduction

Dans le but de comprendre la dynamique en présence de contraintes unilatérales, on poursuit l'étude d'un système simple de type masse-ressorts soumis à des forces extérieures ainsi qu'à des conditions de contact et de frottement. Après en avoir exploré l'ensemble des états d'équilibre lorsque le chargement extérieur est constant [2], nous avons présenté un premier examen de la dynamique qualitative de ce système sous chargement oscillant [6,7]. On choisit le cas où un chargement constant assure l'existence d'une infinité d'états d'équilibre en contact strictement appuyé auquel on superpose une perturbation oscillante. Le résultat principal est alors que le plan {période-amplitude} de l'excitation est divisé en trois zones que l'on peut caractériser comme suit :

pour toute perturbation d'amplitude suffisamment faible, il existe une infinité d'états d'équilibre en contact, il n'existe aucune solution périodique, et toute trajectoire issue d'une condition initiale hors d'équilibre est uniquement glissante et conduit en temps fini à un équilibre en contact; cette caractéristique qualitative est indépendante de la période ce qui signifie que la zone correspondante est une bande horizontale ;

lorsque l'amplitude augmente, les solutions restent en contact, mais il n'existe plus d'états d'équilibre ; il existe en revanche des solutions périodiques glissantes dont le nombre dépend de la période de l'excitation ;

pour des amplitudes plus grandes, il peut exister encore des solutions périodiques, mais toutes les trajectoires perdent le contact pendant au moins une partie de la période. La frontière qui sépare cette zone de la précédente est relativement compliquée et dépend fortement de la période.

Le présent travail s'intéresse à la transition entre la zone où il existe une infinité d'états d'équilibre et aucune solution périodique, et la zone où il n'existe plus d'états d'équilibre mais où existent des solutions périodiques. Sur cette ligne de transition, quelle que soit la période un seul état d'équilibre existe. Une étude numérique avait montré que cette transition était à la fois complexe et très intéressante : toute condition initiale hors d'équilibre conduit, en fonction

de la période, soit à une solution périodique, soit à une trajectoire qui converge, en temps fini ou à l'infini, vers une solution périodique ou vers l'unique point d'équilibre.

2 Le problème mécanique

On étudie un système masse-ressorts dans lequel une seule particule ponctuelle se déplace dans un demi-plan limité par un obstacle rectiligne rigide. Représenté Figure 1, ce système a été introduit dans [4] pour l'étude des solutions quasi-statiques, et a été utilisé ensuite pour l'exploration des états d'équilibre et de leur stabilité.

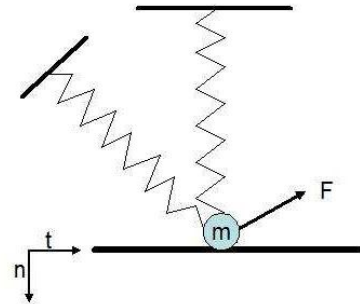


Figure 1: Le système masse-ressorts

On désigne par m la masse de la particule, $\mathbf{K} = \begin{pmatrix} K_t & W \\ W & K_n \end{pmatrix}$ la rigidité du système de ressorts, μ le coefficient de frottement. On se propose d'étudier les trajectoires $\mathbf{u}(t) = (u_t(t), u_n(t))$ de la masse m lorsque celle-ci est soumise à une force constante $\mathbf{F} = (F_t, F_n)$ ainsi qu'à une perturbation oscillante $P(t)$ (dont la composante normale est supposée nulle pour simplifier la présentation). L'obstacle exerce par ailleurs une réaction inconnue $\mathbf{R} = (R_t, R_n)$ qui résulte des conditions de contact. On insiste sur la particularité qualitative qui est que les conditions de contact et de frottement ne sont pas régularisées, ce qui se traduit à la fois sur la forme de la frontière de décollement, et évidemment sur la transition entre équilibre et glissement.

Le cadre général pour l'étude des trajectoires comprend donc le contact unilatéral, le frottement de Coulomb et une loi d'impact; il a été montré d'une part que ces caractéristiques conduisent à un système dynamique où la vitesse peut présenter des discontinuités et où l'équation du mouvement doit être considérée comme une égalité entre des mesures [5], et d'autre part que, associé à des conditions initiales compatibles avec la présence de l'obstacle, le problème de Cauchy correspondant n'est bien posé que si les forces extérieures sont extrêmement régulières [1]. Tenant compte du fait que la transition étudiée ne fait intervenir que des trajectoires glissantes, c'est-à-dire qu'il n'y a pas de décollement, le déplacement se réduit donc à sa composante tangentielle (que l'on note simplement u) et l'équation du mouvement se réduit à :

$$\begin{cases} m\ddot{u} + (K_t - \mu W)u = F_t - \mu F_n + P(t), \\ \text{ou} \\ m\ddot{u} + (K_t + \mu W)u = F_t + \mu F_n + P(t). \end{cases}$$

suivant que l'on décrit une phase de glissement vers la droite ou vers la gauche. On introduit $\omega_\alpha^2 = (K_t - \mu W)/m$ et $\omega_\beta^2 = (K_t + \mu W)/m$ associées respectivement à des demi-périodes de glissement vers la droite et vers la gauche $T_\alpha = \pi/\omega_\alpha$ et $T_\beta = \pi/\omega_\beta$. On désigne par T et ε les deux axes du plan {période-amplitude}, la transition étudiée est alors caractérisée (cf. [6]) par la droite horizontale $\varepsilon = \varepsilon_0 = \frac{2u(K_t F_n - W F_t)}{K_t + \mu W}$, $T \in]0, +\infty[$.

On se propose maintenant de présenter en détail pour tout point de cette droite du plan $\{T, \varepsilon\}$ les résultats annoncés précédemment avec en particulier le fait observé numériquement que le point $T = T_\alpha$ sur cette droite marque une transition entre l'existence et la non existence de solutions périodiques. Il est bien entendu que l'on n'en expose ici que les énoncés, et quelques idées de preuves.

Pour l'ensemble de cette analyse, on introduit certaines notations qui désignent des points utiles dans la description d'une trajectoire, périodique ou non. On rappelle que dans un problème avec frottement de Coulomb, l'expression glissement imminent désigne un équilibre situé sur le bord du cône de frottement c'est-à-dire un équilibre qui sera détruit par une perturbation infinitésimale des forces extérieures. On désigne alors par U_ε l'unique position d'équilibre, qui existe pour tout T , celle-ci est strictement bloquée par le frottement, U_r désigne la position en glissement imminent vers la droite lorsque $P(\dot{x}) = 0$, U_l la position en glissement imminent vers la gauche lorsque $P(\dot{x}) = \varepsilon$, U_d une position telle que toute trajectoire issue de $(u_0, 0)$ avec $u_0 < U_d$ perde le contact avec l'obstacle. Pour simplifier, on introduit la distance $d = U_l - U_\varepsilon$.

2 Ensemble des solutions lorsque $T > T_\alpha$.

Proposition 1 Soit $T > T_\alpha$, $\varepsilon = \varepsilon_0$ et une condition initiale (u_0, \dot{u}_0) , avec $\dot{u}_0 = 0$, alors :

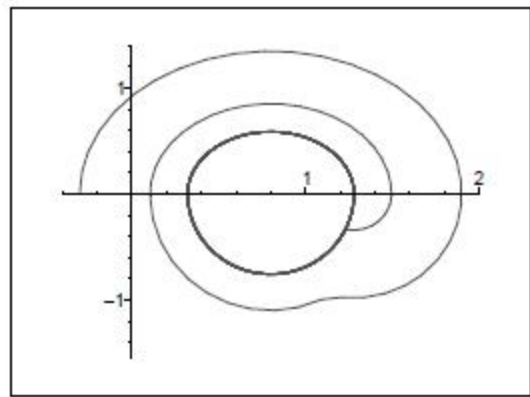
- i) toute position initiale $u_0 \in [U_\varepsilon - d, U_\varepsilon[$ conduit à une solution périodique de période $2T$;
- ii) toute position initiale en dehors de $[U_\varepsilon - d, U_\varepsilon]$ conduit à une trajectoire non périodique qui converge soit à l'infini vers la plus grande solution périodique si $T_\alpha < T \leq T_\alpha + T_\beta/2$, soit en temps fini vers l'une des solutions périodiques si $T > T_\alpha + T_\beta/2$.

Les outils essentiels de la preuve sont énoncés qualitativement comme suit :

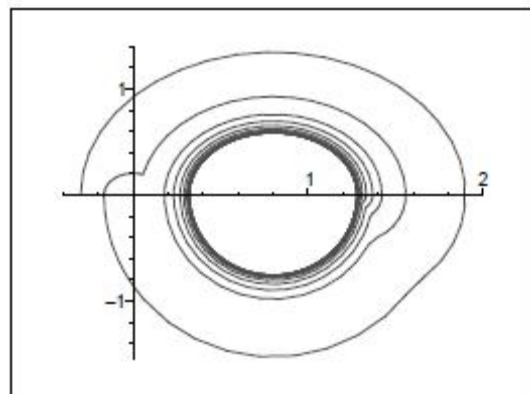
Résultat 1 Supposons qu'au cours d'une trajectoire quelconque la vitesse passe par zéro en un point correspondant à une réaction normale égale à une valeur de la réaction normale à l'équilibre, alors soit la trajectoire reste à l'équilibre pour tout temps ultérieur si les forces ne changent pas, soit reste à l'équilibre jusqu'à ce que les modifications des forces extérieures ne la ramènent en glissement imminent.

Résultat 2 Toute trajectoire issue d'une condition initiale $(u_0, 0)$ avec $u_0 \in]U_d, U_r[$, entrera dans l'intervalle $[U_r, U_\varepsilon - d[$ en temps fini.

On montre Figure 2 deux trajectoires convergeant vers une solution périodique, l'une en temps fini, l'autre à l'infini.



a - $T > T_\alpha + T_\beta/2$



b - $T_\alpha < T \leq T_\alpha + T_\beta/2$

Figure 2: Deux exemples de trajectoires non périodiques pour $T > T_\alpha$, $\varepsilon = \varepsilon_0$

3 Ensemble des solutions lorsque $T < T_\alpha$.

Proposition 2 Soit $T < T_\alpha$, $\varepsilon = \varepsilon_0$, alors, il n'existe pas de solution périodique non triviale, et toute condition initiale $(u_0, 0)$ avec $u_0 \in]U_d, U_\varepsilon[$ conduit à une trajectoire qui converge vers l'unique position d'équilibre.

La preuve de ce résultat se déduit des quatre étapes suivantes :

Supposons $T < T_\alpha/2$ alors il existe une donnée initiale telle que la trajectoire arrive exactement à l'équilibre à vitesse nulle après un nombre fini d'oscillations de la force extérieure, et ce en glissant dans un seul sens.

Soit $T \in]0, T_\alpha/2[$ et u_0 la condition initiale de la trajectoire qui conduit à l'équilibre en temps fini, alors toute donnée initiale $(\bar{u}_0, 0)$ avec $\bar{u}_0 \in]u_0, U_\varepsilon[$ conduit à une trajectoire qui converge vers l'équilibre à l'infini.

Soit $T \in]0, T_\alpha/2[$ et u_0 la condition initiale de la trajectoire qui conduit à l'équilibre en temps fini, alors toute donnée initiale $(\bar{u}_0, 0)$ avec $\bar{u}_0 \in]U_d, u_0[$ conduit à une trajectoire qui saute sur l'autre bord du cône (autre sens de glissement) puis converge vers U_ε .

Soit $T \in]T_\alpha/2, T_\alpha[$, alors la trajectoire converge vers U_ε , d'autant plus lentement que T est plus près de T_α .

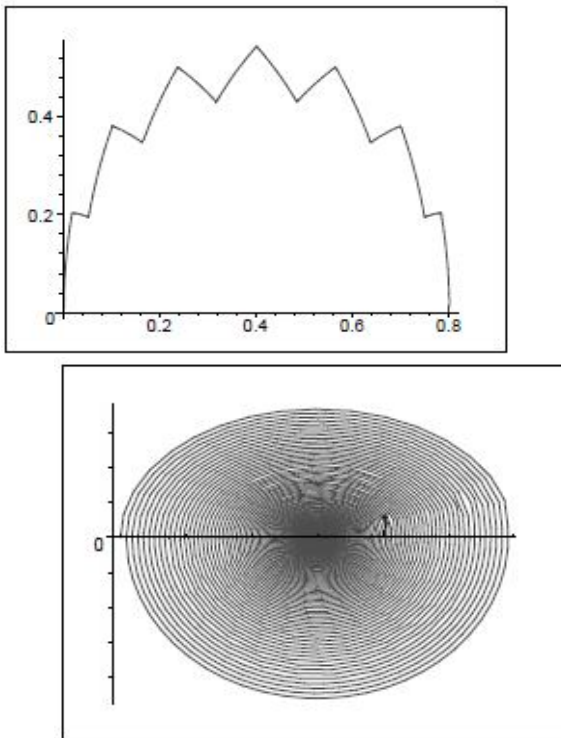


Figure 3: Deux exemples de trajectoires conduisant à l'équilibre, respectivement en temps fini pour T assez petit, et à l'infini pour T proche de T_{α} .

4 Le cas $T = T_{\alpha}$.

Proposition 3 Soit $T = T_{\alpha}$, $\varepsilon = \varepsilon_0$, alors toute solution issue d'une condition initiale $(u_0, 0)$, où $u_0 \in [U_f - d, U_f]$, est périodique de période $2T$.

La preuve est très proche de celle du point i) de la proposition 1. On observe que, puisque U_f est strictement inférieur à $U_f - d$, cet ensemble est strictement plus grand que lorsque $T > T_{\alpha}$.

5 Conclusion

Le cas $T = T_{\alpha}$ contient encore quelques difficultés. Il reste en particulier à montrer que toute condition initiale en dehors de l'intervalle donné dans la proposition 3 conduit à une trajectoire qui converge vers la plus grande des solutions à l'infini. Cela a en effet toujours été observé par

de très nombreuses expérimentations numériques, mais nous n'en avons pas encore de justification théorique.

Nous avons étudié une transition dans le plan $\{T, \varepsilon\}$. La transition vers l'existence de trajectoires qui perdent le contact reste à étudier, comme restent à explorer les trajectoires au-delà de cette transition.

Enfin le cas où le terme de raideur élastique linéaire Ku est remplacé par une fonction $f(u)$ sera certainement extrêmement riche pour comprendre le couplage entre des non linéarités régulières et non régulières en dynamique qualitative.

Références

- P. Ballard and S. Basseville. Existence and uniqueness for dynamical unilateral contact with Coulomb friction: a model problem. *Mathematical modelling and Numerical Analysis*, Vol. 39, 1, 57--77, 2005.
- S. Basseville, A. Léger and E. Pratt. Investigation of the equilibrium states and their stability for a simple model with unilateral contact and Coulomb friction, *Archive Appl. Mech.*, Vol. 73, 409-420, 2003.
- M. Jean. The nonsmooth contact dynamics method. *Computer Methods Appl. Mech. Engrn*, Vol. 177, 235--257, 1999.
- Klarbring. Examples of non-uniqueness and non-existence of solutions to quasistatic contact problems with friction. *Ing. Archives*, Vol. 60, 529-541, 1990.
- J.J. Moreau. Unilateral contact and dry friction in finite freedom dynamics. In Moreau J.J., Panagiotopoulos P.D. (Eds), *Nonsmooth Mechanics and Applications*, CISM courses and lectures 302, Springer-Verlag, Vienne-New York 1988.
- E. Pratt, A. Léger, Analyse qualitative d'un système dynamique non régulier, *Revue de Mécanique Appliquée et Théorique, Numéro spécial 2*, Actes du 10^{ème} Congrès de Mécanique, Oujda, 2011, à paraître.
- E. Pratt, A. Léger., Qualitative analysis of a forced nonsmooth oscillator with contact and friction, *Annals of Solid and Structural Mechanics*, Vol. 2, 1-17, 2011.

SIMULATION NUMERIQUE DES VIBRATIONS D'UNE AILE D'AVION

MOHAMED ELAJRAMI⁽¹⁾, ZOUAOUI. SATLA⁽¹⁾, FAROUK. B. BOUKHOULDA⁽¹⁾

⁽¹⁾Laboratoire de mécanique des structures et des solides Université de Sidi Bel Abbès BP 89 Cité Ben M'HIDI Sidi Bel Abbès 22000 –Algérie,

eladjrami_mohamed@yahoo.fr, satlazouaoui@hotmail.fr
Boukhoulida_22000@yahoo.fr

Résumé :

Les vibrations des systèmes mécaniques constituent une préoccupation majeure des scientifiques et des ingénieurs depuis plusieurs siècles. De nos jours, presque toute nouvelle conception mécanique est sujette à une étude détaillée de sa susceptibilité aux vibrations, en particulier, les vibrations des ailes d'avion causées par l'air. Cette étude porte sur une simulation numérique moyennant le code de calcul Ansys[®] afin de déterminer les fréquences et les modes propres d'une aile d'avion.

Mots-clés : Aile d'avion, simulation, modes propres, fréquences propres

Abstract :

Vibrations of mechanical systems is a major concern of scientists and engineers. Today, almost all new mechanical designs subject to a detailed study of its susceptibility to vibration, in particular, vibration of the aircraft wings caused by air. The main objective of this is a study focuses on numerical simulation by ANSYS[®] to determine the natural frequencies and mode shapes of an airplane wing.

Keyword: Airplane wing, simulation, mode shapes, frequency shapes

1. INTRODUCTION

En général, l'étude du comportement dynamique des structures continues est complexe et le problème se ramène à la résolution d'équations aux dérivées partielles dont la recherche de solutions peut être rendue considérablement difficile, voire même impossible, suivant la nature et la forme des conditions imposées au système. Cependant, dans le domaine de la mécanique, il est parfois nécessaire de connaître la valeur des premières fréquences propres d'un système continu. Face à un tel problème, on est conduit à représenter le système continu par un autre système ayant un nombre fini de degrés de liberté. Naturellement, on peut discrétiser un système continu de différentes façons (section typique) [1], mais on ne s'approchera au mieux des résultats théoriques exacts que dans certains cas. Le calcul des premières fréquences propres du système discrétisé correspondant se fait par l'évaluation de la puissance des différentes méthodes approximatives de solution [2]. Les

résultats obtenus de la simulation numérique sont comparés avec ceux obtenus à partir du modèle expérimental [3].

2. METHODE DE BASE MODALE

Généralement dans les problèmes de vibration, l'équation caractéristique a seulement une racine réelle et les matrices sont symétriques [4]. Assumant que toutes les valeurs propres de $M^{-1}K$ correspondent aux matrices de masse et de rigidité sont non-négatives, il existe n valeurs de fréquences naturelles réelles qui peuvent être arrangées par $w_1 \leq w_2 \leq \dots \leq w_n$. Chacune d'une valeur propre w_i^2 , $i=1,2,\dots, n$, a un vecteur propre correspondant X_i , qui satisfait :

$$M\ddot{q}(t) + Kq(t) = 0(1)$$

La solution de l'équation (1) est :

$$q(t) = X e^{i\omega t}(2)$$

Où ω est la fréquence de vibration et X est un vecteur de n dimensions noté la forme modale. Chaque fréquence naturelle a ou moins une forme modale correspondante. La solution générale est une superposition linéaire sur tous les modes possibles. L'équation de fréquence ou valeur propre est définie par :

$$-w^2 M X + K X = 0(3)$$

$$M^{-1} K X_i = w_i^2 X_i(4)$$

Cette forme modale X_i est un vecteur de dimension n , elle n'est pas unique. Le vecteur propre est unique seulement. La complexité algébrique de la solution exponentielle augmente avec le nombre de degrés de liberté. Pour les systèmes de grand nombre de degrés de liberté, l'utilisation des méthodes numériques est requise. La solution de l'équation (4) s'exprime alors sous la forme d'une somme de contributions modales :

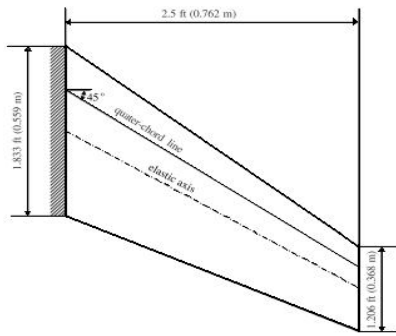
$$q(t) = \sum_{i=1}^n X_i p_i(t)(5)$$

Avec p_i : amplitude du mode i ou coordonnée modale à l'instant t .

3. CARACTERISTIQUES DE L'AILE D'AVION

L'aile d'avion étudiée est une aile Agard 445.6 (Advisory Group for Aerospace Research and Development) (Fig.1), de forme trapézoïdale tridimensionnelle. La figure 2 montre la forme du profil de l'aile. Le matériau de cette aile est un alliage d'aluminium Al 2024-T3 de propriétés mécaniques suivantes [5] :

Module d'Young $E = 77,28 \text{ GPa}$,
Masse volumique $\rho = 2710 \text{ kg/m}^3$,
Coefficient de Poisson $\nu = 0,33$.



1:Forme géométrique de l'aile Agard445.6[6].

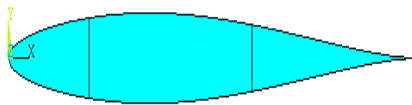
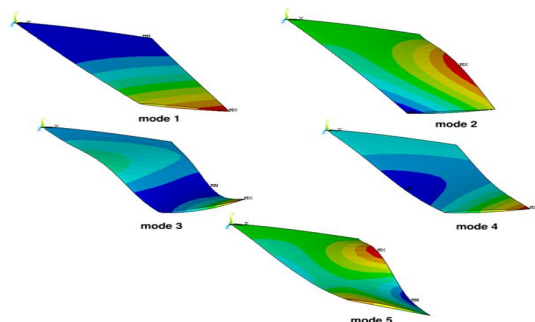


Fig.2 :Forme géométrique du profil de l'aile

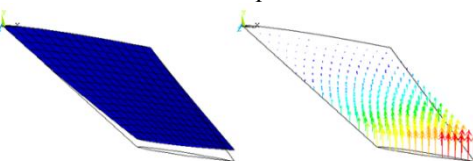
4.RESULTATS ET DISCUSSIONS

4.1 Modes propres

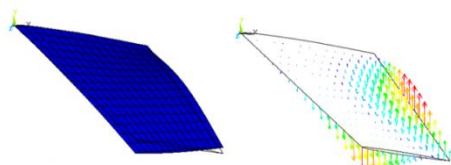
l'analyse aéroélastique effectuée sur l'aile Agard 445.6 moyennant le logiciel Ansys[®] nous a permis de déterminer les cinq premiers modes qui concernent les différentes superposition (flexion, torsion, flexion, torsion et la combinaison flexion –torsion)(Fig. 3.a). Le premier mode concerne la flexion, le deuxième c'est le mode pour la torsion, le troisième et le quatrième concernent respectivement la deuxième flexion et la deuxième torsion et le cinquième mode est celui de la combinaison flexion-torsion



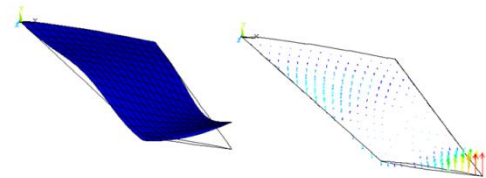
-a-Les cinq modes



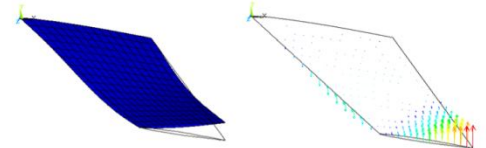
-b- Mode 1(Flexion) Fréquence 9,8010Hz.



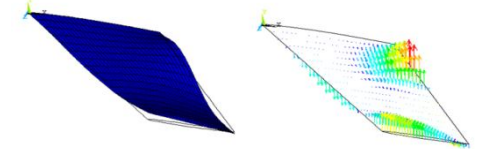
-c-Mode 2 (Torsion) Fréquence 38,1020Hz.



-d-Mode 3 (Flexion) Fréquence 47,0450Hz.



-e-Mode 4 (Torsion) Fréquence 89,4590Hz.



-f-Mode 5(Combinaison torsion/flexion) Fréquence 118,60Hz.

Fig. 3:Modes propres de l'aile Agard 445.6

4.2 Comparaison des résultats de la simulation avec les résultats expérimentaux [3]

La figure 4 montre une comparaison en modes propres des résultats numériques et expérimentaux. Des écarts importants ont été enregistrés entre les résultats des modes quatre et cinq. D'autre part, et afin de donner une idée sur la précision de nos calculs, le tableau 1 regroupe les valeurs des fréquences propres en Hertz des cinq modes pour trois types de résultats (CSD-FEM, expérimentaux [3] et numériques par Ansys). La figure 5 montre ainsi une comparaison de ces trois types de résultats en fréquences propres.

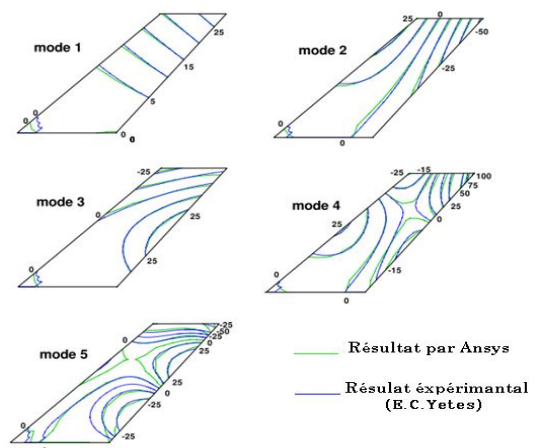
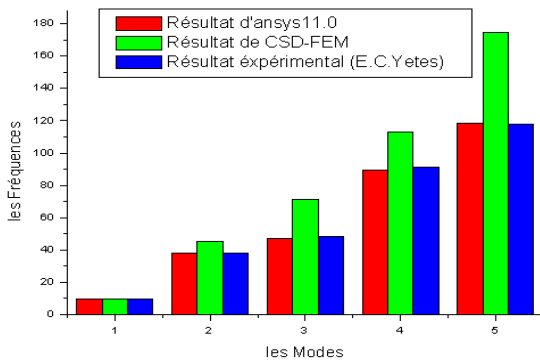


Fig.4 :Comparaison des résultats numériques et expérimentaux [3].

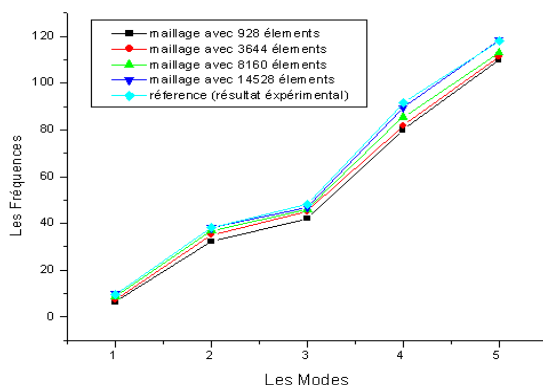
Tab. 1 : Valeurs des fréquences propres (Hz)

Mode	Résultats num. Ansys	Résultats CSD .FEM[5]	Résultats exp. [3]
1	9,8010	9,7601	9,5990
2	38,1020	45,4378	38,1650
3	47,0450	71,5621	48,3482
4	89,4590	112,7300	91,5448
5	118,60	174,4325	118,1130

**Fig.5 :** Comparaison des fréquences propres (Hz)

4.3 Influence du raffinement du maillage sur les résultats numériques

La figure 6 montre les fréquences propres obtenues numériquement moyennant le code de calcul Ansys pour différents maillages. D'après cette figure, on constate qu'avec un maillage plus raffiné nos résultats sont très proches des résultats expérimentaux. Donc la précision d'un calcul par éléments finis est d'autant meilleure que le maillage est fin et que l'ordre du mode est faible.

**Fig.6:** Influence du raffinement du maillage sur les résultats.

Influence du raffinement du maillage sur les résultats.

Pour les premiers modes, la convergence est rapide, par contre, le temps de calcul augmente rapidement avec la finesse du maillage. Par conséquent, la difficulté réside à trouver un type de maillage donnant la précision souhaitée en un minimum de temps.

5. CONCLUSION

A travers cette étude, on a pu déterminer les modes et les fréquences propres d'une aile d'avion. Les résultats obtenus ont été comparés avec d'autres obtenus expérimentalement. Des écarts importants ont été enregistrés pour les modes quatre et cinq. D'autre part, l'influence du raffinement du modèle sur la variation des résultats a été mise en évidence où il a été constaté qu'un maillage raffiné minimise l'écart entre les résultats numériques et expérimentaux d'une façon significative.

RÉFÉRENCES

- [1] FUNG, Y.C., "An introduction to the theory of aeroelasticity", Dover, New-York, 1993.
- [2] Germain Ostiguy. "Détermination analytique et vérification des premières fréquences propres d'un système continu" École Polytechnique de Montréal, 1976;
- [3] Yates, E. C. "AGARD Standard Aeroelastic Configuration for Dynamics Response", 1987 ;
- [4] Douglas Thorby, "Structural Dynamics and Vibration in Practice", Library of Congress Catalog Number: 2007941701, First edition 2008;
- [5] Poyan Pahlavanloo. "Dynamic Aeroelastic simulation of the AGARD 445.6 wing using * Edge" FoI-R--2259--SE Technical report, ISSN 1650-1942, April 2007
- [6] Zhengkun Feng. "A nonlinear computational aeroelasticity model for aircraft wing" École de technologie supérieure du Québec, Candidat Configuration I.-Wing 445.6. NASA TM 10049 Montreal, August 3, 2005.

ANALYSE ADOUBLE ECHELLE DES VIBRATIONS DES STRUCTURES SANDWICHS VISCOELASTIQUES LONGUES ET A FORME REPETITIVE

K. G. LOUGOU¹, E. M. DAYA¹, L. AZRAR²

¹ Laboratoire d'Etude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux. UMR CNRS 7239, Université de Lorraine, lougoulu@etu.univ-lorraine.fr, daya@lpmm.sciences.univ-metz.fr

² Département de Mathématiques, Faculté des Sciences et Techniques de Tanger, Université Abdelmalek Essaadi, BP 416 Tanger, Maroc, l.azrar@uae.ma

Résumé — Dans ce travail nous développons une méthode asymptotique à deux échelles pour l'étude des vibrations de longues structures sandwichs viscoélastiques à forme répétitive. Cette méthode réduit le problème initial de grande taille à un problème de valeurs propres et à des problèmes locaux successifs de petite taille sur une cellule de base. Différents modèles viscoélastiques peuvent être considérés et la méthode des éléments finis est utilisée pour la résolution numérique. Un grand nombre de cellules est considéré et le comportement vibratoire de telles structures est analysé.

Mots clés — développements asymptotiques, structures répétitives, sandwich viscoélastique, amortissement.

1. Introduction

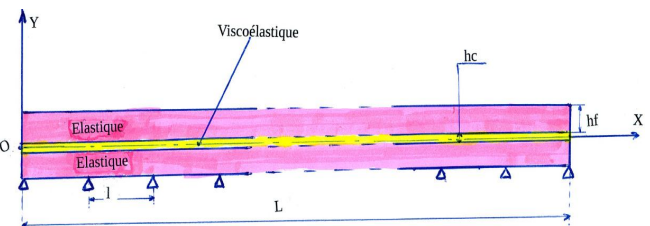
Les structures sandwichs viscoélastiques sont très utilisées dans les domaines industriels tels que l'aéronautique, l'automobile, les chemins de fer ... pour leur pouvoir amortissant des vibrations et bruits tout en assurant une bonne rigidité à la flexion. Plusieurs travaux ont été consacrés au calcul des paramètres modaux à savoir l'amortissement (facteur de perte) et la fréquence amortie grâce à la résolution numérique de problèmes de valeurs propres non linéaires. Une revue détaillée peut être trouvée dans [1]. Cependant pour les longues structures sandwichs à forme répétitive (fig-1.) les paramètres deviennent très voisins rendant difficile la mise en œuvre des méthodes classiques de calcul des vibrations.

Dans ce travail, nous proposons une méthode asymptotique à deux échelles (MADE) pour calculer les paramètres modaux de ce genre de structures. C'est une méthode d'homogénéisation qui réduit le problème initial de grande taille en deux sous problèmes de tailles relativement petites. Le premier problème, qualifié de local, est un problème aux valeurs propres complexes sur une cellule de base et est résolu à l'aide de la méthode des éléments finis (EF). Le second, problème global, introduit une équation d'amplitude complexe dont la résolution permet d'estimer le début et la fin de chaque paquet de valeur propre. Cette méthode est élaborée ici pour l'étude du comportement vibratoire des structures sandwich viscoélastiques longues et à forme répétitive.

2. Formulation du problème de vibrations libres et application de la MADE

2.1) Formulation du problème

On considère une poutre sandwich symétrique à trois couches et à cœur viscoélastique telle que présentée sur la figure 1.



l : longueur d'une cellule de base

L : longueur de la structure globale

FIG. 1- Longue structure sandwich viscoélastique répétitive

Le problème de vibrations libres de la structure présentée sur la figure 1 s'écrit en utilisant une cinématique zig-zag à travers l'épaisseur du sandwich de la forme suivante [2] :

$$\begin{cases} CW'' - MB'' + FW' + FB = 0 \\ (H+C)W^{(4)} - (C+M)B''' - \lambda W = 0 \\ \text{conditions aux limites} \end{cases} \quad (1)$$

Où : $W(x)$ est le déplacement transversal commun dans les trois couches, $B(x)$ est la rotation de la normale au plan de la couche centrale. C , F , H et M sont des constantes dépendant des caractéristiques mécaniques des matériaux et structure du sandwich. Notons qu'à cause de la couche viscoélastique, ces coefficients sont complexes.

On note $\lambda = \omega^2 = \Omega^2(1+i\eta)$ est la valeur propre complexe, Ω représente la fréquence amortie et η le coefficient de perte. Comme la structure est longue et composée d'un grand nombre de cellules identiques, un traitement numérique spécifique est nécessaire pour l'analyse de son comportement vibratoire.

2.2) Application de la MADE

La MADE est une méthode d'homogénéisation qui décompose le problème initial qui est de grande taille, en deux problèmes de tailles considérablement réduites. Le premier problème, qualifié de local, est calculé sur une cellule de base, le second, dit global, introduit des équations différentielles d'amplitude [3].

On appelle problème local toute solution du problème (1) avec des conditions de périodicité calculée sur une cellule de base.

Dans l'application de la méthode d'échelle double, les inconnues du problème W , B et λ sont développés sous les formes asymptotiques suivantes :

$$\begin{cases} U = \begin{pmatrix} B \\ W \end{pmatrix} = U_0(X,x) + \varepsilon U_1(X,x) + \varepsilon^2 U_2(X,x) + \dots \\ \lambda = \lambda_0 + \varepsilon \lambda_1 + \varepsilon^2 \lambda_2 + \dots \end{cases} \quad (2)$$

x est la variable locale (rapide). $X = \varepsilon x$ est la variable globale ou lente qui décrira ce qui se passe globalement.

$\varepsilon = \frac{l}{N_c}$ est un petit paramètre, N_c est le nombre de cellules de base de la structure.

En introduisant les développements asymptotiques de $W(x)$, $B(x)$ et λ dans le système d'équation (1), et en respectant la règle de dérivation liée à la méthode d'échelle double, on obtient les problèmes aux différents ordres ε :

Problème à l'ordre ε^0

A l'ordre ε^0 on se ramène au problème de vibrations libres suivant :

$$\left\{ \begin{array}{l} W_0 \text{ et } B_0 \text{ périodiques en } x \text{ de période } pl \text{ et} \\ \text{deux fois continûment différentiables} \\ (H+C) \frac{\partial^4 W_0}{\partial x^4} - (C+M_r) \frac{\partial^3 B_0}{\partial x^3} - \lambda_{0r} W_0 = 0 \\ M_i \frac{\partial^3 B_0}{\partial x^3} - \lambda_{0i} W_0 = 0 \\ \text{Conditions aux bords} \end{array} \right. \quad (3)$$

Problème à l'ordre ε^1

$$\left\{ \begin{array}{l} W_1 \text{ et } B_1 \text{ périodiques en } x \text{ de période } pl \text{ et deux fois continûment différentiables} \\ (H+C) \frac{\partial^4 W_1}{\partial x^4} - (C+M_r) \frac{\partial^3 B_1}{\partial x^3} - \lambda_{1r} W_1 = -4(H+C) \frac{\partial^4 W_0}{\partial x^4} + 3(C+M_r) \frac{\partial^3 B_0}{\partial x^3} + \lambda_{1r} W_0 \\ -M_i \frac{\partial^3 B_1}{\partial x^3} - \lambda_{1i} W_1 = 3M_i \frac{\partial^3 B_0}{\partial x^3} + \lambda_{1i} W_0 \\ \text{Conditions aux bords} \end{array} \right. \quad (4)$$

Problème à l'ordre ε^2

$$\left\{ \begin{array}{l} W_2 \text{ et } B_2 \text{ périodiques en } x \text{ de période } pl \text{ et deux fois continûment différentiables} \\ (H+C) \frac{\partial^4 W_2}{\partial x^4} - (C+M_r) \frac{\partial^3 B_2}{\partial x^3} - \lambda_{2r} W_2 = -(H+C) \left(4 \frac{\partial^4 W_1}{\partial x^4} + 6 \frac{\partial^3 B_1}{\partial x^3} \right) + \\ 3(C+M_r) \left(\frac{\partial^3 B_1}{\partial x^3} + \frac{\partial^2 B_1}{\partial x^2} \right) + \lambda_{2r} W_1 + \lambda_{2r} W_0 \\ -M_i \frac{\partial^3 B_2}{\partial x^3} - \lambda_{2i} W_2 = 3M_i \left(\frac{\partial^3 B_1}{\partial x^3} + \frac{\partial^2 B_1}{\partial x^2} \right) + \lambda_{2i} W_1 + \lambda_{2i} W_0 \\ \text{Conditions aux bords} \end{array} \right. \quad (5)$$

Les variables X et x sont considérées indépendantes par la méthode d'échelle double. La solution du problème à l'ordre ε^0 peut s'écrire sous la forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} W_0(X, x) = A_0(X) w_0(x) \\ B_0(X, x) = A_0(X) b_0(x) \end{array} \right.$$

Où $w_0(x)$, $b_0(x)$ et λ_0 vérifient le problème local (3). C'est un problème aux valeurs propres qui est calculé sur la cellule de base de la structure avec des conditions de périodicité.

Posons :

$$\left\{ \begin{array}{l} \psi_r(\lambda_{0r})(W, B) = R_e \left\{ (C+H) \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} - (C+M_r) \frac{\partial^3 B}{\partial x^3} - \lambda_{0r} W \right\} \\ \psi_i(\lambda_{0i})(W, B) = I_m \left\{ (C+H) \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} - (C+M_r) \frac{\partial^3 B}{\partial x^3} - \lambda_{0i} W \right\} \end{array} \right.$$

Où R_e et I_m représentent les parties réelles et imaginaires. On introduit les conditions de solvabilité :

$$\left\{ \begin{array}{l} \langle \psi_r(\lambda_{0r})(W, B), w_0 \rangle = 0 \\ \langle \psi_i(\lambda_{0i})(W, B), w_0 \rangle = 0 \end{array} \right. \quad (6)$$

Avec :

$$\langle f, g \rangle = \int_0^{pl} f(x)g(x)dx$$

Cette condition appliquée au problème à l'ordre ε^1 conduit à $\lambda_{1r} = 0$ et $\lambda_{1i} = 0$

La condition de solvabilité (6) appliquée au problème à l'ordre ε^2 conduit à l'équation d'amplitude qui est de la forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} \alpha_r \frac{d^2 A_0}{dX^2} + \lambda_{2r} A_0 = 0 \\ \alpha_i \frac{d^2 A_0}{dX^2} + \lambda_{2i} A_0 = 0 \\ \text{conditions aux limites globales} \end{array} \right. \quad (7)$$

Où les constantes α_r et α_i sont calculées à partir des solutions du problème aux ordres ε^0 et ε^1 .

La résolution du problème (7) permet de déterminer les valeurs propres sous la forme :

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda = \lambda_{0r} + \frac{\alpha_r n^2 \pi^2}{L^2 \varepsilon^2} + \lambda_{0i} + \frac{\alpha_i n^2 \pi^2}{L^2 \varepsilon^2} \\ n = 1, 2, \dots \text{ pour une poutre encadrée/encadrée} \\ n = 0, 2, \dots \text{ pour une poutre en appui simple} \end{array} \right. \quad (8) \text{ Not}$$

ons que pour le comportement viscoélastique dépendant de la fréquence, le problème (3) est complexe et fortement non linéaire en fréquence. Le développement d'une procédure mathématique spécifique est nécessaire pour sa résolution numérique. On se limite dans cette étude au cas d'un modèle viscoélastique à module complexe constant. Le module d'Young du cœur est modélisé par la loi constante de la forme :

$$E_c(\omega) = E_0(1 + i\eta_c) \quad (9)$$

Où E_0 est le module d'Young d'élasticité retardée et η_c le facteur de perte du cœur considéré constant.

3. Résultats et discussions

Pour les résultats numériques, on considère une poutre sandwich viscoélastique acier/polymère/acier longue composée de N cellules. Les propriétés mécaniques et géométriques de la poutre sont regroupées dans le tableau 1 ci-dessous. La poutre a une longueur $L = 20m$, une largeur $b = 0.01m$, $\eta_c = 1.5$ et $N_c = 80$ cellules. Les propriétés amortissantes en termes de fréquence de résonance Ω , et de facteur de perte sont présentées dans le tableau 2 pour les 5 premiers modes de vibration de la poutre sandwich comparées aux résultats obtenus par la méthode éléments finis (EF). Pour le calcul EF du problème global la poutre est discrétisée en 2800 éléments dans la direction de la longueur.

	Faces	Cœur
Module de Young (Pa)	$E_f = 2.1.10^{11}$	$E_0 = 1794.10^3$
Masse volumique (Kg/m ³)	$\rho_f = 7800$	$\rho_c = 968.1$
Coefficient de poisson	$\nu_f = 0.3$	$\nu_c = 0.3$
Hauteur (m)	$h_f = 0.02$	$h_c = 0.01$

Tableau. 1 : Caractéristiques de la poutre sandwich acier/polymère/acier.

Rang	Ω (Hz) (EF)	Ω (Hz) (MADE)	$\eta \times 10E-3$ (EF)	$\eta \times 10E-3$ (MADE)
1	742,19	742,20	2,1	2,1
2	742,53	743,33	2,1	2,1
3	743,53	746,70	2,1	2.08
4	745,20	752,29	2.09	2.05
5	747,53	760.04	2.08	2.01

Tab. 2 : Propriétés vibratoires de la poutre sandwich acier/polymère/acier en appui simple.

L'utilisation de la méthode des éléments finis sur la structure globale nécessite beaucoup de temps CPU. Ce temps a été réduit de manière spectaculaire par la méthode présentée ici. En effet un calcul EF nécessitant une durée de calcul de 11h47min01s pour une discrétisation en 2800 éléments alors que la MADE nécessite environ une minute.

4. Conclusion

L'analyse du comportement vibratoire de longues structures sandwichs répétitives à cœur viscoélastiques a été élaborée. Lorsque la taille de la structure est très grande, la méthode éléments finis entraîne des calculs avec un très grand nombre de degrés de liberté et l'espace mémoire nécessaire pour le traitement devient très grand ainsi que la durée de traitement. Cette méthode asymptotique à deux échelles (MADE) ramenant le problème initial à deux problèmes de tailles relativement petites permet de remédier à ce problème. Cela permet de déterminer les premières fréquences propres du premier paquet avec un pourcentage d'erreur acceptable selon le nombre de cellules de base de la structure. Cependant il faut améliorer l'efficacité de cette méthode en poussant le calcul asymptotique aux ordres supérieurs afin de prendre en compte le phénomène de couche limite qui fait perdre des conditions aux limites.

5. Références

- [1] M. Bilasse, I. Charpentier, E. M. Daya, Y. Koutsawa. A generic approach for the solution of nonlinear residual equations. Part II: Homotopy and complex nonlinear eigenvalue method. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 198, 49–52, 2009, Pages 3999-4004.
- [2] E. M. Daya, L. Azrar, M. Potier-Ferry. An amplitude equation for the non-linear vibration of viscoelastically damped sandwich beams. *Journal of Sound and Vibration*, 271, 3–5, 2004, Pages 789-813.
- [3] N. Moustaghfir, E.M. Daya, B. Braikat, N. Damil, M. Potier-Ferry. Evaluation of continuous modelings for the modulated vibration modes of long repetitive structures. *International Journal of Solids and Structures*, 44, 21, 2007, Pages 7061-7072.

Ab-INITIO CALCULATION OF THE ELASTIC PROPERTIES AND THE LATTICE DYNAMICS OF THE $\text{AgBr}_{1-x}\text{Cl}_x$ alloy

K. DAUD¹ KH. BOUAMAMA¹, P. DJEMIA², AND S. M. CHÉRIF²

¹ Laboratoire d'optoélectronique et composant, Département de Physique, Université Ferhat Abbas, 19000 Sétif, Algeria

² Laboratoire des Propriétés Mécaniques et Thermodynamiques des Matériaux, UPR CNRS 9001, Université Paris-Nord, Avenue J. -B. Clément, 93430 Villetaneuse, France

Abstract

The lattice dynamics and elastic properties of the ternary $\text{AgBr}_{1-x}\text{Cl}_x$ alloy have been studied using first-principles calculations. These are done using the density-functional perturbation theory (DFPT) and employing the virtual-crystal approximation (VCA). We study the variation of the function computations for electric field perturbations and the ionic displacements [2].

For the exchange correlation functional, we have employed the generalized gradient approximation [3] and the Hartwigzen-Goedecker-Hutter scheme [4], in order to calculate the structural, the elastic properties and the lattice dynamics. For comparison, we have also used local density approximation with the Teter and Pade parameterisation [5] and the Hartwigzen-Goedecker-Hutter scheme [4] to generate the norm-conserving nonlocal pseudopotentials.

For the treatment of the disordered ternary alloy, we have used the virtual crystal approximation VCA, in which the alloy pseudopotentials are constructed within a first-principles VCA scheme.

3 Main Results

To compute the equilibrium lattice parameter a_0 , we have used the method of the structural optimisation with the Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno minimization (BFGS) [6].

The obtained lattice parameters using the LDA as well as using the GGA for $\text{AgBr}_{1-x}\text{Cl}_x$ are plotted against chlorine fraction x in figure 1 along with the experimental ones [7] for comparison.

we can see that the GGA approximation gives a lattice parameter closer to the experimental values (1% upper relative values) than the LDA (3% lower relative values). Nevertheless, both approximations are able to provide us with a reasonable estimation of the equilibrium lattice parameter.

To calculate the elastic constants, we have used in our previous work [8-9] two different methods. In this work we shall follow the more effective method of Hamman *et al.* [10] as it is implemented in the ABINIT code [1].

We find a better agreement between the calculated of elastic constants C_{11} , C_{12} , C_{44} with composition (x) and the unique experimental data [7] within the GGA while the LDA gives for the variations of the calculated phonon

optical phonon frequencies (ω_{TO} and ω_{LO}) and of the acoustical phonon frequencies (ω_{TA} and ω_{LA}), the high-frequency dielectric coefficient (ϵ_{∞}), the dynamic effective charge (Z^*) and the elastic constants (C_{11} , C_{12} , C_{44}) as a function of the composition (x). The elastic constant tensors for simple cubic 8-atom supercells with $x=0.25$, 0.5 and 0.75 have been computed and are in good agreement with those obtained from VCA and experiments.

Keywords: elastic constants; AgBr; AgCl; Density Functional Perturbation Theory (DFPT); Virtual-Crystal Approximation (VCA); supercell.

1 Introduction

Silver halides are important because of their application in the photographic process. They are also very good solid electrolytes and liquid semiconductors. Experimentally, it is found that the rocksalt structure is preferred for AgCl, AgBr and their mixtures, under atmospheric conditions.

2 Theory

Calculations are performed with the density-functional perturbation theory (DFPT) in the plane-wave pseudopotential method as implemented in the ABINIT code [1]. This is done with the self-consistent response frequencies at Γ , L and X point, a closer agreement with experimental data of the mixed crystals.

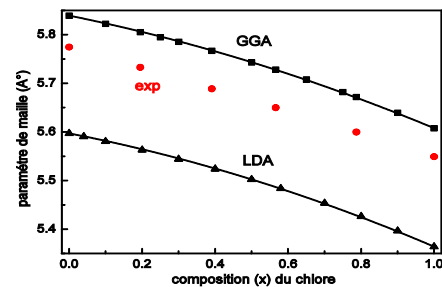


Fig 1 : Relaxed lattice parameter of $\text{AgBr}_{1-x}\text{Cl}_x$ as a function of composition (x). with GGA (■) and LDA (▴), quadratic fit to our data. Experimental values from Ref. [7] (●)

References

- [1] The ABINIT computer code is a common project of the Université Catholique de Louvain, Corning Incorporated, and other contributors. (URL <http://www.abinit.org>)
- [2] X. Gonze: Phys. Rev. B **55**, (1997) 10337.
- [3] J.P. Perdew, K. Burke, and M. Ernzerhof: Phys. Rev. Lett. **77**, 3865 (1996)
- [4] S. Goedecker and J. Hutter: Phys. Rev. B **58**, (1998) 3641
- [5] S. Goedecker, M. Teter, and J. Hutter, Phys. Rev. B **54**, 1703 (1996)
- [6] Broyden, C. G, Journal of the Institute for Mathematics and Applications, Vol. **6**, pp 222- 231, 1970.
- [7] L. S. Cain: J. Phys. Chem. Solids **38**, (1977) 73
- [8] Kh. Bouamama, and P. Djemia: Modern Physics Letters B, Vol. 21, No. 5 (2007) 249
- [9] Kh. Bouamama, K. Daoud and K. Kassali: Modelling Simul. Mater. Sci. Eng. **13** (2005) 1153
- [10] D. R. Hamann, X. Wu, K. M. Rabe and D. Vanderbilt: Phys. Rev. B **71**, (2005) 35117

VIBRATIONS TRANSVERSALES DES POUTRES ENCASTREE-LIBRE ANALOGIE ENTRE UN MODELE DISCRET ET CONTINU D'UN CANTILEVER AVEC UNE MASSE CONCENTREE A SON EXTREMITE LIBRE

A. EDDANGUIR*, R. BENAMAR*

*LERSIM, Ecole Mohammadia d'Ingénieurs, Rabat, Maroc.

eahmed66@hotmail.com, rbenamar@emi.ac.ma

Résumé

L'objectif de la présente communication est le développement de l'analogie entre un modèle discret et le modèle continu classique des vibrations transversales des poutres encastree-libre supportant une masse à leurs extrémités libre. Le modèle discret, que nous avons présenté précédemment, est constitué d'un système à plusieurs degrés de liberté (N ddl) avec N masses placées à l'extrémité de barres solides supposées de masses négligeable liés à des ressorts hélicoïdaux [1] et [2]. Les calculs sont effectués en appliquant le modèle classique des vibrations linéaires incluant deux tenseurs, le tenseur de masse $[m_{ij}]$ et le tenseur de rigidité linéaire $[k_{ij}]$. Les résultats obtenus par le modèle discret montrent un bon accord et une convergence des fréquences linéaires vers celles d'une poutre continue équivalente encastree-libre avec masses concentrée à l'extrémité. Ainsi, on a pu déterminer l'influence de la masse concentrée sur la vibration d'une poutre continue encastree-libre.

1) Introduction

L'analogie entre le modèle discret développé dans les références [1], [2] et celui des poutres continues supportant des masses concentrées peut jouer un rôle très important pour comprendre le comportement de certaines structures réelles telles que par exemple les ailes d'avion qui peuvent être assimilées à des poutres encastree-libre supportant une ou deux masses. Cette analogie conduit aux expressions de la raideur du ressort spiral utilisé en fonction des caractéristiques de la poutre continue équivalente. Certaines applications numériques sont données, montrant la convergence des fréquences et des modes propres obtenus par le modèle discret vers celle du modèle classique des poutres continues [3] quand le nombre de degré de liberté augmente. la réponse linéaire d'une poutre encastree libre supportant une masse à son extrémité pour a également été déterminée pour les trois premiers modes.

2) Equations générales

Présentation du système

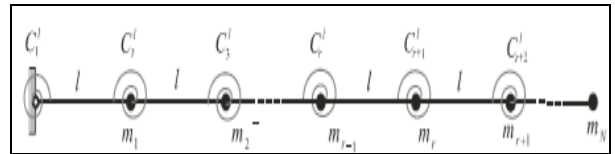


Figure 1 Système avec Multi degré de liberté (N ddl) modélisant une poutre encastree-libre

Le system 1 représenté dans la figure 1 est notre modèle discret formé de N masses m_i connectées par (N+1) barres de masses négligeables et de longueurs l connectées par N ressorts spiroïdaux de raideurs linéaires C_i^l . le moment de rappel du ressort spiroïdal est donné par : $M = -C^l \Delta\theta$.

La poutre encastree-libre est caractérisée par (Figure 2) :

L = 5m : la longueur du poutre;

b = 0.5m : la largeur du section ;

h = 0.5m : la hauteur de la section du poutre;

E = 7.10¹⁰ : le module d'Young d'aluminium ;

$\rho = 2700 \text{ Kg/m}^3$: la densité d'Aluminium

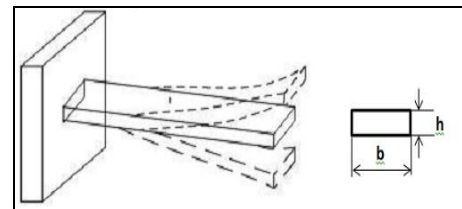


Figure 2 Poutre encastree-libre

Détermination des raideurs linéaires du système discret en fonction des caractéristiques de la poutre continue

L'énergie potentielle linéaire emmagasinée dans le $i^{\text{ème}}$ ressort spiroïdal, peut être écrite comme suit [1] et [2]:

$$V_i = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N C_i^l (\theta_i - \theta_{i-1})^2 = \frac{1}{2l^2} \left[\sum_{i=1}^N C_i^l (y_i - 2y_{i-1} + y_{i-2})^2 \right] \quad (1)$$

Avec : $y_{-1} = y_0 = 0$ et $\theta_0 = 0$.

D'autre part, l'énergie potentielle élémentaire de flexion dans une poutre continue est donnée par [3]:

$$V_i = \frac{1}{2} EI \int_0^L \left(\frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2 dx \quad (2)$$

où I est le moment quadratique par rapport à l'axe neutre de la section de la poutre. E est le module de Young.

La discrétisation de V_i par différences finies donne :

$$V_i = \frac{1}{2} \int_0^L EI \left(\frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2 dx = \frac{1}{2l} \sum_{i=1}^N E_r I (y_{i+1} - 2y_i + y_{i-1})^2 \quad (3)$$

où E_r est le module d'Young du $i^{\text{ème}}$ élément discrétisé de la poutre.

Les forces élastiques sont reliées à l'énergie potentielle linéaire par l'équation:

$$F_i^l = -\frac{\partial V_i}{\partial y_i} \quad i = 1, N \quad (4)$$

En appliquons l'équation (4) à l'expression de V_i donnée dans l'équation (1), on obtient:

$$F_r^l = -\frac{1}{l^2}[(y_r - 2y_{r-1} + y_{r-2})C_r^l - 2(y_{r+1} - 2y_r + y_{r-1})C_{r+1}^l + (y_{r+2} - 2y_{r+1} + y_r)C_{r+2}^l] \quad (5)$$

d'un autre côté, la force linéaire est donnée par [1] et [2]:

$$F_r^l = -\frac{1}{2}[y_j k_{ij} + y_i k_{ir}] = -y_i k_{ir} \quad i, j, r = 1, N \quad (6)$$

Dans laquelle la relation de symétrie classique est supposée

$$\text{vérifiée c à d : } k_{ij} = k_{ji} \quad (7)$$

L'identification des équations (5) et (6) permet d'obtenir les tenseurs de rigidité linéaire k_{ij} comme suit: (8)

De la même manière, Appliquons l'équation (4) à l'expression de V_l donnée dans l'équation (3), on obtient:

$$k_{r,r} = \frac{I}{l^3}(E_r + 4E_{r+1} + E_{r+2}) \quad r = 1, \dots, N \quad (9)$$

$$k_{r,r+1} = -\frac{2I}{l^3}(E_{r+1} + E_{r+2}) \quad r = 1, \dots, N-1$$

$$k_{r,r+2} = \frac{E_{r+2}}{l^3} \quad r = 1, \dots, N-2$$

L'identification entre les expressions (9) et (10) permet d'avoir l'analogie entre la raideur linéaire C^l et les caractéristiques de la poutre E, I et l comme suit :

$$C^l = \frac{EI}{l} \quad (10)$$

Forme générale de la matrice de rigidité linéaire $\begin{bmatrix} \square & \square & \square \\ \square & \square & \square \\ \square & \square & \square \end{bmatrix}$ et la matrice de masse $\begin{bmatrix} \square & \square & \square \\ \square & \square & \square \\ \square & \square & \square \end{bmatrix}$.

Cas de la poutre Encastree-libre

En factorisant par $EI(N/L)^3$, la matrice de rigidité linéaire $[k_{ij}]$, ainsi la matrice de masse $[m_{ij}]$ dans le cas encastree-libre s'écrivent de la manière suivante :

$$[k_{ij}] = EI \left(\frac{N}{L} \right)^3 \begin{bmatrix} 8 & 4 & 1 & 0 & \dots & 0 \\ 4 & 6 & 4 & \dots & \dots & \vdots \\ 1 & 4 & 6 & 4 & 1 & 0 \\ 0 & \dots & 4 & 6 & 4 & 1 \\ \vdots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & \dots & 0 & 1 & 2 & 1 \end{bmatrix} \quad [m_{ij}] = \frac{\rho S L}{N} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 1 & \dots & \dots & \vdots \\ 0 & \dots & \dots & \dots & 0 \\ \vdots & \dots & \dots & \dots & 1 & 0 \\ 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & 0,5 \end{bmatrix}$$

Les résultats numériques pour différentes valeurs de N ddl sont présentés dans les tables n° 1 et 2.

	ddl	$\alpha^2 * N^4$	$(\beta_l l)^4$	Error
1	20	12,73		3,00%
	30	12,62	12,36	2,08%
	40	12,56		1,59%
2	20	491,79		1,29%
	30	491,96	485,52	1,33%
	40	491,18		1,17%
3	20	3766,49		1,05%
	30	3817,18	3806,63	0,28%
	40	3828,58		0,58%

Table 1 : Comparaison des modes 1, 2 et 3 de la poutre continue encastree-libre avec le system discret equivalent

	ddl	ω (model)	ω (th)	Erreur
1	20	104,90		1,49%
	30	104,43	103,36	1,03%
	40	104,18		0,79%
2	20	651,92		0,64%
	30	652,03	647,75	0,66%
	40	651,52		0,58%
3	20	1804,16		0,51%
	30	1816,26	1813,33	0,16%
	40	1818,97		0,31%

Table 1 : Comparaison des fréquences des modes 1, 2 et 3 de la poutre encastree-libre continue avec le system discret equivalent

La comparaison des modes 1, 2 et 3 de la poutre encastree-libre avec 20, 30 et 40 ddl est représentée à la figure 3, montrant une convergence vers le modèle continu.

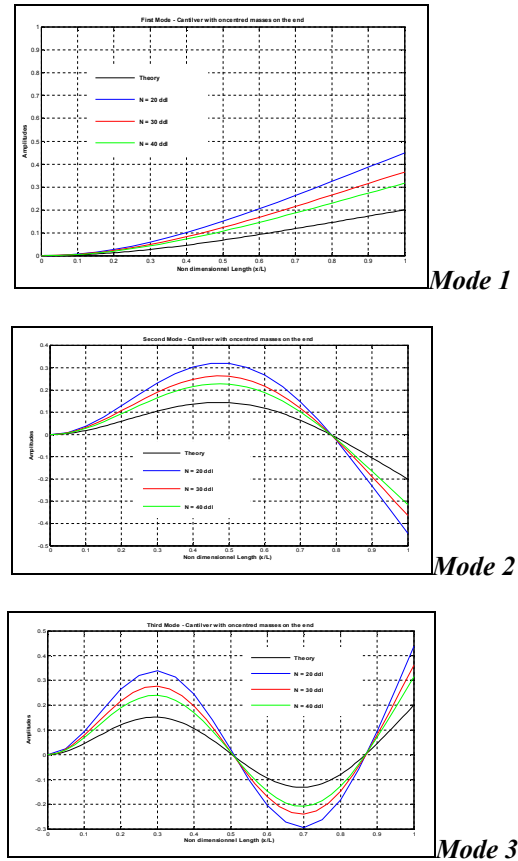


Figure 3 : Comparaisons des modes de la poutre Encastree-libre

Détermination des raideurs linéaires du système discret en fonction des caractéristiques de la poutre continue supportant une masse a son extrémité:

Le système étudié est une poutre encastree-libre supportant une masse M à son extrémité (Figure4)

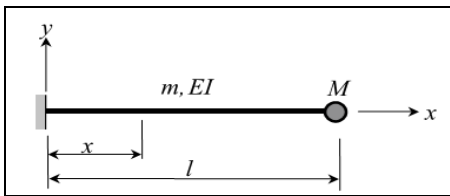


Figure 4: poutre encastree-libre supportant une masse M

L'existence d'une masse à l'extrémité de la poutre est introduite dans le modèle par modification du N^{ème} élément de la diagonale de la matrice. La matrice $[m_{ij}]$ devient sous la forme :

$$[m_{ij}] = \frac{\rho S L}{N} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 1 & \dots & \dots & \vdots \\ 0 & \dots & \dots & \dots & 0 \\ \vdots & \dots & \dots & 1 & 0 \\ 0 & \dots & 0 & (0,5+N\alpha) & 0 \end{pmatrix}$$

Avec : $\alpha = \frac{\text{Masse concentrée}}{\text{Masse totale de la poutre}} = \frac{M}{m} = \frac{M}{\rho S L}$

Dans la littérature [4], la formule de Dunkerley permet d'obtenir une approximation de la fréquence d'une poutre encastree-libre supportant une masse M. Cette fréquence est donné par l'expression suivante :

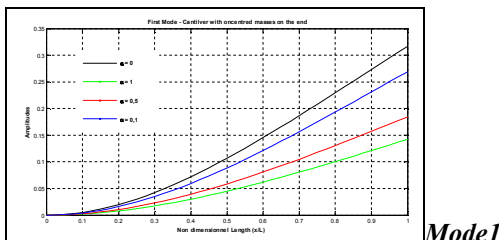
$$\omega^2 = \frac{3,515^2 EI}{m L^3} \frac{1}{1 + 4,1184 \frac{M}{m}}$$

La comparaison entre la pulsation du mode 1 calculée avec notre modèle et celle de l'expression de Dunkerley montre une bonne convergence (Table 3).

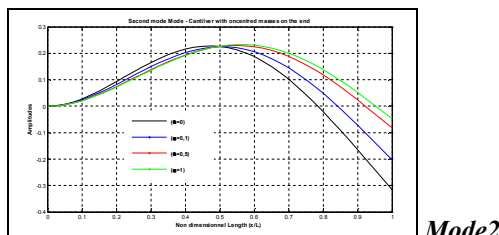
Mode 1			
α	$\omega(\text{calculé})$	$\omega(\text{Dunkerley})$	Erreur
0	104,177	103,331	0,82%
0,1	87,891	86,964	1,07%
0,5	59,672	59,078	1,00%
1	46,077	45,674	0,88%

Table 3 Comparaison entre la pulsation du mode 1

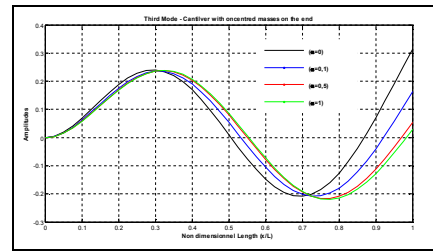
La comparaison entre les 3 modes en fonction de α est donnée à la figure 5 :



Mode1



Mode2



Mode3

Figure 5 : Comparaisons des modes de la poutre Encastree-libre supportant une masse à son extrémité

Dans ces résultats, nous avons essayé de montrer l'influence de la masse concentrée sur le mode de la poutre. Pour cela, on a déterminé pour chaque mode (1^{er}, 2^{ème} et 3^{ème} mode) la réponse du système en fonction du rapport α avec : ($\alpha = 0; 0,1; 0,5$ et 1). Les résultats obtenus montrent que plus le rapport α est grand plus l'amplitude du mode est grande.

Les résultats obtenus pour la fréquence linéaire du système discret se comparent bien avec une poutre continue supportant une masse concentrée [4]. Le modèle proposé dans la référence [1] et [2] a été valorisé en utilisant l'analogie entre le système discret et son équivalent continu. Nous avons également montré qu'il peut traiter de manière rapide le problème des poutres supportant des masses concentrées, aussi bien pour les modes que pour les fréquences.

Conclusion

Un modèle physique discret pour les vibrations linéaires transversales des poutres a été développé avec l'objectif de représenter la poutre continue supportant une masse M par une série de masses concentrées, reliées par des barres. Au niveau des nœuds, des ressorts de torsion ont été placés pour représenter la rigidité à la flexion de la poutre. Les résultats obtenus pour la fréquence linéaire du système discret se comparent bien avec une poutre continue [4]. Le modèle proposé dans la référence [1] et [2] a été valorisé en utilisant l'analogie entre le système discret et son équivalent continu supportant une masse à son extrémité.

Références

A. Eddanguir, *Contribution à une théorie d'analyse modale non linéaire : Application aux vibrations transversales libres et forcées à non linéarités localisées des systèmes discrets à deux et à plusieurs degrés de liberté.* Thèse de doctorat, Ecole Mohammadia d'Ingénieurs (Juillet 2012)

A. Eddanguir, Z. Beidouri, and R. Benamar, "Geometrically nonlinear transverse steady-state periodic forced vibration of multi-degree-of-freedom (N-dof) systems with a distributed nonlinearity", *Ain Shams Engineering Journal Elsevier*, september 2012.

.W.T. Thomson, M. D. Dahleh, « *Theory of Vibration with Applications* » (5th Edition)

Igora A. Karnovsky and Olga I. Lebed "Formulas for Structural Dynamics: Tables, Graphs and Solutions", 2004 McGraw-Hill Companies.

ANALYSE DES VIBRATIONS D'UN CHOC ENTRE UN IMPACTEUR EN ACIER ET UN STRATIFIÉ COMPOSITE

F. B. BOUKHOULDA, A. BAKHTI, M. ELAJRAMI, A. MEGUENI

Laboratoire de mécanique des structures et des solides
 Université Djillali Liabes de Sidi Bel-Abbès, BP 89, cité Ben M'Hidi, Sidi Bel Abbès, 22000–Algérie
boukhoulda_22000@yahoo.fr, bakhtiamine@yahoo.fr,
eladjrami_mohamed@yahoo.fr, a_megueni@yahoo.fr

Résumé: Les chocs accidentels sont des phénomènes inévitables. L'étude du comportement des matériaux soumis aux impacts est indispensable afin de construire des structures plus tolérantes aux dommages. Dans le présent travail, une analyse expérimentale des réponses vibratoires d'un impact entre un projectile en acier et un stratifié composite est présentée. Les résultats expérimentaux alimentent des programmes élaborés sous Matlab afin de déterminer les oscillations de la force d'impact, celles de l'accélération de l'impacteur et les fréquences du système.

Abstract: Accidentals impacts are unavoidable phenomena. The study of behavior of impacted materials is essential to design and build resistant structures to damage. This work presents an experimental analysis of vibration response due to an impact between a steel projectile and a laminate composite plate. Experimental results were used as data for computer programs developed under Matlab to achieve the impact force oscillations, acceleration oscillations of the impactor and the frequencies of system.

Mots-clés : Impact, Composite, Vibrations.

Key-Words : Impact, Composite, Vibrations.

1. INTRODUCTION

Les chocs, y compris ceux qui se produisent à faibles vitesses, constituent des problèmes majeurs auxquels sont confrontés les constructeurs et utilisateurs des composites. Plusieurs travaux de recherches ont été menés afin de cerner le comportement des matériaux composites soumis aux impacts. Ces sollicitations dynamiques peuvent conduire à une diminution importante de la tenue résiduelle. L'objectif du présent papier est d'analyser les réponses vibratoires d'un impact entre un projectile en acier et un stratifié composite.

2. EXPÉRIMENTATION

2.1. Stratifié étudié (cible)

Les éprouvettes d'impact sont découpées dans des plaques en verre/polyester de séquence d'empilement $[0_3/90]_S$ avec les dimensions suivantes : $150 \times 100 \times 4,5 \text{ mm}^3$.

2.2. La tour de chute (dispositif de choc)

La tour de chute est un dispositif constitué d'une masse tombante paramétrable, guidée par deux colonnes

parallèles. L'extrémité de la masse de l'impacteur est constituée d'un embout hémisphérique en acier de 16mm de diamètre. Le dispositif est doté de capteurs d'efforts, d'accélération, de déplacements, de vitesses et d'un système d'acquisition rapide des données. Le dispositif est doté d'un capteur infra rouge placé juste au-dessus de la plaque à impacter pour déclencher un système anti-rebond lorsque la masse percute la plaque, assurant ainsi un seul impact (Figure 1). Les essais d'impact sont effectués avec trois niveaux d'énergies. La même masse tombante ($M=1,85\text{Kg}$) est utilisée mais avec trois hauteurs différentes: $H=0,50\text{m}$ (09 joules), $H=0,75\text{m}$ (13,6 joules) et $H=1,00\text{m}$ (18 joules).

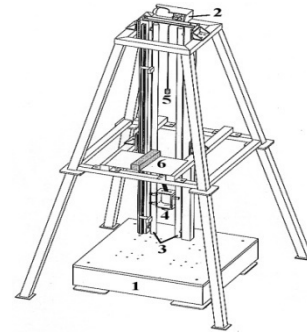


Fig.1 : Tour de chute.

3. RÉSULTATS ET DISCUSSION

3.1 Réponse vibratoire de la force de contact

Un capteur de force piézoélectrique fixé juste au-dessus de l'impacteur mesure directement la force de contact grâce à un système d'acquisition approprié. Lors de la montée en charge, l'effort est perturbé (présence d'oscillations visibles dans la partie « chargement » de la figure 2). Ces oscillations sont souvent attribuées à des pertes de contacts sous l'impacteur dues à la mise en vibration de la plaque lors de l'impact. La figure 2 représente la force de contact en fonction du temps pour les trois niveaux d'énergies utilisés.

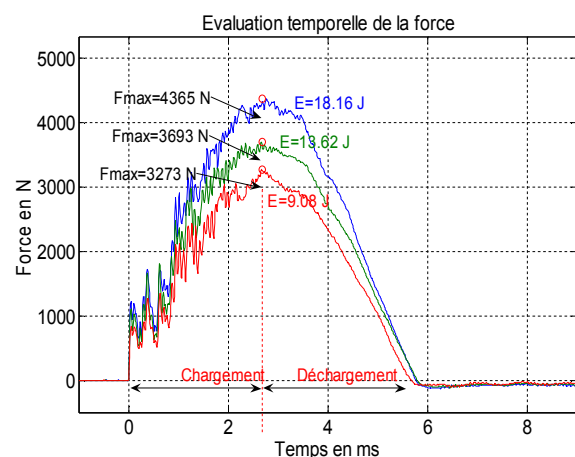


Fig.2 : Force de contact.

3.1.1. Filtrage de la force de contact

Un filtrage du signal de la force de contact (force brute) est réalisé pour les trois cas. Il en découle les oscillations des forces pour les différentes énergies d'impact utilisées. Les oscillations sont les amplitudes qui dépassent de part et

d'autre la force filtrée. La figure 3 récapitule les trois résultats correspondant aux oscillations de la force de contact.

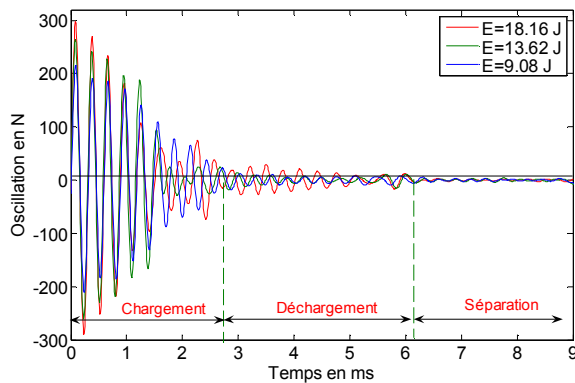


Fig.3 : Oscillations de la force d'impact.

La figure 4 montre que les amplitudes des oscillations de la force de contact sont proportionnelles à l'énergie appliquée.

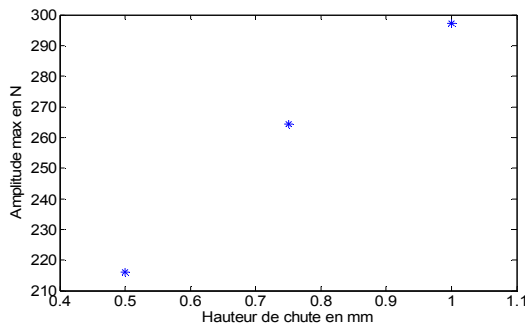


Fig.

Fig4 : Amplitudes maximales des oscillations de la force de contact en fonction de la hauteur de chute.

3.1.2. Détermination des fréquences propres

L'analyse des vibrations par le calcul de la FFT (transformée de Fourier) appliquée aux oscillations de la force de contact permet de déterminer les fréquences pour lesquelles l'énergie vibratoire consommée est significative. Ces fréquences sont associées à des modes propres des éléments du système: impacteur et plaque composite. Le résultat des calculs de la FFT est montré sur la figure 5. Chaque pic correspond à une fréquence. L'intensité maximale de la FFT des oscillations est pratiquement identique pour les trois niveaux d'énergie. Il en est de même pour la fréquence qui est presque la même (à peu près 3300 Hz).

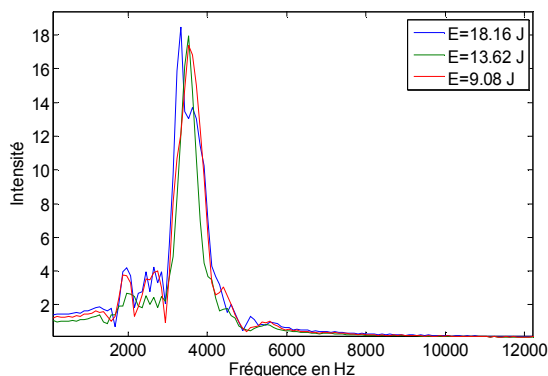


Fig.5 : Transformation de Fourier des oscillations de la force pour les différentes énergies.

3.1.3. Densité spectrale d'énergie et de puissance

- Densité spectrale d'énergie de la force de contact

La densité spectrale d'énergie PSE des oscillations de la force d'impact est calculée en utilisant la FFT sur une période T. La figure 6 montre la PSE en fonction des fréquences. Sa valeur maximale est proportionnelle au niveau d'énergie appliqué.

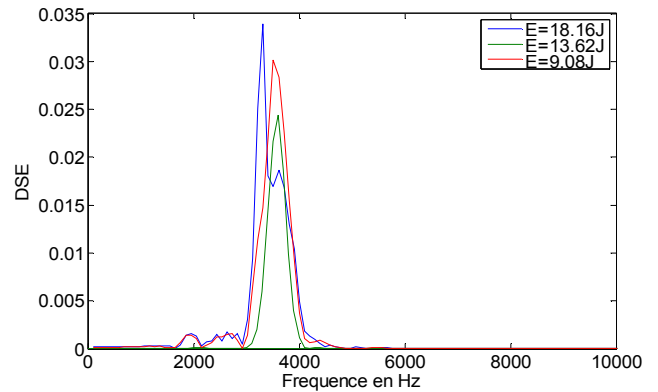


Fig. 6 : PSE des oscillations de la force de contact.

Le tableau 1 donne les valeurs maximales de la PSE pour chaque niveau d'énergie.

Tab.1 : PSE maximale de la force de contact.

Energie d'impact (J)	E=18,16	E=13,62	E=09,08
PSE max (N ² /Hz)	0.034	0.030	0.024

-Densité spectrale de puissance de la force de contact

Si on considère que F(t) est le signal de la force d'impact, sa transformée de Fourier $F(f)$ une fois calculée, sert au calcul de la densité spectrale de puissance PSD. Comme pour la PSE, la PSD est calculée sur une période T. La figure 7 montre l'évolution de la PSD en fonction de la fréquence. La valeur maximale de la PSD est proportionnelle à l'énergie appliquée. Le tableau 2 donne les valeurs maximales de la PSD correspondantes à chaque niveau d'énergie.

Tab.2 : PSD maxi de la force d'impact.

Energie d'impact (J)	E=18,16	E=13,62	E=09,08
PSD max (N ² /Hz)	3.412	3.226	3.019

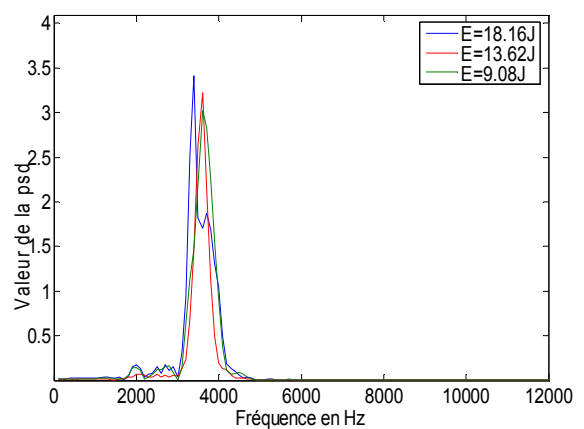


Fig.7 : PSD des oscillations de la force d'impact.

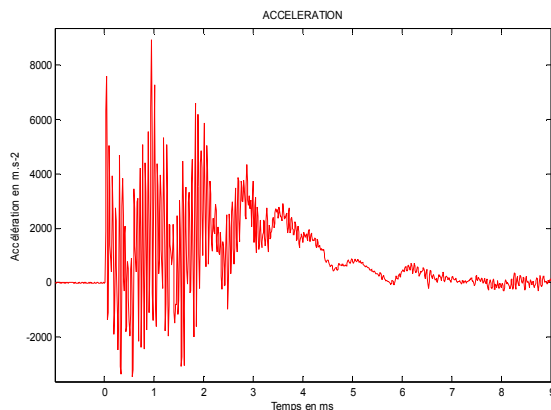
L'analyse des vibrations par le calcul de la PSD et de la PSE permet également de déterminer les fréquences de vibrations de l'impacteur. On retrouve le même résultat

obtenu par l'application de la FFT aux oscillations de la force de contact, c'est à dire une fréquence d'environ ($f \approx 3300\text{Hz}$).

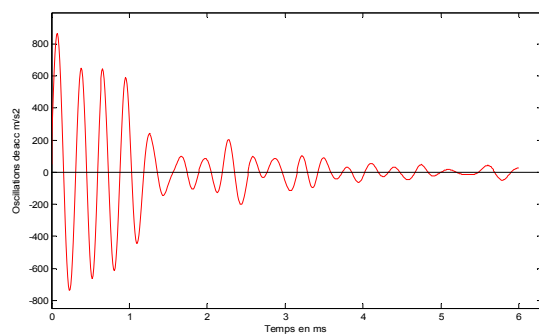
3.2. Analyse vibratoire des oscillations de l'accélération

3.2.1. Filtrage de l'accélération

Idem pour l'accélération de l'impacteur. Un filtrage du signal des accélérations de l'impacteur est fait pour déduire les oscillations de l'accélération (Figure 8-a : exemple d'un signal d'accélération pour $E=18,9\text{J}$). La figure 8-b montre le filtrage de l'accélération associé.



(a) : Signal de l'accélération



(b) : Filtrage

Fig. 8 : Oscillations de l'accélération ($E=18.16\text{ J}$)

3.2.2. FFT des oscillations de l'accélération

La fréquence propre est calculée à partir de la transformée de Fourier appliquée au signal des oscillations de l'accélération pour les trois cas. Le résultat est montré sur la figure 9.

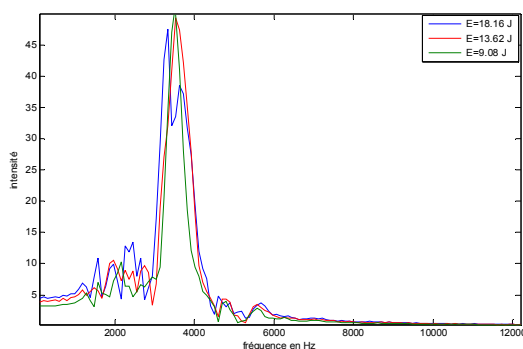


Fig.9 : FFT des oscillations de l'accélération.

Pour les trois niveaux d'énergie d'impact, on obtient la même fréquence (de l'ordre de 3300 à 3400Hz).

3.2.3 PSD des oscillations de l'accélération

La FFT des oscillations de l'accélération est utilisée pour le calcul de la PSD (on peut aussi calculer la PSE). La figure 10 montre les résultats de calcul de la PSD en fonction des fréquences.

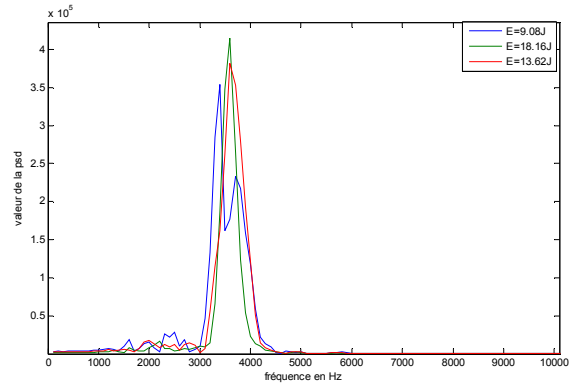


Fig. 10 : PSD des oscillations de l'accélération.

Le tableau 3 donne les valeurs maximales de la PSD correspondantes à chaque niveau d'énergie.

Tab.3 : PSD maximale des oscillations de l'accélération.

Energie d'impact (J)	E=18,16	E=13,62	E=09,08
PSD ($10^5 \cdot \text{m}^2 \cdot \text{s}/\text{Hz}$)	4.148	3.818	3.544

A travers le calcul de la PSD des oscillations de l'accélération (mais aussi par le calcul de la PSE), la fréquence (abscisse des pics) est déduite. Elle est de l'ordre de 3300 à 3400Hz.

4. CONCLUSION

Les vibrations de la force de contact et de l'accélération dues à un impact entre un stratifié et un projectile en acier ont été analysées. Une programmation sous Matlab a permis de déduire les oscillations de la force d'impact et celles de l'accélération. Les résultats de cette étude permettent d'énumérer les points suivants :

- les amplitudes des oscillations sont proportionnelles au niveau d'énergie d'impact.
- les fréquences et les pulsations d'excitation sont déterminées par l'analyse des vibrations des signaux de la force de contact et de l'accélération, notamment par le calcul de la densité spectrale de puissance PSD et la densité spectrale d'énergie PSE.
- La fréquence de réponse est indépendante de l'énergie.

RÉFÉRENCES

- [1] F.B. Boukhoulda, L. Guillaumat, J.L. Lataillade, E. Adda-Bedia, A. Lousdad. "Aging-impact coupling based analysis upon glass/polyester composite material in hygrothermal", Journal of materials and design, Vol. 32, 2011, pp.4080-4087.
- [2] Guillaumat L., "Reability of composite structures- impact loading". Comput. Struct.; 2000; 76:163-72.
- [3] Guillaumat L., Baudou F., Gomes de Azevedo A.M. and Lataillade J.L.; "Contribution of the experimental designs for a probabilistic dimensioning of impacted composites", International Journal of Impact Engineering; 2005; 31: 629-64

SIMPLE NUMERICAL MODEL OF THE WHEELSET SYSTEM BASED ON FINITE ELEMENT METHOD

A. ZOUGARI¹, J. MARTÍNEZ MIRALLES²

^{1,2} Mechanical Engineering Department. Universitat Politècnica de Catalunya. Av. Diagonal 647, 08028 Barcelona, Spain. zougari.ayoub@estudiant.upc.edu , jmartinez.miralles@upc.edu

Abstract : One of the main environmental impacts of the railroad, especially important in urban areas, is the acoustic impact and the vibrations. Likewise, these vibrations have a negative impact on the deterioration of the track superstructure and the rolling stock. All this justifies the interest in the study of the track vibratory behavior.

Several studies have been done [2, 3], which facilitate the understanding of the dynamic problem of the railway tracks by the passage of a train, it has come to the conclusion that the majority of these studies and investigations affirm that the real reason of the mechanical vibrations is given by the wheel - rail contact and by the profile irregularities of the rail and wheel sets that provoke variations in the contact force.

It has been developed [4] structure numerical models of different track types, based on finite element method, these models allow to obtain the frequency response of the track in various locations on the rails. This work presents a numerical model of a wheel-set system. This model should simulate the contact between two wheels on the same axle of a bogie. This characterization is a second step to obtain a numerical model of wheel-rail contact that includes the railway track, the wheelset and the primary suspension.

Keywords : vibrations, finite elements, wheelset system.

INTRODUCTION

In diverse railway networks, there have been problems in the dynamic behavior of the vehicle and the track components, caused essentially by the vibrations in the wheel-rail contact and by the profile irregularities, present in both wheels and in railways [2, 3]. As a result of the caused damages and the extra maintenance charges of the railway system, a great interest exists in understanding the phenomenon of dynamic interaction between the vehicle and the track, from which we can find solutions that allow to design a maintenance plan establishing a practical balance between the operation costs and the maintenance costs of the system components, without sacrificing the security and comfort levels required by the passengers of the railway transport networks, under load and speed conditions increasingly demanding in the urban zones.

In order to analyze the problem of the vibrations generation in the railway tracks by the passage of a train, there has been developed in previous works [3,4], numerical models that describe the vibratory behavior of the superstructure of the track. These models define more precisely the superstructure behavior, including aspects not reflected in

the analytical models such as the flexion of the railway sleepers or the ballast distributed stiffness.

This paper presents two numerical models of the wheelset and primary suspension, based on the finite element method, with the aim of choosing the best one adapted to the assembly with the track numerical models previously developed [4], and thus to solve in a simple way the problem of vibrations generation in the contact zone between wheel and rail.

NUMERICAL MODELS AND SYSTEM ANALYSIS

To create a real numerical model that represents the wheelset system and primary suspension of a train, we have used the geometry design of the real system of a wheelset in the software SolidWorks. In the first stage, we have worked with ANSYS WorkBench (WB), module of ANSYS [5], very graphical. To represent the primary suspension we have used spring-damper type elements that have been placed in every side of the real designed wheelset. The other side of the spring-damper elements is fixed to a solid, this solid has been created representing the reference and it is completely fixed (figure 1).

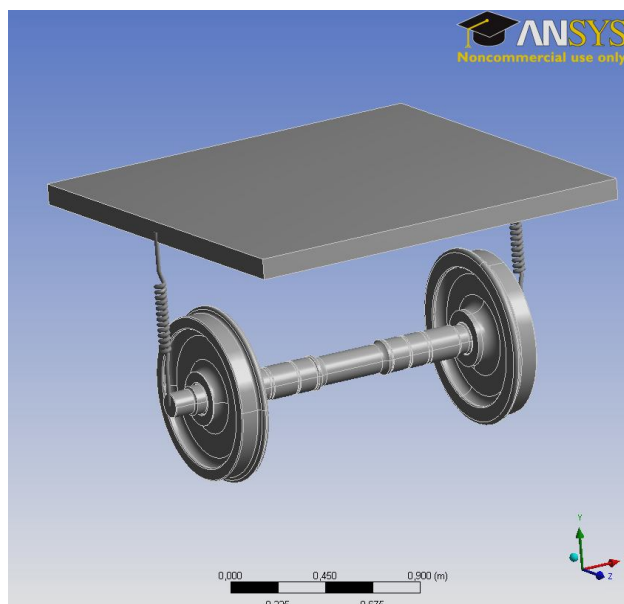


Fig.1: Original WB model of the system.

The parameters of the system different components have been obtained from the bibliography [3, 4]. In order to realize the modal analysis with the WB model, it is necessary to use a very small meshing. Later, to reduce the calculation time and the number of mode shapes to find, restrictions have been applied. What mattered was especially the vertical displacement, since the wheel-rail contact force which is what generates the vibrations, is basically vertical in straight sections of the track. It is thus concluded that the best option was to consider that the system only moved in the plane (X, Y). In the modal analysis, the damping has been ignored to simplify the finding of the mode shapes.

The meshing has been done with tetrahedral elements of very small size and can be visualized clearly in the following figure.

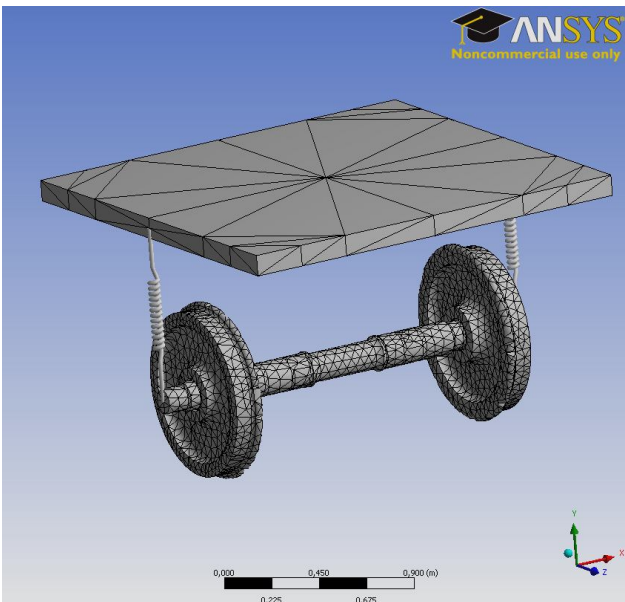


Fig.2 Meshing of the WB model.

According to ANSYS WB, when realizing a modal analysis, five mode shapes were found in the frequencies range of interest. The first one occurs at 0 Hz and corresponds to the translation on X. The second one appears in 6.5 Hertz, and it is a displacement of the system along Y. Later, in 9Hz, there is a mode that represents the balancing of the wheelset system around its gravity center along Z. For 102Hz we have a mode that represents the flexion of the axle and finally in 207Hz, we have the second flexion mode of this axle.

In order to make the analysis of the wheel-rail contact it is not necessary to use a complex model provided by workbench. A simple model has been developed that seeks to balance between the computational time so it is not too important and at the same time, precise with the desirable results. To achieve it, we have worked with ANSYS APDL (Ansys Parametric Design Language). It is an ANSYS module that allows defining the elements that represent the system in a manual and much more flexible way, the discretization of the numerical model elements can be modified easily, what is very useful while realizing the system analysis.



Fig.3: APDL model of the system.

After creating several models in ANSYS APDL, we have chosen a model created by 3 beam type elements that form

the axle and two punctual masses representing the wheels (Figure.3). There is a central beam, and the two others, link the ends of the axle to the wheels of the system. This model is as simple as possible but with a sufficient accuracy. The modal analysis to this APDL model has been realized with the restrictions previously outlined in the WB first model. The following table presents the modal analysis results of the two numerical models defined in this study.

Tab.1: Comparison of the two models.

Mode shapes	F(Hz) WB2	F(Hz) APDL4	Form
1	0	0	Tr(x)
2	6,49	6,47	Tr(y)
3	10,34	8,98	Rot(z)
4	94,5	97,8	Flexion1 of the axle
5	195,6	198,0	Flexion 2 of the axle

The comparison between the mode shapes of the first WB model obtained through real graphical designs of the wheelset system and the mode shapes that APDL model provides shows a very good concordance. This result demonstrates the validity of the numerical models used. Through two different models, similar results have been obtained. The APDL model is quite trustworthy so it is going to be used in the harmonic analysis. In fact, this model represents a good commitment between simplicity and accuracy.

HARMONIC ANALYSIS OF THE AXIS-WHEELS SYSTEM

The second stage of the work has been to calculate the harmonic response of the studied system produced by a vertical force applied in the wheel-rail contact zone. This harmonic force acts as it was the vibratory force generated in the contact. The same restrictions of displacement in the modal analysis have been considered. For a start, we have worked with the APDL model (figure.4).

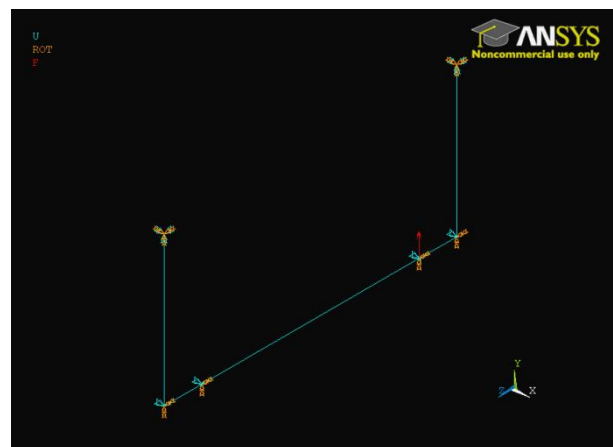


Fig.4: Harmonic analysis of the APDL model.

It is important to say, that now, the stiffness and damping of the system is different than in the previous case. Since in this determination, the train load that supports the wheelset is taken into account. This way, the damping and stiffness

values are realistic values. The exciting force has been applied only in the contact zone of a system wheel to evaluate the level of vibration transmission between the wheels of the previously defined numerical models. In fact, the harmonic analysis of both models APDL and WB was made in the same frequency range of interest defined in the previous paragraph.

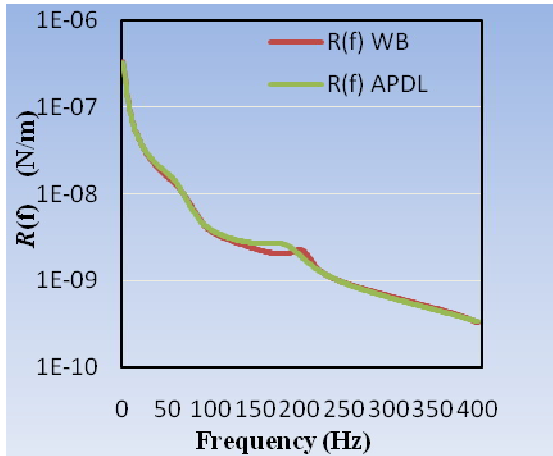


Fig.5: Receptance of the excited wheels.

Figure 5 represents the harmonic response defined as the receptance $R(f)$ of the excited wheels, which is the amplitude of the wheel vertical displacement divided by the amplitude of the exciting force depending on the frequency.

and 2 masses (APDL) for the train wheelset simulation. The simplicity of the model barely affects the accuracy of the results but allows you to gain time. This APDL model will be very useful to study the model dynamic behavior in more complex systems.

CONCLUSION

It have been presented models in Workbench and APDL in ANSYS V13 that represent the wheelset of a train bogie, these models gave us similar results in two types of analysis, the modal and the harmonic. It was concluded to rely on the APDL model which is easier to attach to other models and track systems.

It is noted that the simple numerical model of the wheelset system allows studying aspects of the system vibratory behavior, as for example the relationship between vibrations levels in the areas of wheel-rail contact of both wheels on the same axle, which other models cannot provide. For example, using the numerical model of the wheelset system and for the described parameters, it has been verified that a significant interaction between the two wheels occurs. Therefore, the numerical model facilitates the analysis of the main factors intervening in the vibrations generation in the wheel-rail contact and its transmission to the surroundings.

Since we have trustworthy numerical models that describe different track types, and a numerical model that represents in a simple way the wheelset system and the primary suspension, it is planned to develop numerical models of

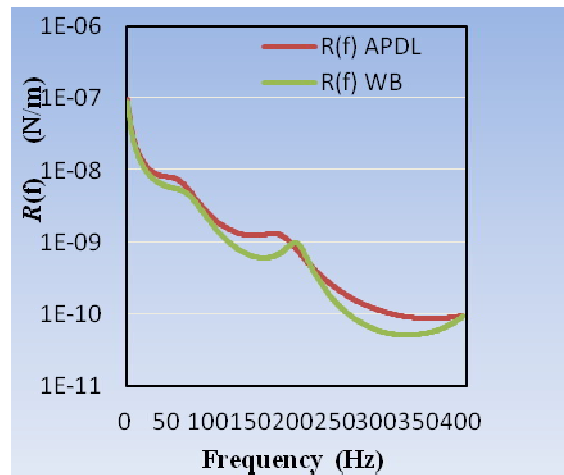


Fig.6: Receptance of the free wheels.

Figure 6 represents the receptance of the two wheels that haven't been excited in the analysis.

In both figures 5 and 6 and for both models, it is observed that the $R(f)$ is decreasing with the frequency for both wheels. Also it is observed that the results obtained with both models APDL and WB are very similar. What changes more between these two models, is the calculation time. For the WB model, it has lasted 1 hour whereas the harmonic analysis of the APDL model has been done in 5 seconds. It is possible to see that $R(f)$ is higher in the wheels that were excited than in the others. In fact, the answers of the wheels are also very similar, what means that the axle assures a transmission between the two wheels of the system.

We can conclude that this comparison validate even more the model composed of 3 beams the track – wheelset and primary suspension. Thanks to these numerical models, we will have the possibility to analyze the generation and transmission of vibrations between both rails through this set in more accurate way.

REFERENCES

- [1] T. X. Wu, D. J. Thompson, A hybrid model for the noise generation due to railway wheel flats, *Journal of Sound and Vibration*, 251(1), (2002), 115-139.
- [2] Martínez J., de los Santos M. A., Cardona S. "A convolution method to determine the dynamic response in a railway track submitted to a moving vertical excitation". *Machine Vibration* 4, 1995, pp. 142-146.
- [3] Otero J., "Contribución al estudio de las vibraciones producidas por el contacto rueda-carril y su transmisión al entorno". Tesis Doctoral. Departamento de Ingeniería Mecánica, Universitat Politècnica de Catalunya, Barcelona, España. Septiembre 2009.
- [4] A. Zougari, J. Martínez, Obtención de la respuesta vibratoria de una vía mediante modelos numéricos basados en el método de elementos finitos, X Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica, Oporto, Portugal, (2011).
- [5] Ansys Inc., *Ansys Release13 Multiphysics. Ansys Release13 Documentation*, EEUU, (2011).

DYNAMIQUE NON LINÉAIRE DES STRUCTURES PAR UNE TECHNIQUE DE DÉVELOPPEMENTS EN TEMPS

BOUAZZA BRAIKAT, MOHAMMAD JAMAL, NOUREDDINE DAMIL

Laboratoire de Calcul Scientifique en Mécanique, Faculté des Sciences Ben M'Sik, Université Hassan II Mohammedia-Casablanca, Av. Cdt Driss El Harti, B.P. 7955, Sidi Othman, 20450, Casablanca, Maroc.
m.jamal@univh2m.ac.ma, b.braikat@univh2m.ac.ma,
n.damil@univh2m.ac.ma

Résumé : L'objectif de ce travail est de présenter une approche de résolution des problèmes de la dynamique non linéaires des structures. Dans cette approche on utilise la technique des développements en série par rapport au temps. La solution du problème non linéaire, discrétisé par éléments finis, régissant la dynamique de la structure, est cherchée sous la forme d'un développement en série par rapport au temps. Le rayon de convergence des séries est amélioré par l'utilisation des approximants de Padé. La solution complète du problème est obtenue via une méthode de continuation. La validation de l'approche proposée est illustrée sur un exemple de vibration non linéaire forcée d'une poutre élastique. Une comparaison des résultats obtenus par cette approche avec ceux calculés par la méthode de Newton –Raphson couplée au schéma implicite de Newmark est présentée.

Mots Clés: Dynamique non linéaire des structures, éléments finis, développement en série par rapport au temps, approximants de Padé, vibration non linéaire forcée d'une poutre.

1. Introduction

La résolution des problèmes de la dynamique non linéaire des structures se fait en général par des méthodes d'intégration directes purement numériques de type itératives ou de prédiction-corrrection ou par des méthodes d'analyse de superposition modale. [Bathe,1996], [Zienkiewicz,1987], [Argyrs, 1991], [Géradin, 1993], [Crisfield, 1997]. Leur principe est basé sur la méthode des éléments finis ou des différences finies. Le choix d'une méthode est déterminé seulement par son efficacité numérique. L'intégration en temps est effectuée par le choix d'un schéma en temps explicite ou implicite de Newmark [Newmark, 1959]. La réponse dynamique non linéaire de la structure est calculée point par point. Ces méthodes marchent bien, mais elles peuvent être très coûteuses en temps de calcul CPU.

Des alternatives d'intégration temporelles, des problèmes de la dynamique des structures ont été proposées dans les travaux de [Qaisi, 1997], [Fafard et al, 1997]. La réponse dynamique de la structure est cherchée sous forme de développement en série par rapport au temps. Ces méthodes ont été testées sur des problèmes linéaires à petit nombre de degrés de liberté ou sur des problèmes de vibration. Cette alternative a été étendue aux problèmes linéaires à grand nombre de degrés de liberté. (Fellah and al, 2002).

L'objectif de ce travail consiste d'une part à étendre cette idée à la résolution des problèmes de la dynamique non linéaire des structures à grand degrés de liberté et d'autre part d'améliorer les rayons de convergence des développements en série par rapport au temps par la technique des approximants de Padé (Padé, 1892), (Baker, 1996). La réponse dynamique non linéaire complète de la structure est obtenue par l'application de la procédure de continuation. L'efficacité de l'approche proposée est testée sur un problème de vibration non linéaire d'une poutre. Une comparaison avec les résultats obtenus par une méthode directe itérative couplée au schéma implicite de Newmark est donnée.

2. Équation dynamique non linéaire de la structure

Considérons une structure élastique tridimensionnelle non linéaire à plusieurs degrés de liberté occupant un volume Ω de frontière $\partial\Omega$. La structure, supposée faite d'un matériau élastique homogène et isotrope de densité volumique ρ , est soumise à un déplacement imposé \underline{u}_d sur une partie $\partial\Omega_u$ et à une densité de forces surfaciques \underline{F} sur la partie complémentaire $\partial\Omega_F$. De plus, il s'exerce sur Ω une densité de force de volume \underline{f} (figure.1).

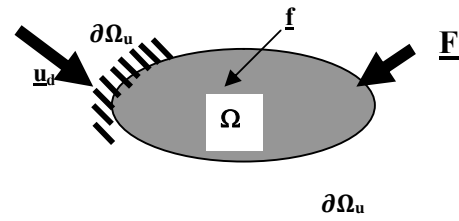


Figure.1 : Structure élastique tridimensionnelle

En négligeant l'amortissement, les équations dynamique de la structure, écrites sous forme variationnelle, sont données par le problème aux valeurs initiales et aux limites suivant:

$$\int_{\Omega} \rho \frac{\partial^2 \underline{u}}{\partial t^2} \delta \underline{u} d\Omega + \int_{\Omega} \underline{S} : \delta \underline{\gamma} d\Omega = \int_{\Omega} \underline{f} \delta \underline{u} d\Omega + \int_{\partial\Omega_F} \underline{F} \delta \underline{u} ds \quad ,$$

$$\underline{u}(x, t = t_0) = \underline{u}_0(x) \quad , \quad \frac{\partial \underline{u}}{\partial t}(x, t = t_0) = \dot{\underline{u}}_0(x) \quad (1)$$

$$\underline{u} = \underline{u}_d \text{ on } \partial\Omega_u$$

où \underline{u} est le vecteur déplacement, $\underline{\gamma}(\underline{u})$ est le tenseur de déformation non linéaire de Green-Lagrange, \underline{S} est le tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff lié à $\underline{\gamma}(\underline{u})$ via la loi de comportement

$$\underline{S} = \underline{D} : \underline{\gamma}(\underline{u}) = \underline{D} : [\underline{\gamma}_L(\underline{u}) + \underline{\gamma}_{NL}(\underline{u}, \underline{u})] \quad ,$$

\underline{u}_0 , $\dot{\underline{u}}_0$ et \underline{u}_d sont respectivement les conditions initiales et aux limites.

3. Approche proposée

3.1 Forme discrétisée des équations

La forme discrète du problème (1), obtenue moyennant la méthode des éléments finis [Crisfield, 1997], [Zienkiewicz, 1987], [Bathe, 1996]] s'écrit sous la forme compacte :

$$[M] \left\{ \ddot{q}(t) \right\} + [K(q(t))] \{q(t)\} = \{F(t)\} \quad (2)$$

avec $\{q\}$ et $\{\ddot{q}\}$ sont respectivement les vecteurs déplacement et accélération nodaux, $\{F\}$ est le vecteur force discrétisé, $[M]$, $[K(q)]$ sont les matrices de masse et de rigidité non linéaire.

3.2. Technique de développement en temps

La solution de $\{q(t)\}$ de (2) est cherchée sous la forme d'un développement en série par rapport au temps ($t - t_0$), tronqué à l'ordre p:

$$\{q(t)\} = \sum_{j=0}^p \{q\}_j (t - t_0)^j \tag{3}$$

où les vecteurs inconnus $\{q\}_j$ sont indépendants du temps.

On développe alors le vecteur contrainte $\{S\}$ par rapport à (t-t₀):

$$\{S\} = \sum_{j=0}^p \{S\}_j (t - t_0)^j \tag{4}$$

et on suppose en plus que le vecteur force $\{F(t)\}$ dans (2) est développable en temps jusqu'à l'ordre (p-2):

$$\{F\} = \sum_{j=0}^{p-2} \{F\}_j (t - t_0)^j \tag{5}$$

La substitution de (3), (4) et (5) dans (2), donnent les termes $\{q\}_j$ et $\{S\}_j$ ($0 \leq j \leq p$) des séries en temps (3) and (4), qui sont solutions des problèmes linéaires suivants:

ordre 0 en temps:

$$\begin{cases} \{q\}_0 = \{u\}_0 \\ \{S\}_0 = [D][B_L] + \frac{1}{2}[B_{NL}(q_0)]\{q\}_0 \end{cases} \tag{6}$$

ordre 1 en temps:

$$\begin{cases} \{q\}_1 = \{\dot{u}\}_0 \\ \{S\}_1 = [D][B_L] + [B_{NL}(q_0)]\{q\}_1 \end{cases} \tag{7}$$

ordre j en temps :

$$\begin{cases} \{q\}_j = \frac{1}{j(j-1)}[M]^{-1}(\{F\}_{j-1} - \sum_{e=1}^i \int_{\Omega_e} ([B_L]\{S\}_{j-2} + \sum_{i=1}^{j-2} [B_{NL}(\{q_{j-i-2}\})]\{S\}_i) d\Omega_e) \\ \{S\}_j = [D][B_L]\{q\}_j + \sum_{i=0}^j [B_{NL}(\{q_i\})]\{q\}_{j-i} \end{cases} \tag{8}$$

L'expression (8) donne tous les termes de la série (3) en fonctions de ceux calculés aux ordres précédents en inversant une seule fois la matrice de masse [M]. Ils sont déterminés complètement et la solution est calculée à tout instant t. Il est important de souligner que le rayon de convergence de la représentation série (3) est fini et son domaine de validité t_{max} est donné par le critère [Fafard and al, 1997], [Fellah and al,2002],[Jamal and al, 2002]:

$$t_{max} = \left(\kappa \frac{\|q_i\|}{\|q_r\|} \right)^{\frac{1}{p-1}} \tag{9}$$

où κ est un paramètre de tolerance.et p est l'ordre de troncature de la série. La réponse dynamique non linéaire est calculée branche par branche via la série (3).

3.3 Approximants de Padé

Le domaine de validité (6) est amélioré par l'introduction des approximants de Padé [Padé, 1892], [Backer, 1996]. On remplace la série (3) par la série rationnelle:

$$\{q(t)\} = \{q\}_0 + (t - t_0) \frac{D_{p-2}}{D_{p-1}} \{q\}_1 + (t - t_0)^2 \frac{D_{p-3}}{D_{p-1}} \{q\}_2 + \dots + (t - t_0)^p \frac{1}{D_{p-1}} \{q\}_p \tag{10}$$

où les D_j sont des polynômes. Le domaine de validité de (10) est donné par: $\frac{\|P_p(t_{max}) - P_{p-1}(t_{max})\|}{\|P_p(t_{max})\|} < \delta$ (11)

Où δ est un paramètre de précision. Les solutions complètes série et série améliorée par les Padé, sont obtenues par la méthode de continuation (Cochelin, Damil, Potier-Ferry, 1994).

4. Test de l'efficacité de l'approche proposée

4.1 Vibration non linéaire forcée d'une poutre élastique

On considère une poutre 2D, de longueur L = 200 mm et de largeur l = 10 mm, faite d'un matériau élastique homogène et isotrope de densité $\rho = 10^{-4}$ kgm⁻³, de module d'Young E = 10⁵ MPa et de coefficient de Poisson $\nu = 0.3$. La structure est encadrée d'un coté et sur l'autre coté s'exerce une force harmonique: F = -100 cos(10000t). Les conditions initiales sont supposées nulles.

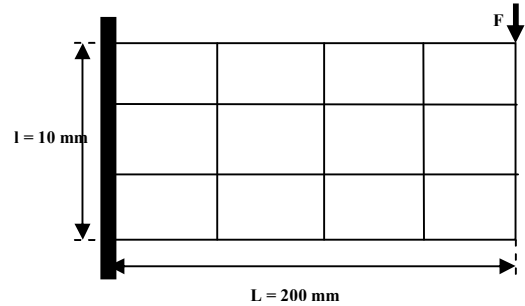


Figure.2: Poutre maillée en 12 éléments quadriangle Q8 avec 4 nœuds soumise à une force harmonique

Les résultats numériques, obtenus dans l'intervalle temporel [0; 0.001s], par les séries (3) et (10) sont comparés à ceux calculés par la méthode de Newton-Raphson couplée au schéma implicite de Newmark qu'on appellera par la suite « solution de référence ». Les paramètres de Newmark et le pas de temps considérés dans les calculs numériques de la méthode de newton-Raphson sont : $\alpha = 1/4$, $\beta = 1/2$, $\Delta t = 10^{-6}$ s.

4.2 Résultats et discussion

La réponse vibratoire complète (S30c) avec continuation de la poutre calculée par la série en temps (3) tronquée à l'ordre p = 30 pour $\kappa = 10^{-10}$, comparée à la solution de référence (N) est représentée sur la figure 3.

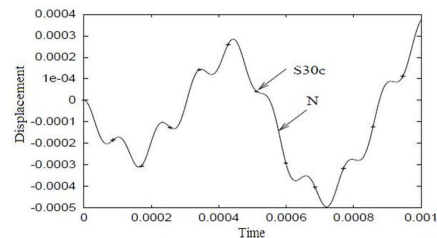


Figure.3 : Déplacement transversal au nœud chargé en fonction du temps, solution série avec continuation (S30c) tronquée à l'ordre p=30 avec $\kappa = 10^{-10}$ comparée à la solution de référence (N)

Les trois solutions sont confondues. La solution séries (S30c) avec continuation est obtenue en 12 pas de continuation en calculant 336 seconds membres et en inversant une seule matrice de masse. Alors que la méthode de Newton-Raphson conduit au même résultat en 2000 itérations (ie 2000 inversions de matrices).

La solution série Padé avec continuation (P30c) tronquée à l'ordre $p=30$ comparée à la solution série (S30c) et à la solution de référence (N) est illustrée sur la figure 4. Elle est obtenue en 12 pas de continuation ce qui améliore le domaine de validité de la solution série et avec une meilleure qualité.

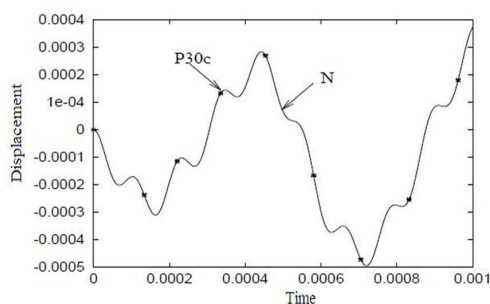


Figure.4: Comparaison des deux solutions: Padé (P30c), séries(S30c) avec continuation pour $p=30$ comparées à la solution de référence(N), $\kappa = 10^{-10}$, $\delta = 10^{-6}$. Les qualités des trois solutions (S30c), (P30c) et (N) sont représentées sur la figure 5, elles sont caractérisées par le logarithme de la norme du résidu R reportés sur l'axe des y.

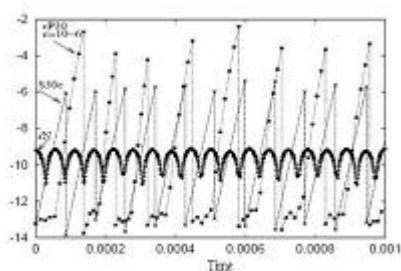


Figure.5: Comparaison des qualités des trois solutions : solution Padé (rP30), solution série (rS30) pour $p=30$ avec continuation, solution de référence (rN).

Remarquons que les solutions séries et la solution Padé ont même qualité dans l'intervalle $[0, 5.10^{-5}]$ s. Pour $t > 5.5 \cdot 10^{-5}$ s, La qualité de la solution série Padé tronquée à l'ordre 30 semble beaucoup plus meilleure que la solution série. Pour des temps très petits $t \ll 5.5 \cdot 10^{-5}$ s, la solution série et son amélioration par les approximants de Padé sont plus précises que la solution de référence

5. Conclusion

Une approche de résolution des problèmes de la dynamique non linéaire des structures a été développée. Elle s'appuie sur la technique des développements en série par rapport au temps couplée à la méthode des éléments finis.

L'intégration en temps est effectuée sans avoir recours à aucun schéma du clivage explicite-implicite. La réponse dynamique de la structure non linéaire est cherchée sous forme d'un développement en série continue par rapport au temps. Les termes de la série ont été obtenus de manière

récurrente simple. Leur calcul a exigé une seule inversion de matrice masse. La technique des approximants de Padé a permis d'améliorer le domaine de validité des séries en temps. L'efficacité de l'approche proposée a été testée sur un problème de vibration non linéaire forcée d'une poutre.

6. Références

- [1] K.J.Bathe, Finite element procedures, Prentice-Hall, Engewood Cliffs, New Jersey, 1996.
- [2] O.C.Zienkiewicz, R.L.Taylor, The Finite Element method. Solid and Fluid Mechanics and Non-linearity, Vol.2, Fourth Edition, MacGraw-Hill, Book Company, 1987.
- [3] J.Argyrs, H.P.Mlejnek, Dynamic of structure, Tests on Computational Mechanics, North Holland, Amsterdam, 1991.
- [4] M.Gérardin and D.Rixen, Théorie des vibrations. Application à la dynamique des structures, Masson, Paris, 1993
- [5] M.A.Crisfield, Nonlinear finite element analysis of solids and structures, Advanced Topics, Ed. John Wiley and Sons, Vol.1, 1991 and Vol.2, 1997.
- [6] G.Dhatt, G.Tousot, Une présentation de la méthode des éléments finis, Deuxième édition, Maloine SA, Paris, 1984.
- [7] N.Newmark, A Method of Computation for structural dynamics, Journal of the Engineering Mechanics Division, Proceedings of ASCE, pp.67-94, 1959.
- [8] B.Cochelin, N.Damil, M.Potier-Ferry, Asymptotic numerical method and Padé approximants for non-linear elastic structures, Int. J. Numer. Meth. Eng., Vol. 37, (1994)1187-1231.
- [9] M.I.Qaisi, A power series solutions for nonlinear vibration of beams, Journal of Sound and Vibration, pp.587-594, 1997.
- [10] M.Fafard, K.Henchi, G.Gendron, S.Ammar, Application of an asymptotic method to transient dynamic problems. Journal of Sound and Vibration, Vol. 208, pp. 73-99, 1997.
- [11] S.Fellah, B.Braikat, M.Jamal, N.Damil, An approach based on time expansion, Padé approximants and Shanks transformation for linear structural dynamic problems, Journal maghrébin de Physique, Vol.2, N°.1, pp.9-18, 2002.
- [12] M.Jamal, B.Braikat, S.Boutmir, N.Damil, M.Potier-Ferry, A high order implicit algorithm for solving instationary non-linear problems, Computational Mechanics, 28, pp. 375-380, 2002.
- [13] H.Padé, Sur la représentation approchée d'une fonction par des fractions rationnelles, Annales de l'école Normale Supérieure, 1892.
- [14] G.A.Baker, P.Graves Morris, Padé approximants, Part I, Basic Theory, Encyclopedia of Mathematics and its applications, Vol.,13. N°.1, Addison-Wesley Publishing Company, New York, 1981.
- [15] G.Dhatt, G.Tousot, Une présentation de la méthode des éléments finis, Deuxième Edition, Maloine SA, Paris, 1984.
- [16] T.Gmür, Dynamique des structures, Analyse modale numérique, Corbaz S A, Montreux, Suisse, 1997.

NONLINEAR VIBRATION ANALYSIS OF MULTI-WALLED CARBON NANOTUBES CONVEYING FLUID BASED ON THERMOELASTIC SHELL MODEL

A. AZRAR^{1,A}, L. AZRAR^{1,2,B}, A. A. ALJINAIDI^{2,C} AND M. HAMADICHE^{3,D}

¹Departement of Mathematics, MMC, Faculty of Sciences and Techniques of Tangier, Abdelmalek Essaadi University, BP 416, Tangier, Morocco

^aabdellhadiazrar@yahoo.fr, ^bl.azrar@fstt.ac.ma

²Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, King Abdulaziz University, Jeddah, Saudi Arabia

^caljinaidi@kau.edu.sa,

³Laboratory LMFA, ECL/UCBL/INSA, Claude Bernard University, Lyon, France

^dmahmoud.hamadiche@ec-lyon.fr

Abstract: The nonlinear vibration behaviors of multi walled carbon nanotubes conveying fluid are investigated based on the Donnell's cylindrical shell and van der Waals interaction models, Based on the nonlocal elastic theory, the nonlinear governing equations of CNT conveying fluid are formulated. The harmonic balance method is applied to get the frequency amplitude relationships for multiwalled CNTs. The influences of the nonlocal parameter, temperature and fluid velocity on the nonlinear free vibration behaviors are investigated and discussed.

Key words: Nonlinear, Vibration, Carbon Nanotubes, Fluid

Introduction

Vibration analysis of CNTs conveying fluid has been recently one of the attractive subjects in structural dynamics. This is because CNT promises many applications in nanobiological devices and nanomechanical systems. The theory of nonlocal elasticity, Eringen [1], allows accounting for the small scale effect that is very significant when dealing with micro and nanostructures. Yan et al [2] analyzed the dynamical mode transitions of simply supported double-walled carbon nanotubes based on an elastic shell model. Chang and Liu [3] analyzed the small scale effect on flow induced instability of double walled carbon nanotubes. Based on the beam and shell models, the vibration analysis of CNT has been investigated by Azrar et al. [4,5,6].

In this paper, a generalized formulation accounting for the small scale parameter, the thermal, the van der Waal force and the internal fluid interaction effects and based on the nonlinear shell model is presented. Nonlinear partial differential equations related to each wall are presented. Using the harmonic balance method, the nonlinear dynamic behavior can be analyzed. The effects of thermal, fluid velocity and the small scale parameter on the free vibration of multiwalled CNT can be investigated.

Nonlocal shell model

Based on the Donnell shell theory the strain tensors at each Cylindrical wall are given:

$$\varepsilon_{xx}^i = \frac{\partial u_i}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w_i}{\partial x} \right)^2, \varepsilon_{\theta\theta}^i = \frac{1}{R_i} \frac{\partial v_i}{\partial \theta} + \frac{w_i}{R_i} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w_i}{R_i \partial \theta} \right)^2$$

and $\varepsilon_{x\theta}^i = \frac{1}{R_i} \frac{\partial u_i}{\partial \theta} + \frac{\partial v_i}{\partial x} + \frac{1}{R_i} \frac{\partial w_i}{\partial x} \frac{\partial w_i}{\partial \theta}$ (1)

where R_i is the radius, u_i , v_i and w_i are displacements in the (x, θ, z) directions respectively of the i^{th} wall. Based on the nonlocal theory, the temperature effects are introduced through the stress-strain relationship and the constitutive equations of CNTs are [2]

$$(1 - e_0^2 a^2 \nabla^2) \sigma_{xx}^i = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{xx}^i + \nu \varepsilon_{\theta\theta}^i) - \frac{E \alpha_1}{1 - \nu} T \quad (2a)$$

$$(1 - e_0^2 a^2 \nabla^2) \sigma_{\theta\theta}^i = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{\theta\theta}^i + \nu \varepsilon_{xx}^i) - \frac{E \alpha_2}{1 - \nu} T \quad (2b)$$

$$(1 - e_0^2 a^2 \nabla^2) \sigma_{x\theta}^i = \frac{E}{1 + \nu} \varepsilon_{x\theta}^i \quad (2c)$$

where E , ν , a and e_0 are Young's modulus, Poisson's ratio of carbon nanotubes, the internal characteristic lengths and the constant appropriate to each material respectively. ∇^2 is the Laplace operator, σ_{xx} and $\sigma_{\theta\theta}$ are respectively the normal stress in the x and the θ directions and $\sigma_{x\theta}$ is the shear stress on the $x\theta$ plane of the middle surface. T is the temperature change, α_1 and α_2 are the thermal expansion coefficients in the axial and the circumferential directions, respectively. The resultants force and moment, which include temperature effects, are given by:

$$N_{xx}^i = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{xx}^i dz, N_{\theta\theta}^i = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{\theta\theta}^i dz, N_{x\theta}^i = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{x\theta}^i dz, \quad (3a)$$

$$M_{xx}^i = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{xx}^i z dz, M_{\theta\theta}^i = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{\theta\theta}^i z dz, M_{x\theta}^i = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_{x\theta}^i z dz \quad (3b)$$

The use of Eq (3) and (2) leads to

$$(1 - e_0^2 a^2 \nabla^2) N_{xx}^i = K (\varepsilon_{xx}^i + \nu \varepsilon_{\theta\theta}^i) - \frac{E h \alpha_1 T}{1 - \nu} = N_{xM} + N_{xT} \quad (4a)$$

$$(1 - e_0^2 a^2 \nabla^2) N_{\theta\theta}^i = \frac{E h}{1 - \nu^2} (\varepsilon_{\theta\theta}^i + \nu \varepsilon_{xx}^i) - \frac{E h \alpha_2 T}{1 - \nu} = N_{\theta M} + N_{\theta T} \quad (4b)$$

$$(1 - e_0^2 a^2 \nabla^2) N_{x\theta}^i = \frac{E h}{1 + \nu} \varepsilon_{x\theta}^i \quad (4c)$$

$$M_{xx}^i - (e_0 a)^2 \frac{\partial^2 M_{xx}^i}{\partial x^2} = D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\nu}{R^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} \right) - \frac{E \alpha_1}{1 - \nu} \int_{-h/2}^{h/2} T z dz \quad (5a)$$

$$M_{\theta\theta}^i - (e_0 a)^2 \frac{\partial^2 M_{\theta\theta}^i}{R^2 \partial \theta^2} = D \left(\frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) - \frac{E \alpha_2}{1 - \nu} \int_{-h/2}^{h/2} T z dz \quad (5b)$$

$$M_{x\theta}^i - (e_0 a)^2 \left(\frac{\partial^2 M_{x\theta}^i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 M_{x\theta}^i}{R^2 \partial \theta^2} \right) = -D(1 - \nu) \frac{\partial^2 w}{R \partial x \partial \theta} \quad (5c)$$

where $K = \frac{E h}{1 - \nu^2}$ and $D = \frac{E h^3}{12(1 + \nu)}$ N_{xM} , N_{xT}

express the membrane force caused by mechanical loads, and $N_{\theta M}$, $N_{\theta T}$ are the membrane force caused by the

thermal loads. The nonlinear governing equations of motion of the multi-walled carbon nanotubes are:

$$Q_x^i = \frac{\partial M_{xx}^i}{\partial x} + \frac{1}{R_i} \frac{\partial M_{x\theta}^i}{\partial \theta}; \quad Q_\theta^i = \frac{\partial M_{x\theta}^i}{\partial x} + \frac{1}{R_i} \frac{\partial M_{\theta\theta}^i}{\partial \theta} \quad (6a)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial Q_x^i}{\partial x} + \frac{1}{R_i} \frac{\partial Q_\theta^i}{\partial \theta} + \frac{N_{\theta M}^i + N_{\theta T}^i}{R_i} + \frac{N_{\theta M}^i + N_{\theta T}^i}{R_i^2} + N_{\theta M}^i \frac{\partial^2 w^i}{\partial x^2} \\ & + N_{\theta T}^i \frac{\partial^2 w^i}{\partial x^2} + \frac{1}{R_i} \frac{\partial^2 f^i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w^i}{R_i^2 \partial \theta^2} \frac{\partial^2 f^i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 f^i}{R_i^2 \partial \theta^2} \frac{\partial^2 w^i}{\partial x^2} \\ & - 2 \frac{\partial^2 f^i}{R_i^2 \partial x \partial \theta} \frac{\partial^2 w^i}{\partial x \partial \theta} + p_i(x, \theta) - \rho_i h \frac{\partial^2 w_i}{\partial t^2} - \Pi \end{aligned} \quad (6b)$$

in which

$$\frac{\nabla^4 f^i}{\rho h} = - \frac{w_{i,xx}}{R_i} - \frac{w_{i,\theta\theta}}{R_i^2} w_{i,xx} + \frac{w_{i,x\theta}^2}{R_i^2} \quad (7)$$

where p_i is the van der Waal force, ρ_i is the mass density of the carbon nanotubes. Q_x^i and Q_θ^i are the equivalent static shearing stresses of the i^{th} wall respectively. $N_{\theta M}^0$ express the pre-stress caused by mechanical loads, N_{xT}^0 , $N_{\theta T}^0$ are the pre-stress caused by the thermal loads and $f^i(x, y)$ is the stress function. From Eqs. (5-7), the following partial differential system is obtained.

$$\begin{aligned} & D \nabla^4 w_i + D(e_0 a)^2 \eta_i + \rho h \frac{\partial^2 w_i}{\partial t^2} = \frac{N_{\theta M}^i + N_{\theta T}^i}{R_i} \left(1 + \frac{1}{R_i} \frac{\partial^2 w_i}{\partial \theta^2} \right) \\ & + (N_{xM}^i + N_{xT}^i) \frac{\partial^2 w_i}{\partial x^2} + \frac{1}{R_i} \frac{\partial^2 f^i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_i}{R_i^2 \partial \theta^2} \frac{\partial^2 f^i}{\partial x^2} \\ & + \frac{\partial^2 f^i}{R_i^2 \partial \theta^2} \frac{\partial^2 w_i}{\partial x^2} - 2 \frac{\partial^2 f^i}{R_i^2 \partial x \partial \theta} \frac{\partial^2 w_i}{\partial x \partial \theta} + p_i(x, \theta) - \Pi \end{aligned} \quad (8)$$

$$\text{where } \eta_i = \frac{\partial^6 w_i}{\alpha^6} + \frac{\partial^6 w_i}{R_i^6 \partial \theta^6} + \frac{(2-\nu)}{R_i^2} \left(\frac{\partial^4 w_i}{\alpha^4 \partial \theta^2} + \frac{\partial^4 w_i}{R_i^2 \partial \theta^4 \alpha^2} \right) \quad (9)$$

The multiwalled is assumed to be filled with a moving fluid in the inner cylinder. Based on some mathematical developments, the flow pressure Π given by: [4]

$$\Pi = \frac{\rho_f L I_n(m\pi R_1 / L)}{m\pi I_n'(m\pi R_1 / L)} \left\{ \frac{\partial^2 w_1}{\partial t^2} + 2V_0 \frac{\partial^2 w_1}{\partial x \partial t} + V_0^2 \frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} \right\} \quad (10)$$

in which ρ_f is the mass density of the fluid, I_n is the modified Bessel function of order n , prime ($'$) is the derivative with respect to the spatial variable and V_0 is the uniform mean flow velocity of conveying fluid.

The total forces are given:

$$N_{i\theta T}^0 = - \frac{E h \alpha_1 T}{1-\nu} \quad (11)$$

$$N_{i\theta M}^0 = - \left(- \sum_{j=1}^{i-1} p_{ij} + \sum_{j=i+1}^N p_{ij} \right) R_i, \quad N_{i\theta T}^0 = - \frac{E h \alpha_2 T}{1-\nu} \quad (12)$$

$$p_i(x, \theta) = - \sum_{j=1}^{i-1} p_{ij} + \sum_{j=i+1}^N p_{ij} + \Delta p_i(x, \theta) \quad (13)$$

$$p_{ij} = \left[\frac{2048 \varepsilon \sigma^{12}}{9 a^4} \sum_{k=0}^5 \frac{(-1)^k}{2k+1} \binom{5}{k} E_{ij}^{12} \right] R_j$$

$$- \frac{1024 \varepsilon \sigma^6}{9 a^4} \sum_{k=0}^2 \frac{(-1)^k}{2k+1} \binom{2}{k} E_{ij}^6 \right] R_i \quad (14)$$

$$c_{ij} = \left[\frac{1001\pi \varepsilon \sigma^{12}}{3 a^4} E_{ij}^{13} - \frac{1120\pi \varepsilon \sigma^6}{9 a^4} E_{ij}^7 \right] R_j \quad (16)$$

$$M_{ij}^m = (R_i + R_j)^{-m} \int_0^{\pi/2} \frac{d\theta}{[1 - K_{ij} \cos(\theta)]^{m/2}} \quad (17)$$

$$K_{ij} = \frac{4 R_i R_j}{(R_i + R_j)^2} \quad (18)$$

where c_{ij} are the van der Waal interaction coefficients.

For the dynamic instability analysis, the PDE (8) has to be solved with respect to given flow velocity V_0 , small scale parameter e_0 and other physical and material parameters. The transverse displacement of the j^{th} tube is assumed to be in the form [2]

$$w_i = A_i(t) \sin(n\theta) \sin\left(\frac{m\pi x}{L}\right) + \frac{n^2}{4R_i} A_i^2(t) \sin^2\left(\frac{m\pi x}{L}\right) \quad (19)$$

where m, n denoted the axial and the circumferential wave number and $A(t)$ is the time-dependence vibration amplitude. Substituting Eq. (19) into Eq. (7) and solving for particular solution, one gets:

$$\begin{aligned} \frac{f_i}{\rho h} &= \frac{n\beta_m^2 \beta_i^2}{4(9\beta_m^2 + \beta_i^2)^2} A_i^3 \sin(3\beta_m x) \sin(n\theta) \\ &+ \frac{1}{32} \frac{\beta_m^2}{\beta_i^2} A_i^2 \cos(2n\theta) - \frac{n\beta_m^2 \beta_i^2}{4(\beta_m^2 + \beta_i^2)^2} A_i^3 \sin(\beta_m x) \sin(n\theta) \\ &+ \frac{\beta_m^2}{(\beta_m^2 + \beta_i^2)^2} \frac{A_i}{R_i} \beta_m^2 \sin(\beta_m x) \sin(n\theta) \end{aligned} \quad (20)$$

$$\text{where } \beta_m = m\pi/L, \quad \beta_i = n/R_i \quad (21)$$

$$\begin{aligned} X &= D \nabla^4 w_i + D(e_0 a)^2 \eta_i + \rho h \frac{\partial^2 w_i}{\partial t^2} - \frac{N_{\theta M}^i + N_{\theta T}^i}{R_i} \\ &- \frac{N_{\theta M}^i + N_{\theta T}^i}{R_i^2} \frac{\partial^2 w_i}{\partial \theta^2} - N_{xT}^i \frac{\partial^2 w_i}{\partial x^2} - \frac{1}{R_i} \frac{\partial^2 f^i}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 w_i}{R_i^2 \partial \theta^2} \frac{\partial^2 f^i}{\partial x^2} \\ &- \frac{\partial^2 f^i}{R_i^2 \partial \theta^2} \frac{\partial^2 w_i}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 f^i}{R_i^2 \partial x \partial \theta} \frac{\partial^2 w_i}{\partial x \partial \theta} - p_i(x, \theta) + \Pi \end{aligned} \quad (22)$$

After some mathematical developments and disregarding the viscous velocity effects, the following nonlinear differential system is obtained:

$$a_i \ddot{A}_i(t) + b_i A_i(t) + c_i A_i^3(t) + d_i A_i^5(t) + \sum_{j=1}^N c_{ij} A_j(t) = 0 \quad (23)$$

where the coefficients a_i, b_i, c_i and d_i are analytically obtained. The corresponding linear frequencies can readily be evaluated by neglecting the nonlinear terms in equation (23) and taking $A_i(t) = Y_i \sin(\omega t)$ where Y_i is represent the amplitudes of the tubes. For nonlinear vibration analysis, the first order harmonic leads to the following nonlinear algebraic system.

$$\begin{cases} a_i \omega^2 Y_i = b_i Y_i + \frac{3}{4} c_i Y_i^3 + \frac{5}{8} d_i Y_i^5 + \sum_{j=1}^N c_{ij} Y_j \\ a_i \omega^2 Y_i = b_i Y_i + \frac{3}{4} c_i Y_i^3 + \frac{5}{8} d_i Y_i^5 + \sum_{j=1}^N c_{ij} Y_j, \quad i = 2, \dots, N \end{cases} \quad (29)$$

The frequency-amplitude dependence is obtained by numerically solving this equation. The effect of the geometrical and material parameters can be investigated.

Numerical results and discussion

Numerical results are presented using effective properties of carbon nanotubes. The following geometrical and material properties are used.

$$\rho_i = 2300 \text{ kg/m}^3, \rho_f = 1000 \text{ kg/m}^3$$

$$Eh = 360 \text{ J/cm}^3, \nu = 0.3, a = 1.42 \text{ \AA}, h = 0.34 \text{ nm}, L = 20a, \varepsilon = 2.668 \text{ meV}, \sigma = 3.407 \text{ \AA}^0$$

At low and room temperature the thermal expansion coefficients $\alpha_1 = -1.6 \times 10^{-6}$, $\alpha_2 = -0.5 \times 10^{-6}$. At high temperature $\alpha_1 = 1.1 \times 10^{-6}$, $\alpha_2 = 0.8 \times 10^{-6}$.

The amplitude-frequency characteristic curves of the free nonlinear vibration of DWCNT are shown in figure 1 for the case $R_1 = 6.8 \text{ nm}$, $(n,m) = (1,5)$, $L = 20R_1$, $V_0 = 0$, $e_0 = 0$ and $T = 0 \text{ K}$. It can be seen that the amplitude-frequency curves of the inner and outer tubes are similar at lower frequencies and the difference can be discriminated at high frequencies. Figure 2 shows the influences of the mass of fluid and van der Waal force on the nonlinear vibration frequencies. It can be seen that these curves tend to the case that without vdW force, the nonlinear free vibration frequencies of DWCNTs decrease with the increase of the mass of fluid. The thermal and nonlocal effects on the amplitude versus the frequency of the DWCNTs for $R_1 = 3.4 \text{ nm}$, $(m,n) = (1,8)$ and $V = 1 \text{ e}^3 \text{ ms}^{-1}$ are shown in figure 3, it can be seen that the nonlinear frequencies decrease by increasing of the nonlocal parameter and temperature.

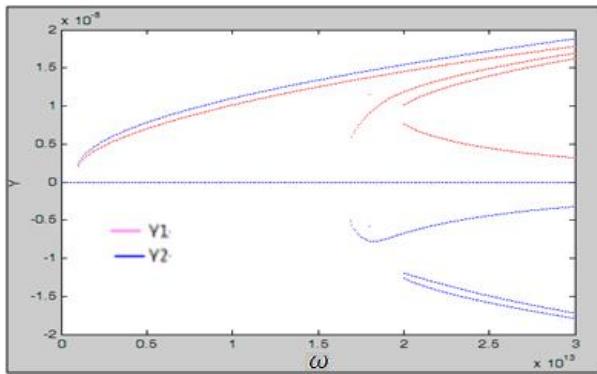


Fig.1. Amplitude-frequency curves for the case $R_1 = 6.8 \text{ nm}$, $(n,m) = (1,5)$, $L = 20R_1$ for $V_0 = 0$, $e_0 = 0$ and $T = 0 \text{ K}$

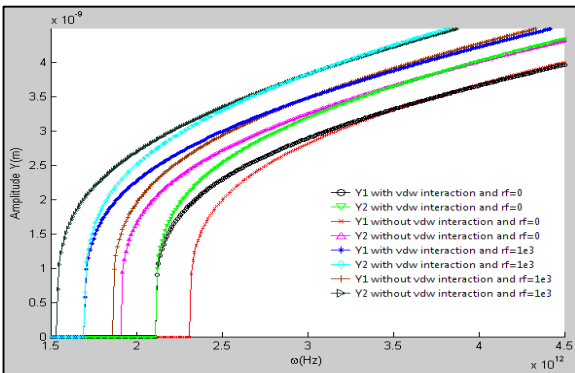


Fig.2. Comparison of amplitudes with and without fluid and vdW interaction for $R_1 = 3.4 \text{ nm}$, $(m,n) = (1,8)$ and $V_0 = 1 \text{ e}^3 \text{ ms}^{-1}$

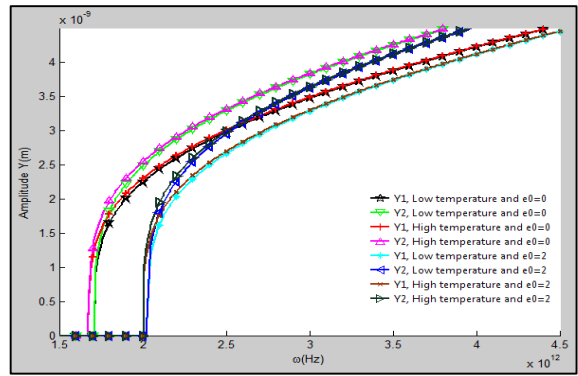


Fig.3. Thermal and nonlocal effects on the amplitude versus the frequency of a DWCNTs for $R_1 = 3.4 \text{ nm}$, $(m, n) = (1,8)$, $V_0 = 1 \text{ e}^3 \text{ ms}^{-1}$ and $T = 40 \text{ K}$

Conclusions

The nonlinear free vibration of simply supported multi-walled carbon nanotubes conveying fluid is studied. The Donnell’s cylindrical shell model, the nonlocal elasticity theory and the temperature effect are utilized in the modeling of this system. The frequencies and amplitudes of the nonlinear vibration of the DWCNT are obtained by harmonic balance method. The influences of the nonlocal parameter, the vdW force and the thermal effects are discussed. Numerical results show the nonlinear frequencies of DWCNTs are deeply affected by temperature, fluid mass and velocity as well as by the van der Waal interaction.

Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the support provided by the “convention CNRST-CNRS” (Morocco-French), SPM06/12 and the technical and financial supports of the King Abdulaziz University, under grant No. (7-4 - 1432/HiCi).

REFERENCES

[1] Eringen A.C., ‘On differential equations of nonlocal elasticity and solution’, J. Appl. Phys. 54 pp 4703-4710, (1983).
 [2] Yan Y., Zhang L. X., and Wang W. Q., ‘Dynamical mode transitions of simply supported double-walled carbon nanotubes based on an elastic shell model’, Journal of Applied Physics 103, 113523 pp 1-6, (2008)
 [3] Chang T. P. and Liu M.F., ‘Small scale effect on flow induced instability of double walled carbon nanotubes’ Journal of Mechanics A/solids 30, pp 992-998, (2011).
 [4] Azrar A., Azrar L., Aljinaidi A. A. and Hammadiche M., ‘Dynamics Instability Analysis of Multi-Walled Carbon Nanotubes Conveying Fluid’, Advanced Materials Research, ISSN 1022-6680, Vol. 682, p 153-160, Trans Tech Publications Ltd, 2013
 [5] Azrar A., Azrar L. and Aljinaidi A. A., ‘Length scale effect analysis on vibration behavior of single walled carbon nanoTubes with arbitrary boundary conditions’ Revue de Mécanique Appliquée et Théorique, Revue de Mécanique Appliquée et Théorique, Vol. 2,5 pages 475-484, 2011.
 [6] Azrar A., Azrar L. and Aljinaidi A. A., ‘Higher order free vibration characteristics of single walled Carbon nanoTubes’, submitted to Physica E, 2012.

EFFICIENT ALGORITHMS TO CONTROL JOINTED ARM ROBOTS

J. A. ROJAS QUINTERO², C. VALLEE², J. CHAOUFI¹, S. ZEGHLOUL²

¹LMMC, Université Ibn Zohr, Faculté des Sciences, BP 28/S, 80000 Agadir, Maroc.
jchaoufi@gmail.com

²Université de Poitiers, Institut Pprime, UPR CNRS 3346, SP2MI, Téléport 2, 11, Boulevard M. et P. Curie, BP 30179, 86962 Futuroscope-Chasseneuil cedex, France
claude.vallee@univ-poitiers.fr

Abstract : We elaborate algorithms able to efficiently command the actuators of an articulated robot. Our optimization method is based on cubic Hermite Finite Elements. A toy example with 1 degree of freedom illustrates the superconvergence of the Hermite's technique. The suggested algorithm is validated with a simulation of the motion control of a two link robot arm.

Résumé : Nous élaborons des algorithmes capables de commander efficacement les actionneurs d'un robot manipulateur. Notre méthode d'optimisation est basée sur les éléments finis cubiques d'Hermite. Un exemple simple à 1 degré de liberté illustre la super-convergence de la technique d'Hermite. L'algorithme proposé est validé par une simulation de la commande du mouvement d'un bras robotisé à deux segments.

Keywords : Multybody systems dynamics, Jointed arm robot, Optimal control, Finite Elements Method, Cubic Hermite interpolation, Projected gradient method

1. INTRODUCTION

Industrial robots are requested to be faster and more accurate. We aim to elaborate efficient algorithms able to command the actuators of an articulated robot. For example, to grasp a falling ball, in real time, with the last link of a jointed arm robot. Such a robot closely resembles the human arm, it is frequently called anthropomorphic arm. Three basic rotary joints able arm swap, shoulder swivel and elbow rotation. Additional 3 revolute joints (roll, yaw, pitch) allow the robot to point in any direction. The joints are arranged in a chain so that one joint supports another further in the chain. The Figure 1 shown against illustrates the n ($= 6$) degrees of freedom. This robotic manipulator is powered by n electric embedded motors activating the n rotation parameters q^i .

2. ROBOT DYNAMICS

The velocities field of the robotic articulated system is a linear function of the time derivatives \dot{q}^i of the configuration parameters q^i . The kinetic energy $W(q, \dot{q})$ is a strictly convex quadratic function of the second variable \dot{q} , with a positive definite Hessian matrix $M(q)$ (called mass matrix) depending on q :

$$W(q, \dot{q}) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n M_{ij}(q) \dot{q}^i \dot{q}^j \quad (1)$$

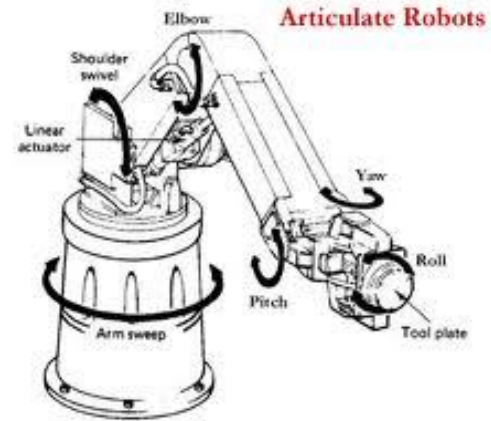


Fig. 1 : Robotic articulated system
(<http://www.robotmatrix.org/ArticulateRobotic.htm>)

The gravity actions are modelled by a potential energy $V(q)$ which is the product of the total mass, the local intensity of the gravitational field and the height of the mass center. The i^{th} motor exerts between the i^{th} link and the following in the chain a torque of intensity u_i . For any virtual variations δq^i of the configuration parameters q^i , the virtual work of the actuators is $\sum_{i=1}^n u_i \delta q^i$.

3. MOTION EQUATIONS

The motion of the system is therefore governed by the n Lagrange's equations :

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial W}{\partial \dot{q}^i} \right) - \frac{\partial W}{\partial q^i} = u_i - \frac{\partial V}{\partial q^i} \quad (2)$$

These motion equations can be itemized as :

$$\sum_{j=1}^n \frac{\partial^2 W}{\partial \dot{q}^i \partial \dot{q}^j} \ddot{q}^j + \sum_{l=1}^n \frac{\partial^2 W}{\partial \dot{q}^i \partial q^l} \dot{q}^l - \frac{\partial W}{\partial q^i} + \frac{\partial V}{\partial q^i} = u_i.$$

The quadratic shape (1) of the kinetic energy function leads to the explicit expression

$$\sum_{j=1}^n M_{ij} \ddot{q}^j + \sum_{k=1}^n \sum_{l=1}^n \Gamma_{ikl} \dot{q}^k \dot{q}^l + \frac{\partial V}{\partial q^i} = u_i$$

where the coefficients

$$\Gamma_{ikl} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial M_{ik}}{\partial q^l} + \frac{\partial M_{il}}{\partial q^k} - \frac{\partial M_{kl}}{\partial q^i} \right)$$

are the Christoffel symbols (of the first kind) associated to the M_{ij} regarded as the coefficients of a Riemannian metric.

Introducing the coefficients M^{ij} of the inverse metric tensor and the Christoffel symbols of the second kind $\Gamma_{kl}^j = M^{ji} \Gamma_{ikl}$, the Lagrange's equations (2) read

$$\sum_{j=1}^n M_{ij}(\ddot{q}^j + \sum_{k=1}^n \sum_{l=1}^n \Gamma_{kl}^j \dot{q}^k \dot{q}^l + \sum_{k=1}^n M^{jk} \frac{\partial V}{\partial q^k}) = u_i \quad (3)$$

or equivalently

$$\ddot{q}^i + \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n \Gamma_{jk}^i \dot{q}^j \dot{q}^k + \sum_{k=1}^n M^{ik} \frac{\partial V}{\partial q^k} = u^i \quad (4)$$

Remark : In the above equation (following the rules of tensorial calculus in a Riemannian manifold) the right-hand side $u^i = \sum_{k=1}^n M^{ik} u_k$ is the i^{th} contravariant component of a tensor that we will call torque tensor and denote u .

4. OPTIMAL CONTROL

Initially the robotic articulated system is in a state of positions and velocities $x_0 = x(0) = \begin{bmatrix} q(0) \\ \dot{q}(0) \end{bmatrix}$. In a fixed final time T , we want to bring it to a final state $x_1 = x(T) = \begin{bmatrix} q(T) \\ \dot{q}(T) \end{bmatrix}$. What is the torque tensor needed to perform this task? The answer to this question is not unique. In order to bound their intensity, the torques are selected by minimising an integral functional

$$J(u) = \int_0^T \gamma(u(t)) dt$$

called objective functional. The integrand γ is a convex function called cost function.

5. CHOICE OF THE COST FUNCTION

Usually, the cost function is chosen as a quadratic mean of the covariant components u_i of the torque tensor

$$\gamma(u) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n S^{ij} u_i u_j$$

where S is a symmetrical positive definite bilinear form focusing on main torques. We will choose the tensor S so that $S^{ij} = M^{ij}$. With this choice, the cost function $\gamma(u) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n u_i u^i$ is coordinates free.

6 OPTIMIZATION METHOD

The original question enters within the frame of the classical calculus of variations : Minimize the integral functional

$$I(q) = \int_0^T L(q(t), \dot{q}(t), \ddot{q}(t)) dt \quad (5)$$

where the integrand is the Lagrangian function

$$L(q, \dot{q}, \ddot{q}) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n M_{ij}(q) u^i u^j$$

with u^i and u^j expressed in terms of (q, \dot{q}, \ddot{q}) by Equation (4). Under the conditions $x(0) = x_0$ and $x(T) = x_1$, we minimize directly the integral (5). After

obtaining an approximation of $q(t)$, we obtain an approximation of the optimal command $u(t)$ by coming back to Equation (3).

7. TIME DISCRETIZATION

To solve the optimal control problem (5), we develop a parametric optimization technique [2]. The time discretization is performed by using cubic Hermite Finite Elements ([5], [6]) based on the 2 functions :

$$\varphi(t) = \begin{cases} (1-|t|)^2(1+2|t|) & \text{if } t \in [-1, +1] \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\psi(t) = \begin{cases} t(1-|t|)^2 & \text{if } t \in [-1, +1] \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases}$$

(see the graphs on Figures 2(a) and 2(d) below).

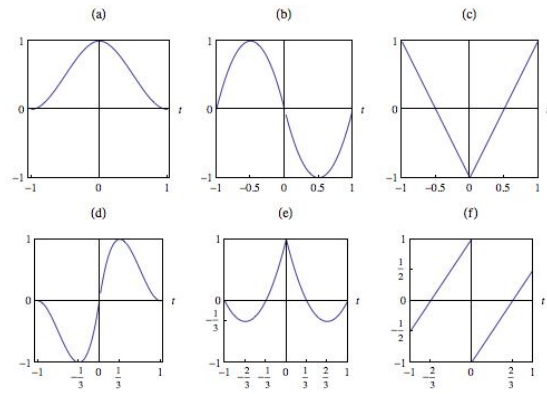


Fig. 2 : Graphs of the cubic Hermite functions

(a) φ (b) $\frac{2}{3} \dot{\varphi}$ (c) $\frac{1}{6} \ddot{\varphi}$ (d) $\frac{27}{4} \psi$ (e) ψ (f) $\frac{1}{4} \ddot{\psi}$

Let us divide the interval $[0, T]$ into N equal pieces of duration $h = T/N$ by the instants $t_p = ph$ ($p = 0$ to N). We define the $(N+1)$ pairs of basis functions

$\varphi_p(t) = \varphi(\frac{t}{h} - p)$ and $\psi_p(t) = \psi(\frac{t}{h} - p)$. Remark: Each basis function must be truncated when it overflows the interval $[0, T]$ on the left or on the right. This remark is specially important for indices $p = 0$ and $p = N$.

Each configuration parameter q^i is approximated [1] by the piecewise cubic Hermite Finite Element interpolation :

$$q_N^i(t) = \sum_{p=0}^N a_p^i \varphi_p(t) + h \sum_{p=0}^N b_p^i \psi_p(t) \quad (6)$$

8. OPTIMAL CONTROL ALGORITHM

Insertion of the approximation (6) of q in $I(q)$ generates a function $I(q_N)$ depending solely on the coefficients a_p^i and b_p^i . These coefficients are obtained by minimizing $I(q_N)$ by a steepest descent method in finite dimension: gradient method, conjugate gradient method, projected gradient method, etc. They are directly interpreted as the

values at time $t_p = ph$ of parameters q^i and derivatives \dot{q}^i .

Remark: The coefficients a_p^i and b_p^i are known for $p = 0$ and $p = N$

$$a_0^i = q^i(0), b_0^i = \dot{q}^i(0), a_N^i = q^i(T), b_N^i = \dot{q}^i(T).$$

9. SIMULATION RESULTS

First, as a toy example, we consider a simple system with one degree of freedom. It is governed by the motion equation $\ddot{q} + q = u$. The final time T is equal to π . The initial conditions are $q(0) = 0$ and $\dot{q}(0) = 1$. The final conditions are $q(\pi) = 0$ and $\dot{q}(\pi) = -1$. The objective function is $J(u) = \frac{1}{2} \int_0^T (u(t))^2 dt$. The problem summarizes in : Minimize $I(q) = \frac{1}{2} \int_0^\pi (q(t) + \ddot{q}(t))^2 dt$. The theoretical solution is $q(t) = \sin t$, $\dot{q}(t) = \cos t$ and $u(t) = 0$ for which the minimum value $I(q) = 0$ is achieved. The positive sequence $I(q_N)$ reveals to be decreasing as the fourth power of $1/N$. The norm [1] of $q - q_N$ in the Sobolev space $H^1[0, T]$ decreases also like $1/N^4$. This fourth power in $1/N$ for the error confirms the superconvergence [1] of the Hermite's technique. The algorithm is validated with a simulation of the motion control of a two link robot arm.

10. DISCUSSION

We plan to apply our approach in the context of generating smooth, fast motions for a mobile robot in a changing environment (moving ball interception [4], for example). The extension to optimal control with a free final time will follow the method we exhibited in a previous work [3].

11. CONCLUSION

The robot dynamics is modelled according to Lagrange's analytical mechanics. As an alternative to Pontryagin's Maximum Principle, our optimal control algorithm is developed in the frame of the classical Lagrange's calculus of variations. We present a piecewise cubic Hermite Finite Element Method for computing accurate approximations of the optimal trajectories and controls.

These Hermite Elements proved to be very well suited for treating the numerical simulations. And the grasping of a falling ball with the last manipulator link was succeeded with good efficiency and stability for a two link robot arm.

RÉFÉRENCES

- [1] Allaire G. *Analyse numérique et optimisation* (in French). Edition de l'Ecole Polytechnique, Palaiseau, 2009. English translation by Alan Craig: *Numerical analysis and optimization*. Oxford University Press, Oxford, New York, 2007.
- [2] Bessonnet G., Marot J., Seguin P. and Sardain P. Parametric-based dynamic synthesis of 3D-gait. *Robotica*, vol. 28, n° 4, pp. 563-581, 2010.
- [3] Lazrak M. and Vallée C. *Commande de robots en temps minimal* (in French). *RAPA (Revue d'Automatique et de Productique Appliquées)*, vol. 8, n° 2-3, pp. 217-222, 1995.
- [4] Maire F. and Taylor D. *A Quadratic Programming Formulation of a Moving Ball- Interception and Shooting Behaviour, and its Application to Neural Network Control, RoboCup 2000: Robot Soccer World Cup IV.* *Lecture Notes in Computer Science*, Vol. 2019/2001, pp. 327-332, 2001.
- [5] Marchouk G. and Agochkov V. *Introduction aux méthodes des éléments finis* (in french). Editions Mir, Moscou, 1985.
- [6] Strang G. and Fix G.J. *An analysis of the finite element method*, Prentice-Hall Series in Automatic Computation, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, N. J., 1973. Second edition: Wellesley-Cambridge Press, Wellesley, MA, 2008.

MULTI-CRACK IDENTIFICATION OF BEAMS UNDER GENERALIZED BOUNDARY CONDITIONS BASED ON WAVELET TRANSFORMS

H. CHOUYAKH¹, L. AZRAR^{1,2}, K. ALNEFAIE², O. AKOURRI¹

¹ Mathematical Modeling and Control, Faculty of Sciences and Techniques of Tangier, Abdelmalek Essaâdi University; Tangier; Morocco

² Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, King Abdulaziz University, Jeddah, Saudi Arabia

Abstract: Vibration analysis and crack identification of beams like structures under generalized boundary conditions based on wavelet transforms are elaborated. Cracks are modeled through rotational springs whose compliances are evaluated using linear elastic fracture mechanics. An exact approach for vibration analysis of a uniform Euler Bernoulli beam, with an arbitrary number of cracks, and generalized ends supports is established. Using the fundamental solutions and recurrence formulae, developed in this paper, the vibration frequencies and mode shapes of beams can be easily determined. Based on various types of wavelet transforms, the locations of cracks are estimated from the sudden changes in the spatial variation of the transform responses. The proposed method is validated and numerical simulations are done for various multicracked beams.

Résumé: Dans ce travail, une analyse vibratoire et l'identification des fissures dans les structures de type poutre ont été élaborées. Les fissures sont modélisées par des ressorts de rotation dont la flexibilité est donnée par les équations de la mécanique de la rupture. En adoptant le modèle d'Euler Bernoulli, une approche exacte pour l'analyse vibratoire d'une poutre multi fissurée et à conditions aux bords généralisées a été établie.

En utilisant les modèles mathématiques développés dans ce papier, les fréquences et modes propres peuvent être facilement déterminés pour les poutres multifissurées. Quant aux positions des fissures, elles sont identifiées par les changements brusques dans le signal transformé, par le moyen de différents types d'ondelettes. Afin de valider la méthode proposée, des simulations numériques ont été réalisées pour différentes poutres multifissurées.

key-words: General boundary conditions, multicracks, beam, wavelet, vibration

INTRODUCTION

The aim of Structural Health Monitoring (SHM) is to detect damage in structures. Finding the location and size of the crack is mostly studied based on free and forced vibration of structures [1]. Recently wavelet transforms have been introduced as promising method to find damage in structures. Many researchers have tried to improve the application of wavelet transforms to SHM.

Classical method for the determination of natural frequencies and eigenmodes of cracked beams using matrices of higher dimensions (8x8 for single crack, 12x12 for two cracks and so on) are used in [2,3].

In opposition to what is available in literature, this work presents a general method which gives expression of mode shapes for any kind of boundary conditions and for an arbitrary number of cracks. This allows analyzing a wider range of cases. Based on the obtained eigenmodes the wavelet transforms are used for multicrack identification.

MATHEMATICAL FORMULATION

Let us consider a multi cracked beam under generalized boundary conditions as shown in the figure 1. It is assumed that the number of cracks is n and the n cracks are located at sections $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$ such that $x_1 < x_2 < \dots < x_n$. The beam is divided into (n+1) segments by the n cracks. A model of massless rotational spring is adopted to describe local flexibility induced by cracks in the beam

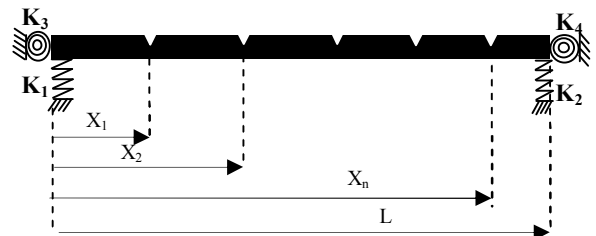


Figure 1: multi-cracked beam under general boundary conditions

Generalized boundary conditions are given by following equations [4]:

$$w_1'''(0) = -k_1 * w_1(0) \quad w_1''(0) = k_2 * w_1'(0) \quad (1)$$

$$w_{n+1}'''(L) = k_2 * w_{n+1}(L) \quad w_{n+1}''(L) = -k_4 * w_{n+1}'(L) \quad (2)$$

Based on Euler-Bernoulli beam theory, the governing differential equation of undamped free flexural vibration for an uncracked beam is:

$$\frac{\partial^4 w_i(x)}{\partial x^4} - \frac{\rho A}{EI} \omega^2 w_i(x) = 0 \quad i=1,2,3,\dots,n+1 \quad (3)$$

where $w_i(x)$ corresponds to the i^{th} sub-beam. The general solution can be expressed in the form:

$$w_i(x) = D_1 \bar{S}_1(x) + D_2 \bar{S}_2(x) + D_3 \bar{S}_3(x) + D_4 \bar{S}_4(x)$$

where:

$$\bar{S}_1(x) = \frac{1}{2} (\cosh(\mu x) + \cos(\mu x)); \quad \bar{S}_2(x) = \frac{1}{2\mu} (\sinh(\mu x) + \sin(\mu x))$$

$$\bar{S}_3(x) = \frac{1}{2\mu^2} (\cosh(\mu x) - \cos(\mu x)); \quad \bar{S}_4(x) = \frac{1}{2\mu^3} (\sinh(\mu x) - \sin(\mu x))$$

The mode shape for the first interval $[0, x_1]$ can be expressed as:

$$w_1(x) = w_1(0) \bar{S}_1(x) + w_1'(0) \bar{S}_2(x) + w_1''(0) \bar{S}_3(x) + w_1'''(0) \bar{S}_4(x) \quad (4)$$

where: $w_1(0), w_1'(0), w_1''(0), w_1'''(0)$ are initial parameters.

Using equations (1) and (4), one gets:

$$w_1(x) = w_1(0) (\bar{S}_1(x) - k_1 \bar{S}_3(x)) + w_1'(0) (\bar{S}_2(x) + k_2 \bar{S}_4(x)) \quad (5)$$

$$w_1(x) = w_1(0)F(x) + w_1'(0)G(x)$$

The displacement, bending moment and shear force at all boundaries of two neighboring segments are required to be continuous:

$$\begin{cases} w_1(x_i) = w_{i+1}(x_i) \\ w_1'(x_i) = w_{i+1}'(x_i) \\ w_1''(x_i) = w_{i+1}''(x_i) \end{cases} \quad (6)$$

At the crack location x_i , a model of massless rotational spring is adopted with flexibility C_i that depends on the depth of the crack. If a crack is located at the section $x=x_i$, the slope has a jump.

$$w_{i+1}'(x_i) = w_1'(x_i) + C_i w_1''(x_i) \quad (7)$$

Considering the continuous conditions of displacement, bending moment and shear force as well as the jump of slope at the boundary of the i^{th} and the $(i+1)^{\text{th}}$ segment, we have:

$$w_{i+1}(x) = w_1(x) + C_i w_1''(x_i) S_2(x - x_i) H(x - x_i) \quad (8)$$

where H is the Heaviside function. Using $w_1(x)$ the mode shape of the first segment which is given in Eq(5) and Eq(8) for $i=1,2,\dots,n$, one gets:

$$w_{i+1}(x) = w_1(x) + \sum_{i=1}^n C_i w_1''(x_i) S_2(x - x_i) H(x - x_i) \quad (9)$$

By substituting boundary conditions for the right end of the beam ($x=L$), given in Eq. (1, 2), into equation (9) one gets:

$$\begin{cases} w_1(0) * A(L) + w_1'(0) * B(L) = 0 \\ w_1(0) * C(L) + w_1'(0) * D(L) = 0 \end{cases} \quad (10)$$

In order to find natural frequencies, one has to solve this simplified nonlinear frequency equation:

$$\begin{vmatrix} A(L) & B(L) \\ C(L) & D(L) \end{vmatrix} = 0 \quad (11)$$

Let us note that this condensed characteristic equation is hardly nonlinear and complex for multicracked beams. Its simplicity permits one to analyze a wide range of cracked beams cases. For the sake of clarity only one cracked beam is considered here.

Single cracked beam

The mode shape for the first interval $[0, x_1]$ is:

$$w_1(x) = w_1(0)F(x) + w_1'(0)G(x) \quad (12)$$

where:

$$\begin{cases} F(x) = \bar{S}_1(x) - k_1 \bar{S}_4(x) \\ G(x) = \bar{S}_2(x) + k_3 \bar{S}_3(x) \end{cases}$$

Using equation (9), the mode shape of the second segment is expressed as:

$$\begin{cases} w_2(x) = w_1(x) + C_1 w_1''(x_1) S_2(x - x_1) H(x - x_1) \\ w_2(x) = w_1(0)[F(x) + C_1 F''(x_1) S_2(x - x_1) H(x - x_1)] + \\ w_1'(0)[G(x) + C_1 G''(x_1) S_2(x - x_1) H(x - x_1)] \end{cases} \quad (13)$$

For the right end of the beam, one can write:

$$\begin{cases} w_2'''(L) - k_2 * w_2(L) = 0 \\ w_2''(L) + k_4 * w_2'(L) = 0 \end{cases} \quad (14)$$

The following system of equations is then obtained:

$$\begin{cases} w_1(0)A(L) + w_1'(0)B(L) = 0 \\ w_1(0)C(L) + w_1'(0)D(L) = 0 \end{cases} \quad (15)$$

where

$$A(L) = F^{(4)}(L) + C_1 F''(x_1) S_2^{(2)}(L - x_1) - k_2 [F(L) + C_1 F''(x_1) S_2(L - x_1)]$$

$$B(L) = G^{(3)}(L) + C_1 G''(x_1) S_2^{(2)}(L - x_1) - k_2 [G(L) + C_1 G''(x_1) S_2(L - x_1)]$$

$$C(L) = F^{(3)}(L) + C_1 F''(x_1) S_2^{(2)}(L - x_1) + k_4 [F(L) + C_1 F''(x_1) S_2(L - x_1)]$$

$$D(L) = G^{(2)}(L) + C_1 G''(x_1) S_2^{(2)}(L - x_1) + k_4 [G(L) + C_1 G''(x_1) S_2(L - x_1)]$$

In order to get natural frequencies, for the considered single cracked beam one has to solve the resulting frequency equation (Eq (11)). For multicracked beams, the same procedure is followed. Note that this always leads to a 2x2 matrix where the functions A, B, C and D have to be explicitly given for each considered case. The eigenfrequencies and eigenmodes can be then obtained for multicracked beams. The obtained eigenmodes will be used for the identification of the cracks locations based on wavelet transforms

CRACK DETECTION USING WAVELET TRANSFORMS

The continuous wavelet transform of a function $f(x)$ is:

$$C(a, b) = \frac{1}{\sqrt{a}} \int_{-\infty}^{+\infty} f(x) \psi^* \left(\frac{x-b}{a} \right) dx \quad (17)$$

where $\psi^*(x)$ denotes the complex conjugate of wavelet $\psi(x)$; a is the scale, b is position and $C(a,b)$ represents the coefficient of wavelet transform. $\psi(x)$ should satisfy the following admissibility condition :

$\int_{-\infty}^{+\infty} \frac{|\hat{\psi}(\omega)|^2}{|\omega|} d\omega < \infty$ where $\hat{\psi}(\omega)$ is the Fourier transform of $\psi(x)$. Let us note that there are many wavelets kinds that can be used to perform a continuous wavelet transform analysis.

The eigenmodes $w_i(x)$, obtained previously, are used here and their wavelet transforms will give information about the cracks.

NUMERICAL SIMULATION

Various boundary conditions can be considered by only given values for k_1, k_2, k_3 , and k_4 .

For the Simply supported ends, one can choose:

$k_1 = \infty; k_3 = 0; k_2 = \infty; k_4 = 0$. The beam used has the following properties: length $L=36.22\text{m}$; height $h=1$; flexibility of the rotational spring:

$C=h*f(a)$, where: [2].

$$f(a) = 2\left(\frac{a}{2}\right)^2 * (5.99 - 19.69a + 37.14a^2 - 35.64a^3 + 13.12a^4)$$

Vibration of single cracked beam

In this case, the frequency ratios between the cracked and uncracked states of a simply supported beam with an open crack at mid-span, with different crack depth ratios a , are given in Table1. The obtained results are compared to those of Reference [2]. In order to illustrate the influence of general boundary conditions in a cracked beam, the frequency ratios for various values of 'a' are computed for: $k1=500; k3=50; k2=20; k4=80$ and are given in Table 1.

Table 1: Comparison between frequency ratios of single cracked to undamaged beam

k_i	$k1=\infty$		$k3=0$		$k2=\infty$		$k4=0$	
$\frac{\omega}{\omega_0}$	Crack depth ratio $a=d/h$							
	1/4		1/3		2/5		1/2	
	Pre sent	[2]	Pre sent	[2]	Pre sent	[2]	Pre sent	[2]
1^s	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
3^r	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
d	0.25	0.4	0.7	0.7	0.65	0.57	0.64	0.7
k_i	$k1=500$		$k3=50$		$k2=20$		$k4=80$	
$\frac{\omega}{\omega_0}$	1/4		1/3		2/5		1/2	
	Pre		Pre		Pre		Pre	
	1^s	0.8	-----	0.8	-----	0.8	-----	0.8
3^r	0.6	-----	0.6	-----	0.6	-----	0.6	----
d	1.02		0.85		0.64		0.64	

Wavelet analysis of cracked beam

To illustrate the feasibility of applying wavelet transforms to multicroaked beams, numerical simulations were performed for single and double cracked beams. Based on equation (9), fundamental vibration modes of the beam were calculated for different crack positions.

Single cracked beam

For single cracked beam, three different positions are considered: Case (a): $x_1=L/3$
 Case (b): $x_1=L/2$ Case (c): $x_1=5L/6$
 where: $k1=500; k2=20; k3=50; k4=80$.

Wavelet transforms were performed and Figure 2 presents results of the analysis for the previous cases. It is clearly shown that the wavelet transform coefficients exhibit a relative high values at $x=L/3, L/2$ and $5L/6$ providing evidence of crack existence at these positions.

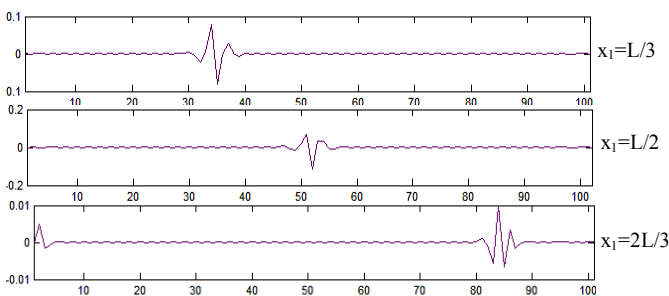


Figure 2: Single crack identification

Double cracked beam

In order to show the applicability of the presented methodological approach to multi cracked beams, a double cracked simply supported beam is considered. The two cracks are located at $x_1= L/5$ and $x_2=3L/5$ and have a respective relative depths of $d_1/h=0.3$ and $d_2/h=0.15$.

The normalized eigenmode is wavelet transformed, and the result is presented in Figure 3. It is clearly shown that the locations of the two cracks are well identified.

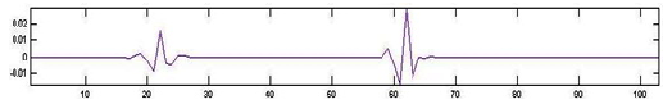


Figure 3: Wavelet coefficients of double cracked beam

This methodological approach is extended to multicroaked based on the obtained eigenmodes. The wavelet transforms are also applied to the response of multicroaked beams under a moving load in order to identify cracks and damage based on forced vibration responses

CONCLUSION

A generalized methodological approach method for computing natural frequencies and associated eigenmodes of multicroaked beams has been presented. This method is appropriate for various kinds of boundary conditions and arbitrary numbers of cracks. The obtained mode shapes of the beam under generalized boundary conditions were wavelet transformed in order to identify the crack. This procedure will be improved in order to get more information about the position and depth of the cracks, and more generally for health monitoring of structures.

ACKNOWLEDGEMENT

The authors would like to acknowledge the technical and financial supports of the King Abdulaziz University, under grant No. (7-4 - 1432/HiCi)

REFERENCES

[1] D. Hester et A. González, "A wavelet based damage detection algorithm based on bridge acceleration response to a vehicle" Mechanical Systems and Signal Processing, pp. 145-166, 2012.
 [2] A. Khorram, F. Bakhtiari-Nejad et M. Rezaeian, «Comparison studies between two wavelet based cracked detection methods of a beam subjected to a moving load» International Journal of Engineering Science, pp. 204-215, 2012.
 [3] X. Q. Zhu et S. S. Law, "Wavelet-based crack identification of bridge beam from operational deflection time history" International Journal of Solids and Structures, p. 2299–2317, 2006
 [4] A. Azrar, L. Azrar et A. A. Aljinaidi, "Length scale effect analysis on vibration behavior of single walled carbon nanotubes with arbitrary boundary conditions" Revue de Mécanique Appliquée et Théorique, Vol. 2.5, pp. 475-485, 2011.

MODELISATION DES OSCILLATIONS FORCEES ET AMORTIES DES STRUCTURES EN POUTRES AVEC DES LIAISONS ROTULES EN REGIME HARMONIQUE

M. K. DAWOUA¹, G. NTAMACK¹, K. MANSOURI², S. CHARIF D'OUAZZANE²

¹ GMM, Fac. Sciences, Ngaoundéré, Cameroun (dawouakaoutoingmaxime@yahoo.fr) (guyedgar@yahoo.fr)

² Université Hassan II, Mohammédia-Casablanca ; Maroc (s.charif@univh2m.ac.ma, khmansouri@hotmail.com)

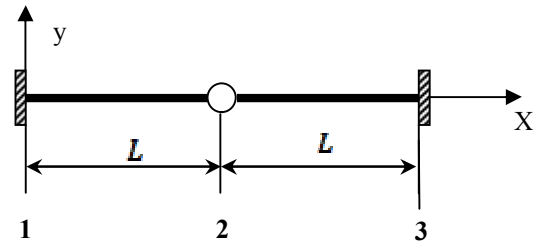


Figure 1: Structure en poutres avec liaison rotule.

La structure de la figure 1 est constituée de poutres de même longueur reliées par une rotule. Les poutres sont en fer, de type IPN et encastées à leurs extrémités. Les caractéristiques des poutres, du matériau

et les constantes de calculs sont données dans le tableau suivant :

Tableau1 : Caractéristiques mécaniques des matériaux

E(MPa)	S(cm ²)	I _x (Cm ⁴)	(Kg.m ⁻³)	v ₂ (m)
210000	7,57	77,67	7850	0.5
ω ₂ (ms ⁻¹)	θ ₂ (rad)	θ ₂ (rad s ⁻¹)	ξ	
1	0.5	1	0.1	

Résumé

Dans la modélisation des structures en poutres avec liaisons rotules (SPLR), les forces de frottements et d'inerties sont parfois négligées. Dans la pratique, nous constatons que les SPLR s'usent et se rompent avec le temps. Le présent travail est une modélisation des oscillations forcées et amorties des structures en poutres avec des liaisons rotules en régime harmonique. Notre approche est basée sur la perturbation des matrices de raideur et de masse due à la présence des liaisons rotules et à la prise en compte des forces de frottements et d'inerties dans la résolution des équations de la dynamique en régime harmonique. L'analyse des courbes associées à chaque cas montre que la prise en compte des frottements dans la modélisation des SPLR est d'une influence remarquable

Introduction

La modélisation des structures en poutres avec des liaisons rotules (SPLR) montre qu'il y a une continuité de la flèche mais une discontinuité de la rotation au nœud où il y a une liaison rotule [1]. La plupart de ces études négligent, en dynamique, l'effet des frottements lors du calcul de la réponse des SPLR [2]. La non prise en compte de ces effets peut conduire à un endommagement précoce et à un mauvais fonctionnement de ces structures. Nous proposons dans cette contribution, une modélisation des SPLR qui tient compte des effets inertiels et des frottements. A la suite de la présentation du modèle mathématique, les résultats des calculs numériques seront analysés.

Formulation du problème et conditions aux limites

L'étude menée ici s'appuie sur une comparaison de la réponse d'une structure en poutres avec liaisons rotules et soumise à des différents cas de charges avec et sans frottement.

Le problème consiste à déterminer la flèche et la rotation au niveau de la rotule lorsque la structure est sollicitée en dynamique. La structure est pour cela discrétisée en deux éléments de deux nœuds chacun. La comparaison de la réponse de la structure avec et sans frottement permettra d'apprécier chacune des conditions de la structure en service.

2. Vibration de la SPLR libre avec frottement

Partant de l'équation de la dynamique et en prenant en compte les amortissements par frottement nous obtenons le système d'équations:

$$\frac{\rho SL}{1680} \begin{bmatrix} 280 & 0 \\ 0 & 8L^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{v}_2 \\ \ddot{\theta}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_1 & 0 \\ 0 & C_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{v}_2 \\ \dot{\theta}_2 \end{Bmatrix} + \frac{EI}{L^3} \begin{bmatrix} 6 & 0 \\ 0 & 8L^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} v_2 \\ \theta_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (4)$$

Avec C_1 et C_2 les coefficients d'amortissement. En considérant le cas où la structure est faiblement amortie $\xi < 1$, on obtient :

$$v(t) = ae^{-\xi\omega t} (\omega_{a_1} t + \phi_1) \quad \theta(t) = Ae^{-\xi\omega t} (\omega_{a_2} t + \phi_2)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} a = \sqrt{v_0^2 + \left(\frac{\dot{v}_0 + \xi\omega v_0}{\omega_{a_1}}\right)^2} \\ \phi_1 = ar \tan\left(\frac{\dot{v}_0 + \xi\omega v_0}{v_0}\right) \end{array} \right\} \left\{ \begin{array}{l} A = \sqrt{\theta_0^2 + \left(\frac{\dot{\theta}_0 + \xi\omega\theta_0}{\omega_a}\right)^2} \\ \phi_2 = ar \tan\left(\frac{\dot{\theta}_0 + \xi\omega\theta_0}{\theta_0}\right) \end{array} \right.$$

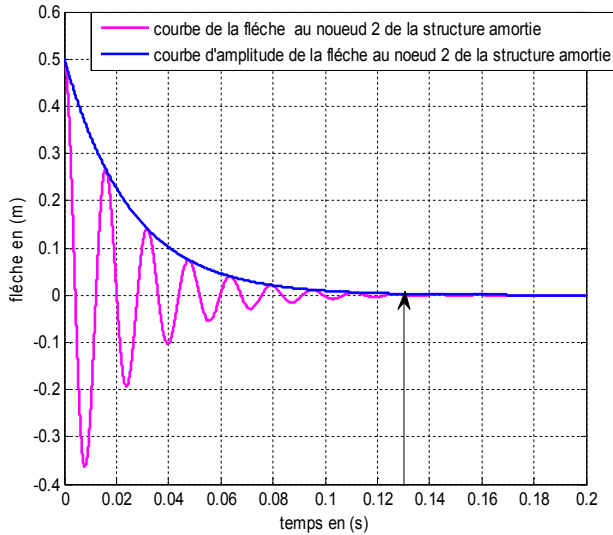


Figure 2: Courbe de la flèche du nœud 2 : cas des oscillations libres et avec amortissement

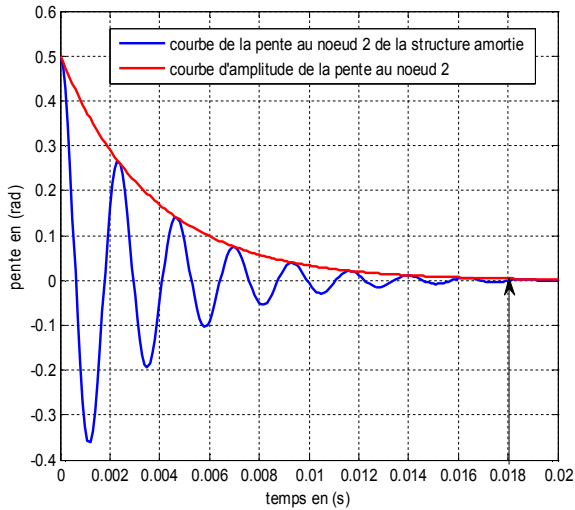


Figure 3: Courbe de la rotation du nœud 2 : cas des oscillations libres et avec amortissement

3. Vibration des structures en poutres non amorties sous charge harmonique

En considérant une charge de la forme $P_0 \sin \omega t$ nous obtenons le système suivant:

$$\frac{\rho s L}{1680} \begin{bmatrix} 280 & 0 \\ 0 & 8L^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{v}_2 \\ \ddot{\theta}_2 \end{Bmatrix} + \frac{EI}{L^3} \begin{bmatrix} 6 & 0 \\ 0 & 8L^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} v_2 \\ \theta_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P_0 \sin \omega t \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5)$$

La présence de la rotule au nœud 2 annule le moment [2]. La solution générale de l'équation est :

$$v(t) = u_h(t) + u_p(t) = v_2(t) = A \cos(\omega t - \phi) + \frac{P_0}{K} \frac{1}{1 - \beta^2} \sin \omega t$$

$$\begin{cases} A = \sqrt{v_0^2 + \left(\frac{\dot{v}_0}{\omega}\right)^2} \\ \phi = \arctan\left(\frac{\dot{v}_0 / \omega}{v_0}\right) \end{cases}$$

$$\theta_2(t) = A \cos(\omega t - \phi)$$

Avec

$$\begin{cases} A = \sqrt{\theta_0^2 + \left(\frac{\dot{\theta}_0}{\omega}\right)^2} \\ \phi = \arctan\left(\frac{\dot{\theta}_0 / \omega}{\theta_0}\right) \end{cases}$$

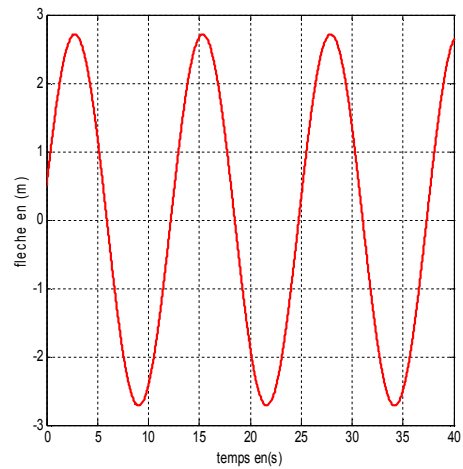


Figure 6: Courbe de la flèche au nœud 2 : cas des oscillations sans amortissement et sous charge harmonique

4. Vibration des structures en poutres amorties sous charge harmonique

L'équation du mouvement donne :

$$\frac{\rho s L}{1680} \begin{bmatrix} 280 & 0 \\ 0 & 8L^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{v}_2 \\ \ddot{\theta}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_1 & 0 \\ 0 & C_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{v}_2 \\ \dot{\theta}_2 \end{Bmatrix} + \frac{EI}{L^3} \begin{bmatrix} 6 & 0 \\ 0 & 8L^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} v_2 \\ \theta_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P \sin \omega t \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

Nous avons deux équations, la résolution de la seconde a été fait antérieurement (paragraphe 2). De la première équation nous aboutissons aux relations suivantes:

$$\begin{cases} Y = \frac{P_0 / K}{\sqrt{(1 - \beta^2)^2 + (2\beta\xi)^2}} \\ \phi = \arctan\left(\frac{2\beta\xi}{1 - \beta^2}\right) \end{cases} \quad \text{avec}$$

$$\begin{cases} \xi = \frac{C}{2\omega M} \\ \beta = \frac{\omega_f}{\omega} \end{cases}$$

La solution générale est :

$$v(t) = v_h(t) + v_p(t) = v(t) = e^{-\xi\omega t} (A \cos \omega_a t + B \sin \omega_a t) + \frac{P_0}{K} \left[\frac{1}{(1-\beta^2) + (2\beta\xi)^2} \right]^{1/2} \sin(\omega_f t - \phi)$$

$$\begin{cases} A = \sqrt{\theta_0^2 + \left(\frac{\dot{\theta}_0 + \xi\omega\theta_0}{\omega_a}\right)^2} \\ \phi_2 = \arctan\left(\frac{(\dot{\theta}_0 + \xi\omega\theta_0)/\omega_a}{\theta_0}\right) \end{cases}$$

Avec $\beta = \frac{\omega_f}{\omega}$

$$\theta(t) = A e^{-\xi\omega t} (\omega_{a_2} t + \phi_2)$$

$$\omega_{a_2} = \omega_2 \sqrt{1 - \xi^2}$$

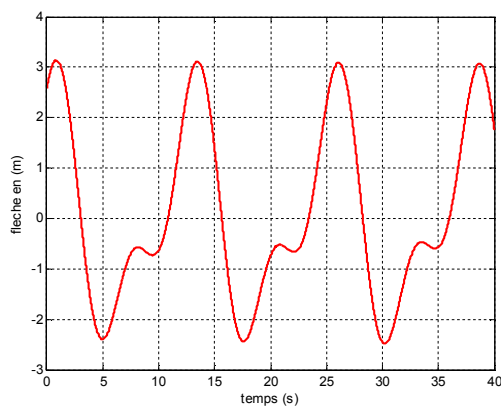


Figure 4: Courbe de la flèche au nœud 2 avec amortissement et sous charge harmonique

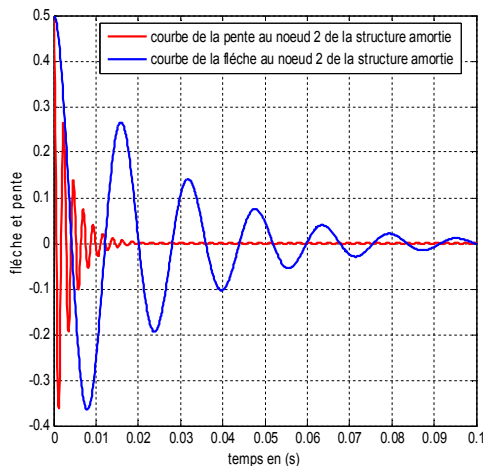


Figure 5: Superposition des courbes de la flèche et de la rotation pour la structure chargée avec des frottements.

5. Analyse des résultats et discussion

Sur le tracé des courbes de la flèche et de la rotation en fonction du temps (t varie entre 0 et 60 secondes) dans le cas des amortissements faibles nous constatons que les deux courbes sont sinusoïdales et les amplitudes de vibrations décroissent de façon exponentielle par rapport aux courbes sans amortissement (figures 4 et 5). Cette décroissance est due à la présence des amortissements par frottements dans la SPLR. Nous observons sur la figure 8

que la pente s'amortit plus vite que la flèche et s'annule à t=0.018s (figure 4) alors que la flèche s'annule à t=0.13s (figure 5).

Sous charge harmonique d'amplitude $P_0=10N$, sans amortissements, nous voyons que la courbe de la flèche au nœud 2 (figure 6) est sinusoïdale et d'amplitude de vibration constante ; mais plus grande que celle que nous avons eue dans le cas sans charge harmonique. L'augmentation de l'amplitude de vibration est due à la charge appliquée. Par contre dans le cas de la présence des frottements, nous avons tracé les courbes de la flèche en fonction du temps (t varie entre 0 et 40 secondes) (figure 7), nous observons que les amplitudes sont constantes et égale sensiblement à 3,1 mais nous observons une courbure concave régulière chaque 7,5-20 ; 1-32,5 secondes soit a un intervalle approximatif de 12,5s. Ces amplitudes oscillent et leurs amplitudes restent constantes. Ces amortissements périodiques et les courbures concaves sont dus à la présence de la rotule et à la prise en compte des amortissements dans les SPLR.

6. Conclusion

Il était question dans cette étude de ressortir l'influence des forces inertielles et des frottements dans la modélisation des SPLR. L'analyse des courbes montre que la prise en compte des frottements dans la modélisation des SPLR est d'une influence remarquable. Ceci s'explique par le fait que les vibrations temporelles sont trop importantes pour négliger les effets d'inertie et d'amortissement [3,4]. Ainsi, les forces dissipatives qui conduisent aux phénomènes d'amortissement, doivent être prises en compte lors de la modélisation des SPLR afin de mieux contrôler leur état de fonctionnement.

Références bibliographiques

- [1]- H. Bouabid, S. Charif d'Ouazzane, O. Fassi-fehri, K. Zinedine « *Rotation as a means of constraint design for optimization of swivel-jointed structure* »
- [2]- J.L. Batoz et G.Dhatt « *Modélisation des structures par éléments finis* ». Hermes Volume 2 : poutres et plaques » 1990.
- [3]- A. Bennani, V. Blanchot, G. Lhermet, M. Massenzio, S. Ronel. « *Dimensionnement des structures* », 2007.
- [4]- F. Olivier. : « *Vibration des systèmes mécaniques.* » 2005

SENSOR LOCALIZATION ON THE BASIS OF A MODEL ORDER REDUCTION TECHNIQUE

FABIO CASCIATI⁽¹⁾, SARA CASCIATI⁽²⁾, LUCIA FARAVELLI⁽¹⁾

⁽¹⁾ University of Pavia, Italy

⁽²⁾ University of Catania, Italy

Any discretized structural system can be modeled by:

$$M\ddot{\mathbf{d}}(\mathbf{t}) + G\dot{\mathbf{d}}(\mathbf{t}) + K\mathbf{d}(\mathbf{t}) = \mathbf{B}\mathbf{u}(\mathbf{t}) \quad (1)$$

$$\mathbf{y}(\mathbf{t}) = \mathbf{C}_p\mathbf{d}(\mathbf{t}) + \mathbf{C}_v(\mathbf{t})\dot{\mathbf{d}}(\mathbf{t}) + \mathbf{D}\mathbf{u}(\mathbf{t}) \quad (2)$$

where $M, G, K \in \mathbb{R}^{n \times n}$ are the mass, damping and stiffness matrices, respectively; $\mathbf{B} = -M\mathbf{a}_g \in \mathbb{R}^{n \times m}$ is the matrix of the input quantities; $\mathbf{C}_p, \mathbf{C}_v \in \mathbb{R}^{p \times n}$ are the matrices of the observed variables, to be applied to $\mathbf{d}(\mathbf{t})$ and $\dot{\mathbf{d}}(\mathbf{t})$, respectively. In the case under investigation M is diagonal (and therefore invertible).

Let $\tilde{\mathbf{z}}(\mathbf{t}) = \{\mathbf{d}(\mathbf{t}), \dot{\mathbf{d}}(\mathbf{t})\}^T \in \mathbb{R}^{2n}$. By introducing the following matrices,

$$\tilde{\mathbf{A}} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{I} \\ -M^{-1}K & -M^{-1}G \end{bmatrix},$$

$$\tilde{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{I} & -\mathbf{B} \end{bmatrix}, \tilde{\mathbf{C}} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{0} \\ -M^{-1}K & -M^{-1}G \end{bmatrix} \quad (3)$$

we obtains:

$$\dot{\tilde{\mathbf{z}}}(\mathbf{t}) = \tilde{\mathbf{A}}\tilde{\mathbf{z}}(\mathbf{t}) + \tilde{\mathbf{B}}\mathbf{u}(\mathbf{t}) \quad (4)$$

$$\mathbf{y}(\mathbf{t}) = \tilde{\mathbf{C}}\tilde{\mathbf{z}}(\mathbf{t}) + \tilde{\mathbf{D}}\mathbf{u}(\mathbf{t}) \quad (5)$$

The order of the model can be reduced by using standard techniques, so that the minimum number of required state variables can be directly obsyined.

Moving from the state variables to the observed variables, the following relation holds

$$[\mathbf{y}] = [\mathbf{C}][\mathbf{z}] \quad (6)$$

where attention can be focused on accelerations and velocities at given locations

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{a}_t \\ \mathbf{v}_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{C}_a \\ \mathbf{C}_v \end{bmatrix} \{\mathbf{z}\} \quad (7)$$

To maintain a symmetric formulation, one divides $\{\mathbf{z}\}$ into two vectors $\{\mathbf{z}_1\}$ and $\{\mathbf{z}_2\}$ such that

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{a}_t \\ \mathbf{v}_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} [\mathbf{C}_{a11}] & [\mathbf{C}_{a12}] \\ [\mathbf{C}_{v11}] & [\mathbf{C}_{v12}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{z}_1 \\ \mathbf{z}_2 \end{Bmatrix} \quad (8)$$

After the kinematic reductions, the number of state variables, initially in the number of 108, reduced to 78 first and 42 at the end of the last stage The reduction of corresponding $[\mathbf{C}]$ matrix is trivial

The further reductions by balanced transformation see the $[\mathbf{C}]$ matrix reduced according to Eq.(13). For each of the three studied reduced models (model of 6, 4 and 2 state variables respectively), the following algebra applies:

$$\{\mathbf{z}_1\} = [\mathbf{C}_{a11}]^{-1} \{[\mathbf{a}_t] - [\mathbf{C}_{a12}][\mathbf{z}_2]\} \quad (9)$$

$$\{\mathbf{v}_t\} = [\mathbf{C}_{v11}][\mathbf{z}_1] + [\mathbf{C}_{v12}][\mathbf{z}_2] \quad (10)$$

$$\{(\mathbf{a}_{t+1} - \mathbf{a}_t)\Delta t\} = [\mathbf{C}_{v11}][\mathbf{C}_{a11}]^{-1}[\mathbf{a}_t] - [\mathbf{C}_{v11}][\mathbf{C}_{a11}]^{-1}$$

From the last equation, after re-arranging , one obtains:

$$\{\mathbf{z}_2\} \{[\mathbf{C}_{v12}] - [\mathbf{C}_{v11}][\mathbf{C}_{a11}]^{-1}[\mathbf{C}_{a12}]\} = \{(\mathbf{a}_{t+1} - \mathbf{a}_t)\Delta t\}$$

and eventually

$$\begin{cases} \{\mathbf{z}_2\} = \{-[\mathbf{C}_{v11}][\mathbf{C}_{a11}]^{-1}[\mathbf{C}_{a12}] + [\mathbf{C}_{v12}]\}^{-1} \\ \quad \{[(\mathbf{a}_{t+1} - \mathbf{a}_t)\Delta t] - [\mathbf{C}_{v11}][\mathbf{C}_{a11}]^{-1}[\mathbf{a}_t]\} \\ \{\mathbf{z}_1\} = [\mathbf{C}_{a11}]^{-1} \{[\mathbf{a}_t] - [\mathbf{C}_{a12}][\mathbf{z}_2]\} \end{cases} \quad (11)$$

SENSOR LOCALIZATION

It is assumed that the state variable model produces, at any floor, the accelerations which can be measured by suitable accelerometers. Their number is related with the minimum number of state variables the system require.

For each combination of the accelerometers, using this information Eq.s (19) provides an estimate of the state variables for the reduced models. The estimate differs from the response of the full actual model.

The deviation of these estimates form the state variables as computed by the models themselves can be evaluated by the corresponding sum-of-squares or by its square-root:

$$\delta_i = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^T (\mathbf{z}_i^* - \hat{\mathbf{z}}_i^*)^2}{N}}$$

where the “*” denotes that each quantity is made dimensionless by dividing its value by the maximum value in the actual time history.

The best location of the sensor is assumed to be the location which minimizes the sum-of-squares. A genetic algorithm is used to drive the search problem.

CONCLUSIONS

Using Model Order Reduction theory [1], this paper shows how one can benefit of the theory to solve the problem of sensor placement in a system monitoring architecture.

In particular, the use of a reduced number of sensors is associated with a reduced model and the optimal location of the sensors is pursued as the one which minimizes the deviations, from the model state variables time histories, of their estimates.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors acknowledge the financial support from Catania and Pavia Athenaeum Research grants (PRA and FAR 2012).

REFERENCES

Schilders W.H.A., van der Vorst H.A., Rommes J.. Model Order Reduction : Theory, Research Aspects and Applications, Springer, 2008

Calberg K., Bou Mosleh C., Farhat C. Efficient non-linear model reduction via a least squares Petrov-Galerkin projection and compressive tensor approximations, *International Journal for numerical methods in engineering*, 86:155-181, 2011

Casciati F., Casciati S., Faravelli L., Franchinotti M. Model Order Reduction vs. Structural Control, ACMA, Fez (Morocco), 2012

Casciati F., Casciati S., Faravelli L., Franchinotti M., Model Order Reduction vs. Structural Control, Proc. 5th ECSC, Genoa, July 2012.

EXPERIMENTAL TECHNIQUES FOR THE LOW-MEDIUM FREQUENCY RANGE CHARACTERIZATION OF VISCOELASTIC MATERIALS

MANEX MARTINEZ-AGIRRE, MARÍA JESÚS ELEJABARRIETA.

MGEP Mondragon Goi Eskola Politeknikoa, Mechanical and Industrial Manufacturing Department, Loramendi 4 Apdo. 23, 20500 Arrasate-Mondragon, Spain, mmartinez@mondragon.edu

Abstract

The numerical analysis and design of structural systems involving viscoelastic materials demand knowledge of their dynamic properties. In this work, two experimental techniques are compared and their ability for the low-medium frequency range characterization is discussed. A practical example is presented, where the viscoelastic core of a constrained layer damping (CLD) surface damping treatment is characterized. The results reflect that both techniques can be combined for characterizing the dynamic properties at low and medium frequency ranges.

1. Introduction:

The use of viscoelastic materials is a simple and cost-effective way for the structural vibration and noise radiation reduction [1]. The constrained layer damping (CLD) surface treatment is especially effective since high damping capability is obtained with the use of thin viscoelastic layers, and therefore with a minimum mass addition [2].

The dynamic properties of viscoelastic materials depend on several environmental factors being the frequency and the temperature the most influential factors [3]. The frequency dependence of viscoelastic materials for the steady-state dynamic analysis is commonly described by the complex modulus approach [4], the complex shear modulus being given by,

$$G^*(\omega) = G'(\omega) + iG''(\omega), \quad (1)$$

where G' and G'' are the shear modulus and the shear loss modulus related to the recoverable and the dissipated energy, respectively, ω is the angular frequency, and $(\cdot)^*$ denotes a complex quantity. The loss factor η is defined as,

$$\eta(\omega) = \frac{G''(\omega)}{G'(\omega)}, \quad (2)$$

which measures the average ratio of energy dissipated to the maximum stored energy per cycle under a harmonic excitation. The Equation (1) is then rewritten as

$$G^*(\omega) = G'(\omega)(1 + i\eta(\omega)). \quad (3)$$

In this work the frequency dependence of a constrained viscoelastic layer is characterized by two experimental techniques, concretely with the forced vibration tests with and without resonance. Both techniques are described,

compared and applied for characterizing the elastic and dissipative properties of the viscoelastic core. The dynamic properties characterized by both techniques are compared and discussed remarking the strength and weakness of each of the techniques.

2. Materials and methods

The viscoelastic material to be characterized is constrained between two elastic layers of equal thickness conforming a symmetric sandwich laminate. The geometrical and physical properties of the layers are those gathered in Table 1.

Table 1: Geometrical and physical properties of the specimens.

metallic layers			viscoelastic core		
H_z (mm)	ρ_z (kg/m ³)	ν_z	H_r (mm)	ρ_r (kg/m ³)	ν_r
0.587	7869	0.3	0.025	990	0.49

Two different kinds of specimens were tested with each technique. For the forced vibration tests with resonance 10 mm width beam-type specimens with 170, 210 and 250 mm free-lengths were prepared. For the forced vibration test without resonance, 5 mm width specimens similar to single lap joints were defined. Concretely, both face layers were cut leaving 5 mm between the cuts to induce pure shear deformation in the viscoelastic core when applying an extensional excitation.

2.1. Forced vibration test with resonance

This technique identifies the elastic and dissipative properties of the viscoelastic core from the dynamic response of beam-type specimens. In Figure 1, the experimental set-up used for measuring the transfer functions $T^*(\omega) = \hat{v}(\omega)/\hat{x}(\omega)$, can be seen.

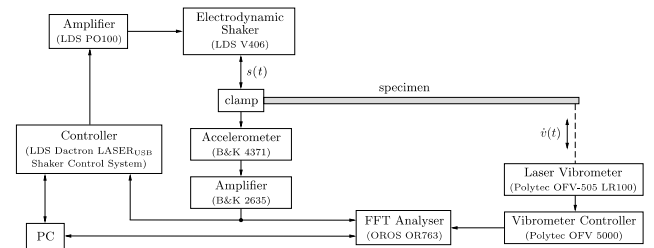


Figure 1. Experimental set-up.

The standard ASTM E756-05 [5] establishes the analysis method to determine the dynamic properties from the resonances. Following the described procedure discrete data is obtained at the resonance frequencies, requiring several tests with different free-lengths to obtain sufficient results within the frequency bandwidth under analysis. Moreover, the analysis method is not applicable for characterizing high damping viscoelastic materials, drastically reducing the frequency range where the dynamic properties of high damping viscoelastic materials can be characterized.

To reduce the number of tests and to identify the dynamic properties in a wider frequency range, the inverse method proposed by the authors [6] was applied. Thus, only three tests with different free-lengths (170, 210 and 250 mm)

were necessary to properly identify the dynamic properties of the core within 0 – 1 kHz. To apply this method some control frequencies must be defined preferably near the resonances. The algorithm minimizes the error between the experimental and the numerical dynamic responses at such control frequencies identifying the parameters of the selected material constitutive model. In this work, a four-parameter fractional derivative model was considered, which is given by [7],

$$G^*(\omega) = \frac{G_0 + G_{\infty}(i\omega\tau)^{\alpha}}{1 + (i\omega\tau)^{\alpha}}, \quad (4)$$

where G_0 and G_{∞} are the static and asymptotic shear modulus, τ is the relaxation time and α is the fractional parameter. Applying the inverse method the four parameters were identified, and their validity verified comparing the experimental and the numerical dynamic responses.

2.2. Forced vibration test without resonance

The forced vibration test without resonance, also referred to as *dynamic mechanical analysis* (DMA), consists on applying a harmonic strain in shear to the viscoelastic core and measuring the induced shear stress under steady-state oscillatory conditions. The specimens were tested in tension configuration placing the samples between a fixed and moveable clamp as shown in Figure 2.

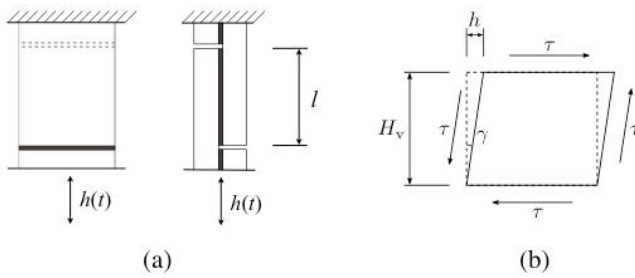


Figure 2. (a): Scheme of the DMA test configuration; (b): shear deformation of the viscoelastic core.

The shear strain $\gamma(t)$ related to the applied harmonic displacement $h(t)$ for the angular frequency ω , is given by

$$\gamma(t) = \gamma_{\max} e^{i\omega t}, \quad (5)$$

and assuming linearity between the stress and the strain, a harmonic shear stress is induced with a phase lag, so that

$$\tau(t) = \tau_{\max} e^{i(\omega t + \delta)}. \quad (6)$$

From the strain and stress histories, the complex modulus is computed as,

$$G^*(\omega) = \frac{\tau(t)}{\gamma(t)} = \frac{\tau_{\max}}{\gamma_{\max}} e^{i\delta}, \quad (7)$$

and therefore, the shear and the shear loss modulus result,

$$G'(\omega) = \frac{\tau_{\max}}{\gamma_{\max}} \cos \delta, \quad (8)$$

and

$$G''(\omega) = \frac{\tau_{\max}}{\gamma_{\max}} \sin \delta, \quad (8)$$

respectively. Finally, the loss factor yields,

$$\eta(\omega) = \tan \delta. \quad (9)$$

The DMA technique allows testing the samples in a wide temperature range. From the dynamic properties measured at different temperatures the master curve of the material is finally determined applying the frequency-temperature superposition principle [8]. In this work several frequency sweeps were performed at temperatures ranging from 30 to 50 °C and the master curve was determined using the Arrhenius model [8], given by.

$$\log a_T = \frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \quad (4)$$

where T is the temperature in Kelvins, T_0 is the reference temperature, $R = 8.314 \text{ Jmol}^{-1}\text{K}^{-1}$ is the gas constant and, E_a is the activation energy.

3. Results

Next the dynamic properties characterized by both experimental techniques are presented, compared and the main conclusions of this work are drawn.

3.1. Forced vibration test with resonance

The dynamic properties were identified within 0 – 1 kHz by the inverse method for each of the tested free lengths. Three control frequencies were considered at each of the resonances for minimizing the error. For example, the experimental transfer function of the free end of the 210 mm long CLD beam, and the identified one after the minimization procedure are presented in Figure 3.

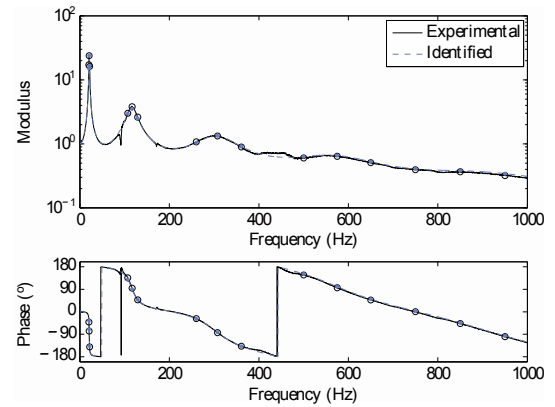


Figure 3: Experimental and identified dynamic response.

After repeating the same procedure with the three tested free lengths, the mean values of the identified parameters were determined, being those gathered in Table 2.

Table 2: Identified parameters.

Identified parameters			
G_0 (Pa)	G_{∞} (Pa)	τ (s)	α
3.504×10^5	3.062×10^9	8.230×10^{-9}	0.675

In Figure 5 the shear modulus and the loss factor are plotted with a solid line. The high frequency dependence and damping capacity of the viscoelastic material can be noted.

3.2. Forced vibration test without resonance

Frequency sweeps were conducted under several temperatures between 30 and 50 °C for characterizing the dynamic properties of the viscoelastic core as shown in Figure 4.

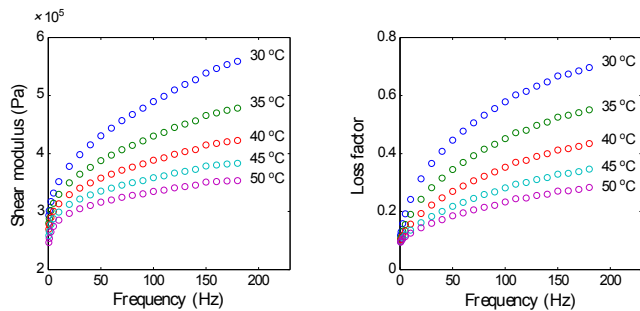


Figure 4: Dynamic properties for different temperatures.

Figure 4 evidences the high temperature dependence of the viscoelastic material. The frequency-temperature superposition principle was applied with the Arrhenius model for the $T_0 = 20$ °C reference temperature. As shown in Figure 5 all the curves plotted in Figure 4 collapsed in a single one.

4. Discussion and conclusions

The dynamic properties identified by the described experimental techniques can be seen in Figure 5.

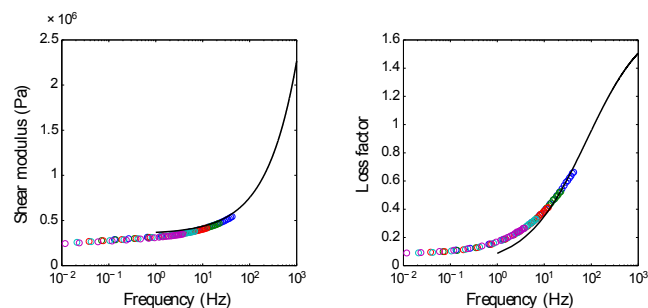


Figure 5: Dynamic properties identified by both techniques.

Limited by the accelerometers used in the forced vibration test with resonance the dynamic response cannot be measured for frequencies below 1 Hz. Discrepancies were observed at low frequencies but both results tended to converge between 10 and 20 Hz. Remark that the inverse method is based on the resonances. The first resonance frequencies were 15, 20.5 and 30 Hz for the 250, 210 and 170 mm long CLD beams, respectively. With this, it may be concluded that the forced vibration test with resonance is not well-suited for characterizing the dynamic properties of viscoelastic materials for frequencies below the first resonance frequency. By contrast, the main advantage of the DMA tests and the use of the frequency-temperature superposition principle, consists on that the long-term behavior of viscoelastic materials can be determined.

In the other hand, the forced vibration test with resonance characterized the viscoelastic material in a broad frequency bandwidth from tests performed at a single temperature. By

contrast, several DMA tests must be conducted under different test temperatures below the reference temperature, and the frequency-temperature principle applied to identify the dynamic properties for the same frequency bandwidth.

Finally, is concluded that both techniques can be combined for characterizing the dynamic properties of viscoelastic materials in the low-medium frequency range.

Acknowledgements:

The authors gratefully acknowledge the financial support from the Basque Government for the PhD grant BFI07.244, and Research Group IT557-10, as well as for the Projects TRA2007-61780/AUT and DPI 2012-36366. The authors thank the Replasa S.A. company for supplying the sandwich material.

References:

- [1] C.T. Sun, Y.P. Lu; *Vibration Damping of Structural Elements*, Prentice Hall, New Jersey, 1995.
- [2] M. Martinez-Agirre, M.J. Elejabarrieta; *Characterisation and modelling of viscoelastically damped sandwich structures*, Int J Mech Sci, **52**(9), 1225–1233, 2010.
- [3] A.D. Nashif, D.I.G. Jones, J.P. Henderson; *Vibration Damping*, John Wiley & Sons, New York, 1985.
- [4] D.I.G. Jones; *Handbook of Viscoelastic Vibration Damping*, Chichester, John Wiley & Sons, 2001.
- [5] ASTM E 756-05; *Standard Test Method for Measuring Vibration-Damping Properties of Materials*, American Society for Testing and Materials, 2005.
- [6] M. Martinez-Agirre, M.J. Elejabarrieta; *Dynamic characterization of high damping viscoelastic materials from vibration test data*, J Sound Vib, **330**(16):3930–3943, 2011.
- [7] R.L. Bagley, P.J. Torvik; *Fractional calculus - a different approach to the analysis of viscoelastically damped structures*, AIAA J, **21**(5):741–748, 1983.
- [8] J.D. Ferry; *Viscoelastic properties of polymers*, third ed., John Wiley & sons, New York, 1980.

EFFECT OF FOUNDATION SOIL STIFFNESS ON MODAL RESPONSE OF BRIDGE STRUCTURES

M. OUANANI, B. TILIOUINE

Laboratoire de Génie Sismique et de Dynamique des Structures, Ecole Nationale Polytechnique, Alger, Algérie

Introduction

Current structural design procedures used for the seismic analysis and design of bridges are based upon the common assumption that foundation soil of bridge piers is rigid (i.e. embedded in solid rock). Little attention, if any, is usually given to Soil Structure Interaction (SSI) effects on dynamic behavior of bridges despite the fact that failure of bridge substructure and foundations during earthquakes are the most common cause of damage or collapse of bridge structures. It should also be noted that while design codes ((AASHTO, 2002), (EC8, 2005)) provide specific provisions for seismic analysis and design of bridges, they generally are less specific about SSI analysis. In part, this may be attributed to (i) complexity associated with SSI effects on bridge foundation systems (ii) difficult estimation of stiffness and damping characteristics of the wide variety of soil profiles encountered in practice (iii) lack of comparative numerical and experimental studies on SSI effects. However, SSI effects may be particularly significant in the case of seismic response of bridge structures founded on alluvial soils. The dynamic characteristics of surrounding soil profiles and the modeling of the foundation soil are important considerations.

In the present paper, the significance of accounting for the SSI effects on the dynamic characteristics of bridges is examined. Emphasis is placed on modal behaviour of bridge foundation systems since frequency characteristics provide extremely useful information on possible resonant conditions with maximum dynamic amplification in various modes and on selection of an appropriate time step for transient response analysis. Modal shapes are also needed to identify most flexible regions of bridge-foundation system and to compute the effective modal mass in order to determine the contribution of the most significant modes to the dynamic response of the system. Sensitivity analyses are also conducted to investigate the effects of foundation stiffness on the overall modal response of the bridge-foundation system for five different soil profiles.

Description of bridge structure

A typical reinforced concrete (R.C.) box girder bridge, located in earthquake zone III of North Western Algeria is considered herein in order to illustrate the SSI effects on its frequency characteristics and overall modal response. The bridge has an overall length of 216m and consists of three continuous spans in prestressed concrete with a mid-span length of 100m and two end spans of 58m length each as indicated in Fig. 1. a. The superstructure consists of a longitudinally R. C. deck, 9.50m wide with variable height, (see Fig. 1. b) and moment of inertia in accordance with the following expression:

$$I = I_0 \left(1 + K \left(\frac{x - \alpha L}{L - \alpha L} \right)^2 \right)^{5/2}$$

In this expression, K is a constant determined as follows:

$$K = \left(\frac{I_1}{I_0} \right)^{0.4} - 1$$

where I_1 represents the moment of inertia on pier and I_0 the moment of inertia on abutment or middle of mid span. The parameter α is equal to the ratio of end span length with constant cross section, (αL), to the total length (L) of the end span.

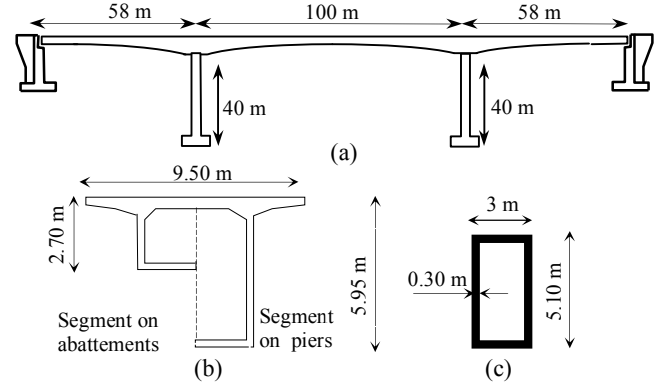


Fig. 1. Description of Bridge: (a) Elevation of bridge, (b) Cross-section of segments, (c) Cross-section of piers

Young's modulus and mass density of concrete are taken respectively as 2.49×10^{10} N/m² and 2500 Kg/m³ with 5% damping in each mode of vibration.

The bridge is supported by two intermediate RC piers of equal height of 40m, with identical hollow rectangular cross sections, (see Fig. 1. c) and two rigid abutments at its ends. High Damping Rubber (HDR) isolation bearings are located only at abutments.

Type of foundation soil profiles

In order to assess the effect of foundation soil stiffness on the vibratory characteristics of the bridge, a sensitivity study is performed for five types of foundation soil profiles in accordance with (FEMA-273, 1997) classifications: S_E : soft soil profile; S_D : stiff soil profile and S_C : dense soil and soft rock. The typical properties of corresponding soil materials such as weight density, shear wave velocity, Poisson's ratio, initial shear modulus and effective shear modulus are given in Table 1. The initial and effective shear modulus can be evaluated using the procedures (FEMA-273, 1997).

Table 1. Typical soil material properties

Soil properties	Type of soil				
	S_E (Soft soil)		S_D (Stiff soil)		S_C (Dense soil- Soft Rock)
	High	Low	High	Low	High
Weight density KN/m ³	14	16	19	20	22
Shear wave velocity V_s m/s	183	183	366	366	762
Poisson ratio ν	0,35	0,4	0,4	0,45	0,45
Initial shear mod. G_0 (MPa)	48	55	259	273	1302
Effective shear mod. G_e (MPa)	17	19	91	96	456

The stiffness of equivalent springs representing the foundation soil properties are discussed in the next section.

Soil spring coefficients

The values of soil stiffness corresponding to the degrees of freedom at the base of the supporting piers are considered frequency independent (i.e. the values of impedance functions at frequencies close to zero) and can be computed from the solution of a circular footing bonded to the surface of an elastic half space (Gazetas, 1991):

$$K_x = \frac{8G}{2-\nu} R_x, K_y = \frac{8G}{2-\nu} R_y, K_z = \frac{4G}{1-\nu} R_z$$

$$K_{\theta_x} = \frac{8G}{3(1-\nu)} R_{\theta_x}^3, K_{\theta_y} = \frac{8G}{3(1-\nu)} R_{\theta_y}^3, K_{\theta_z} = \frac{16G}{3} R_{\theta_z}^3$$

The coefficients K_x , K_y and K_z denote translational stiffness along the x, y and z axis, respectively, while K_{θ_x} , K_{θ_y} and K_{θ_z} denote rotational stiffness about the same axes. The extra-diagonal terms of the 6x6 foundation soil matrix can be computed from:

$$K_{x\theta_y} = \frac{0.56G}{(2-\nu)} R_{\theta_y}^2, K_{y\theta_x} = \frac{0.56G}{(2-\nu)} R_{\theta_x}^2$$

For a rectangular foundation with dimensions L and B (where, L: long side dimension of contact area; B: short side dimension of contact area), the radius for the equivalent circular foundation is given by:

$$R_x = R_y = R_z = \sqrt{\frac{BL}{\pi}}$$

$$R_{\theta_x} = \left(\frac{BL^3}{3\pi}\right)^{\frac{1}{4}}, R_{\theta_y} = \left(\frac{LB^3}{3\pi}\right)^{\frac{1}{4}}, R_{\theta_z} = \left(\frac{BL(B^2+L^2)}{6\pi}\right)^{\frac{1}{4}}$$

The springs coefficients K (associated to a given degree of freedom) for shallow rectangular footings, used in the present study, have been determined by modifying the corresponding solution for circular footing, bonded to the surface of an elastic half-space as follows:

$K = \alpha \beta K_0$
 where K_0 = Stiffness coefficient for the equivalent circular footing. The factors α and β are foundation shape and embedment correction factors corresponding to the given degree of freedom. These factors can be evaluated using procedures presented in (FEMA-273, 1997).

The values of foundation stiffness for the five above mentioned soil profiles are summarized in Table 2, below.

Table 2. Foundation stiffness for representative soil types

Properties of soil	Type of soil				
	S _E (Soft soil)	S _D (Stiff soil)		S _C (Dense soil-Soft Rock)	
Shear modulus, (MPa)	G=17	G=19	G=91	G=96	G=456
K_x , MN/m	355	418	1985	2157	10283
K_y , MN/m	355	418	1985	2157	10283
K_z , MN/m	450	557	2646	3039	14490
$K_{\theta_{xy}}$, MN.m/rd	8700	10772	51165	58754	280144

$K_{\theta_{xy}}$, MN.m/rd	4043	5006	23779	27307	130199
$K_{\theta_{yz}}$, MN.m/rd	8469	9679	45977	48397	230757

Bridge modeling

The superstructure and substructure of bridge are modeled as a lumped mass system divided into a number of small discrete 3-D frame elements. Each adjacent element is connected by a node and at each node six degrees of freedom are considered; three translational in X, Y and Z directions and three rotational about the same directions. The entire bridge system is approximated analytically by the 3-D FEM model presented in Fig. 2.

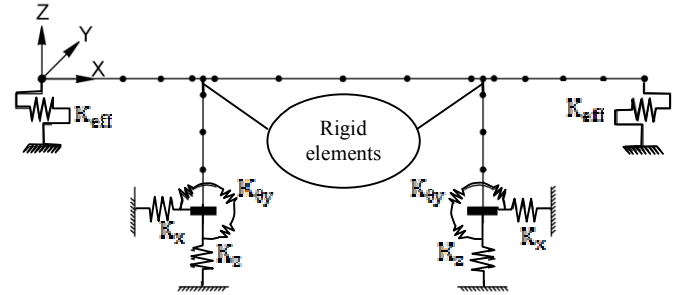


Fig. 2. Three-dimensional analytical model of bridge

The support provided by the abutment is assumed to be fixed against lateral and vertical directions. It also is fixed against rotation about the longitudinal axis of the superstructure and has two rectangular. HDR isolation bearings are modeled using a bilinear model with effective stiffness $K_{eff} = 1184\text{KN/m}$ in the longitudinal direction (Tiliouine and Ouanani, 2012).

The stiffness of the soil supporting the foundation piers is modeled by coupled translational and rotational boundary springs acting at the base of the piers.

Modal analysis of bridge foundation system and sensitivity studies

The solution of the non standard eigenvalue problem of the free vibration of foundation soil-bridge system can be determined by solving the n by n system of matrix equations:

$$([K] - \omega_i^2 [M])X_i = 0 \quad i = 1, 2, 3 \dots N$$

where X_i denotes the *i*th modal displacement vector and ω the corresponding circular frequency. In the above expression [K] and [M] represent respectively the assembled stiffness and mass matrices of foundation soil-bridge system obtained by assembling respectively the elementary matrices (Zienkiewicz and Taylor, 2005):

$$[K_i] = \iiint [B]^T [D] [B] dV$$

$$[M_i] = \iiint \rho [N]^T [N] dV$$

where B represents the derivative matrix of shape functions and N the shape function matrix. ρ and D denote mass density and elasticity matrix respectively. The number of vibration modes to be retained in modal analysis is generally determined by using an modal mass effective equal at least to 90% or 95% of the total mass corresponding to a given direction. As mentioned previously modal frequencies indicate possible resonant conditions with maximum dynamic amplification. They

also provide information to select an appropriate time step for the transient response analysis. On the other hand, modal shapes are useful to visualize the deformed shapes of the system in the different modes indicating which regions of the bridge-foundation system are most flexible. Mode shapes are also needed to compute the effect modal mass in order to identify the contribution of the most significant modes to the dynamic response of the system.

The percentage of the total mass represented in the direction j , by a truncated set of n $[M]$ orthonormal eigenvectors can be determined from:

$$e_{n,j} = \frac{1}{\{r_j\}^T [M] \{r_j\}} (\sum_{i=1}^n p_{i,j}^2) \times 100$$

where $p_{i,j}$ is the participation factor for mode $\{x_i\}$, computed as:

$$p_{i,j} = \{x_i\} [M] \{r_j\}$$

and $\{r_j\}$ is the influence coefficient vector expressing the n the nodal displacements resulting from unit values of base displacements in j direction (Chopra, 2001, (Tiliouine and Moussaoui, 1996)).

Effects of foundation soil flexibility on fundamental modes

For free vibration response analysis of bridge-foundation systems, the interaction effect is essentially controlled by foundation soil stiffness which in turn is strongly dependent on the type of soil profile considered

The frequencies of the combined system as a function of the foundation flexibility are presented in Table 3, for the first two modes of vibration (acting in the lateral and longitudinal directions respectively).

Table 3. Natural Frequencies for representative soil types

Properties of soil		Type of soil				
		S _E (Soft soil)	S _D (Stiff soil)		S _C (Dense soil-Soft Rock)	
Shear modulus (MPa)		G=17	G=19	G=91	G=96	G=456
1 st mode	Soil coupling	0,325	0,336	0,413	0,419	0,456
	Without coupling	0,324	0,335	0,412	0,418	0,456
2 nd mode	Soil coupling	0,345	0,355	0,437	0,444	0,489
	Without coupling	0,343	0,353	0,436	0,442	0,489

It can be noticed from this table that the frequencies of vibration shorten (i.e. periods of vibration lengthen) with increasing foundation flexibility. An approximately 30% decrease in the frequency value of the fundamental lateral L1 and longitudinal Lg.1 modes is observed for the case under study when SSI effects are included.

It is also observed that the effect of coupling terms of the foundation soil matrix on the fundamental frequency characteristics can be ignored. The same conclusion holds for the higher modes.

Figure 3 shows the variation of the effective mass corresponding to the part of the total mass responding in the fundamental mode of vibration L1 of the bridge-foundation

system as a function of the foundation flexibility. In earthquake engineering, this concept of effective mass is often used to indicate the relative contribution of a given mode of vibration to the structural response of the system.

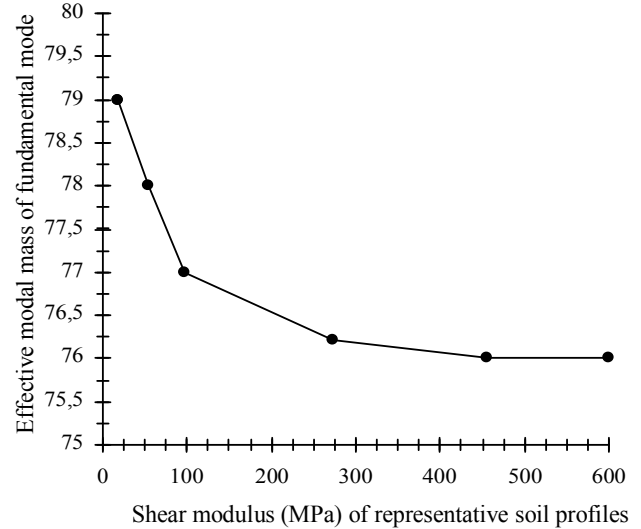


Fig. 3. Variation of effective modal mass of fundamental mode (L1) as function of foundation soil flexibility

It is noted that the effective mass in the fundamental mode of vibration decreases with the increase of foundation stiffness. For a bridge with a flexible foundation, a relatively small number of low-frequency modes is thus able to represent adequately the dynamic response of the system. This will also represent a significant computational advantage if time history analysis is to be carried out from a reduced system of dynamic equilibrium equations expressed in generalized coordinates.

Effect of foundation soil flexibility on higher modes

Figure 4, illustrates the variation of the first fifteen modal frequencies of the bridge-foundation system as a function of the modal order along with the corresponding dominant mode shapes denoted herein by L for lateral, Lg for longitudinal, V for vertical and T for torsional vibrations.

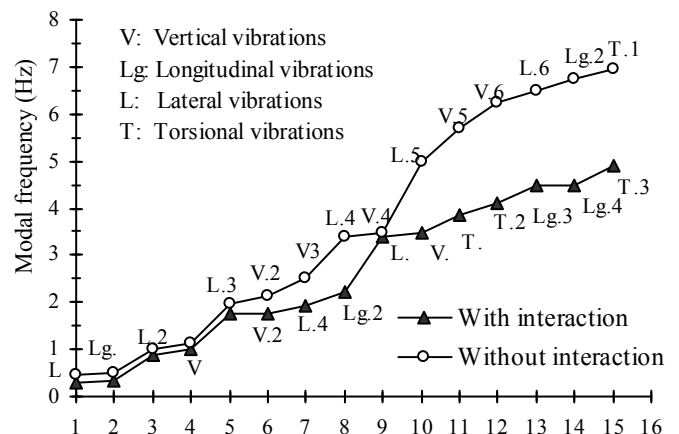


Fig. 4 Variation of the Modal order 1 frequencies of the bridge-foundation-system for soft soil and soft rock conditions.

It is clearly seen that the decrease in modal frequencies due to SSI effects is more significant for the higher modes than the lower frequency modes of vibration. It is also observed that SSI effects may affect the nature of the dominant mode shape of vibration especially for the higher vibration modes

(see e.g. change of dominant shape V.5 to T.1 for the 11th mode of vibration.

Figure 5, below, illustrates the variation of the number of modes required to reach an effective modal mass of 95% in the longitudinal, lateral, vertical and torsional directions as a function of foundation soil flexibility for five representative soil profiles.

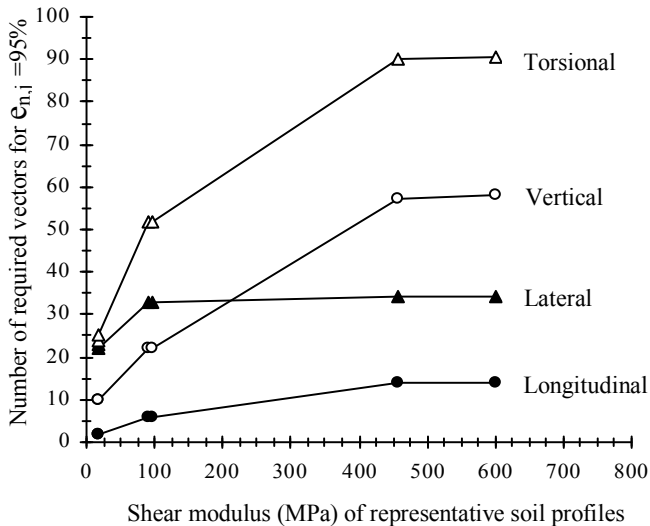


Fig. 5 Variation of the number of modes as function of foundation soil flexibility

The results indicate that, excepted for lateral motions, the number of modes required to reach the specified value of the effective modal mass increases almost linearly with the increase of the foundation soil stiffness from soft soil profile type (S_E) up to dense soil-soft rock profile type S_C . For rock profile types (S_B and S_A) the number of required modes to reach 95% of the effective modal mass is constant for all motions and equal to that of corresponding to the case of rigid foundation soil (i.e., when SSI effects are ignored). For a bridge with a very stiff foundation, a relatively large number of high frequency modes is thus necessary for an adequate representation of the dynamic response of the system. It also should be observed that for any specified value of foundation soil stiffness (i.e. a given soil-profile), the number of modes required to reach an effective modal mass of 95% is significantly less in the longitudinal direction than for the other directions, especially in the vertical and the torsional vibrations. This is due to the fact that the bridge foundation system is stiff in the latter directions and rather flexible in longitudinal direction.

Conclusions

SSI effects on the modal response of a typical bridge-foundation system have been investigated. Emphasis has been placed on modal response behavior since frequency characteristics together with vibration mode shapes and effective modal mass are the most critical parameters governing the dynamic response of the soil-structure system.

In addition, sensitivity studies have been conducted to investigate the effects of foundation stiffness on the overall

modal behavior of the bridge. The soil surrounding the foundation of piers is modeled by frequency independent soil springs. In order to quantify the effects of SSI, various modal response parameters of the bridge-foundation system are compared to those of the bridge with a rigid foundation. From the results obtained in this investigation, the following main conclusions can be drawn:

The SSI effects are found to be more pronounced for higher modes of vibration in comparison to the lower modes. SSI effects may affect the bridge response through a systematic decrease of all modal frequencies as well as a change in nature of dominant shapes especially for the higher modes of vibrations

The effective mass in the fundamental mode of vibration decreases with the increase of foundation stiffness. For bridge with very stiff foundation, a relatively large number of high frequency modes is thus necessary for an adequate representation of the dynamic response of the system.

For any given soil profile, the number of modes required to reach an effective modal mass of 95% is significantly less in the longitudinal direction than in the other directions, especially for the vertical and the torsional vibrations. This will represent a significant computational advantage if time history response analysis in longitudinal directions is to be made from a reduced system of dynamic equilibrium equations expressed in generalized coordinates.

Effects of coupling terms of foundation-soil matrix on the modal bridge response are negligible and can be ignored for all practical purposes.

References

- AASHTO**, Standard Design Specifications for Highway Bridges, 17th ed., American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington D.C., 2002.
- EC8**, Design of Structures for Earthquake Resistance, Part 2: bridges, Eur. Com. for Stand., Brussels, EN 1998-2.
- FEMA, 273**, NEHRP Guidelines for the Seismic Rehabilitation of Buildings, Federal Emergency Management Agency, Washington D.C, 1997.
- Gazetas G.** In: Fang H-Y, editor. Foundation vibrations, foundation engineering handbook, 2nd ed. p. 553–93, 1991.
- Tiliouine B. and Ouanani M.**, 3-D Nonlinear Earthquake Response of R.C. Box Girder Bridges with Expansion Joints and Bearing Devices, 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisbon, Portugal, 2012.
- Zienkiewicz O.C. and Taylor R.L.** The Finite Element Method, Solid Mechanics. 6th Edition, Vol. 2, 2005.
- Chopra A.K.**, Dynamics of structures: Theory and applications to earthquake engineering, Prentice-Hall, 2001.
- Tiliouine B. and Mouasoui S.E.**, Vibration des Gands Systèmes: Application à l'analyse de l'interaction dynamique sol-barrage, Actes du 4^{ème} Colloque National de Association Française de Génie Parasismique, Vol.1, Paris, France, 1996.

EVALUATION DE LA VULNERABILITE SISMIQUE DES BATIMENTS EN BETON ARME PAR L'UTILISATION DES COURBES DE FRAGILITES

M. MOUZZOUN*, O. MOUSTACHI¹, A. TALEB²

(*) *Dép. Génie Civil- Ecole Mohammedia d'Ingénieurs, Rabat, Maroc*

(1) *Dép. Génie Civil – Ecole Mohammedia d'Ingénieurs, Rabat, Maroc*

(2) *Dép. Génie Civil – Ecole Mohammedia d'Ingénieurs, Rabat, Maroc*

*Corresponding author : E-mail : mouzzoun78@gmail.com

Résumé

L'étude des dommages subis à la suite des derniers tremblements de terre aux Etats-Unis (Loma Prieta 1989, Northridge 1994), au Japon (Kobé 1995), au Canada (Saguenay 1988) et dans d'autres régions du monde a mis en évidence la vulnérabilité sismique des bâtiments existants. En milieu urbain, cette vulnérabilité, combinée à une concentration importante de bâtiments construits avant l'introduction des normes parasismiques, peut entraîner un risque sismique élevé, même dans les zones où la sismicité est considérée modérée. La vulnérabilité sismique des bâtiments peut être évaluée par la quantification des dommages aux éléments structurels et non structurels, l'utilisation des courbes de fragilité est un outil performant dans ce domaine, ainsi on se propose dans cet article d'évaluer la vulnérabilité sismique d'un bâtiment en béton armé par l'utilisation des courbes de fragilités.

Mots clés : dommage, vulnérabilité, pushover, fragilité, séisme, analyse, bâtiment

1. Introduction

Les informations sur le degré de dommage que subira une structure au cours d'un avènement sismique sont extrêmement importantes pour une analyse fiable des risques des constructions soumises à des mouvements sismiques forts. La survenance d'un dommage de différents degrés est un processus aléatoire, donc, le seul outil approprié pour prédire la distribution des dommages attendu serait probabiliste. Les relations utilisées pour caractériser la distribution des dommages sont sous la forme de distributions de probabilités conditionnelles des états de dommages spécifiés à chaque mouvement sismique et sont généralement exprimés en termes de matrices de probabilité de dommages, ou des courbes de fragilité [11]. Les courbes de fragilité indiquent la probabilité qu'un bâtiment atteigne un certain niveau de dommage ou de performance pour une demande sismique donnée, laquelle est exprimée par l'intensité sismique ou la demande spectrale.

2. Courbes de fragilités

Les courbes de fragilités sont des fonctions log normales, qui décrivent la probabilité d'atteindre ou dépasser un niveau de dommage structurel, pour un déplacement ou une accélération données. Selon HAZUS[11,12] le dommage est décrit par un seul ou quatre niveaux de dommages : slight, moderate, Extensive, Complete.

Ces courbes, définies pour les dommages structurels ainsi que non structurels, ont été mises au point à partir d'extrapolations des données liées aux dommages observés, sur dires d'experts ainsi que sur des tests de laboratoire (ATC, 1985). Elles ont été notamment calibrées avec de données consécutives aux séismes de Loma Prieta (1989) et de Northridge (1994). Pour chaque valeur donnée de la réponse spectrale, la probabilité d'avoir un état de dommage discret, est calculé comme étant la différence

des probabilités cumulées d'atteindre, ou de dépasser, des états de dommages successifs. Chaque courbe de fragilité, de type log-normale, est défini [11,12] par une valeur médiane de la demande sismique $S_{d,ds}$ (déplacement spectral, accélération spectrale) qui correspond à l'atteinte d'un état d'endommagement ds et par l'écart type β_{ds} associé à cet état de dommage.

La probabilité d'atteindre ou de dépasser un niveau d'endommagement ds , pour une demande sismique S_d est

$$\text{donnée par : } P(ds / S_d) = \Phi\left[\frac{1}{\beta_{ds}} \ln\left(\frac{S_d}{S_{d,ds}}\right)\right] \quad (1)$$

Φ : la distribution normale cumulée

$S_{d,ds}$: la valeur moyenne du déplacement d pour le niveau d'endommagement ds .

β_{ds} : l'écart type du déplacement pour le niveau d'endommagement ds .

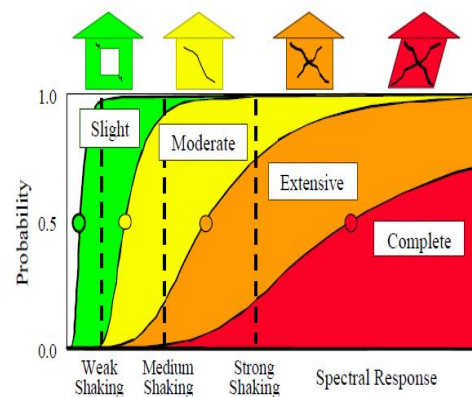


Figure 1. Niveaux d'endommagement décrit par une courbe de fragilité [11]

3. Application

3.1. Description du bâtiment

Le bâtiment étudié est un bâtiment en béton armé [2], à usage d'habitation, composé d'un rez de chaussée plus cinq étages. La structure résistante est composée de dalles pleines d'épaisseurs 12cm, les poutres principales sont de section (25x30) cm, tandis que les poteaux sont de section (30x30) cm, la hauteur de chaque niveau est de 3m. Le bâtiment est situé en zone sismique 3, implanté sur un sol type S₂. Le béton utilisé est un béton de résistance 25Mpa, acier HA500, le ferrailage des poutres est (4Φ16 ferrailage supérieur, 4Φ16 ferrailage inférieur), le ferrailage des poteaux est (8 Φ16). Le bâtiment est dimensionné selon le règlement parasismique marocain RPS2000 [1].

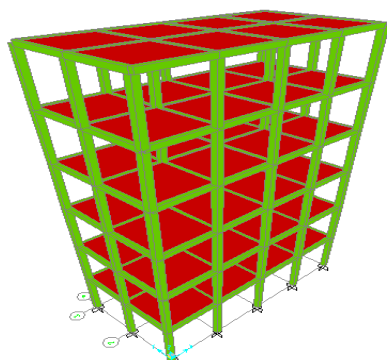


Figure2. Vue 3D du bâtiment

4.2. Courbes de fragilités

Dans HAZUS [11,12] les bâtiments sont classés par type. Trois paramètres sont utilisés pour classer les bâtiments : système structural, code de calcul, et la hauteur du bâtiment.

Pour le cas du bâtiment étudié dans ce travail il s'agit d'un bâtiment **C1M-HC car** :

Structure en béton armé contreventé par portique, donc selon HAZUS c'est un bâtiment type C1.

Structure dimensionnée selon RPS2000, qui est classifié HC (High Code) selon HAZUS.

Structure a 6 étages avec une hauteur de 18m, donc selon HAZUS c'est un bâtiment type M (medium height).

Selon le tableau 5.9a du HAZUS, les paramètres pour les courbes de fragilité associées à ce type de bâtiment C1M-HC, sont rassemblés dans les tableaux 1,2.

Spectral Displacement			
Slight		Moderate	
S _{d,ds} [cm]	β[-]	S _{d,ds} [cm]	β[-]
3.8	0.68	7.6	0.67

Tableau1. Paramètres de calcul- C1M-HC-

En utilisant les paramètres du tableau 1,2, et l'équation (1) qui détermine les probabilités des courbes de fragilités, les

Spectral Displacement			
Extensive		Complete	
S _{d,ds} [cm]	β[-]	S _{d,ds} [cm]	β[-]
3.8	0.68	7.6	0.67

Tableau2. Paramètres de calcul- C1M-HC-

probabilités associés aux quatre états d'endommagement sont déterminés pour les deux points de performances dans les deux directions.

S _{d,x} =2,58cm		S _{d,y} =2,70cm	
P[≥S Sd]	0.30	P[≥S Sd]	0.31
P[≥M Sd]	0.06	P[≥M Sd]	0.07
P[≥E Sd]	0	P[≥E Sd]	0
P[≥C Sd]	0	P[≥C Sd]	0

Tableau3. Probabilités d'endommagement

4. Résultats

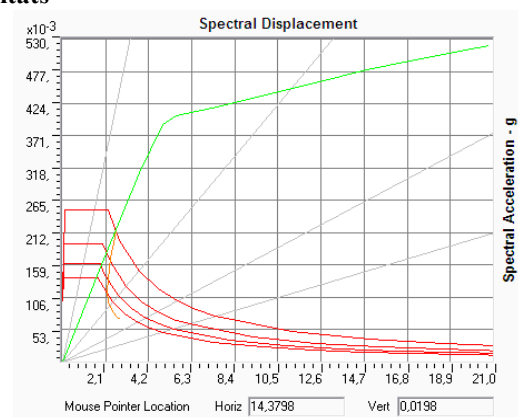


Figure 3. Point de performance Sa=0,21g Sd=2,58cm /X-X

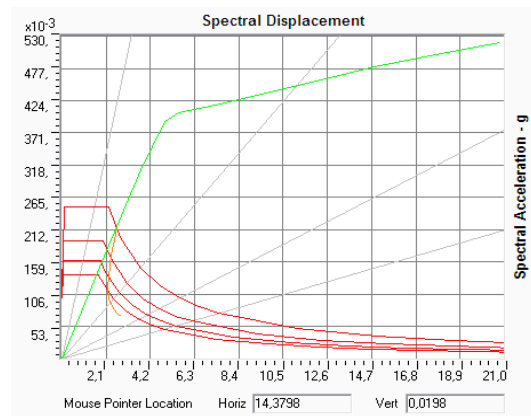


Figure 4. Point de performance Sa=0,20g Sd=2,70cm /Y-Y



Figure5. Courbes de fragilité du bâtiment C1M-HC

Conclusion et discussion

Les figures 3,4,5, montrent qu'il y a une probabilité de 30% que le bâtiment atteigne un état d'endommagement type SLIGHT, dans la direction X-X, et une probabilité de 31% d'atteindre ce même état d'endommagement dans la direction Y-Y, alors que la probabilité d'atteindre un état d'endommagement type modéré est tellement faible 0,06% dans les deux directions. Cette forme de résultat est interprétée habituellement sous la forme suivante : « 30% du total des bâtiments de type C1M-HC sont susceptibles de présenter des dommages légers ». Sur la base de ce type de statistiques ainsi que d'inventaires de bâti, on peut produire une quantification des dommages subis après le séisme. Le calcul statique non linéaire combiné avec les courbes de fragilités est capable d'évaluer la vulnérabilité sismique des bâtiments, d'étudier l'état de la structure sous l'action d'un séisme et de fournir ainsi des informations sur les endommagements qui peuvent être subis par une structure.

Références

1. RPS2000, Ministère de l'habitat et l'aménagement de l'espace, Maroc (2008).
2. EN, Eurocode 8. Design of structures for earthquake resistance, Ed. Eyrolles (2004).

3. BAEL 91 modifiées 99, béton armé suivant la méthode des états limites, Éd. Eyrolles (2000).
4. P. Fajfar. Capacity spectrum method based on inelastic demand spectra., Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 28, pp. 979-993, 1999. .
5. SAP2000, Web tutorial1-quick pushover analysis tutorial (1999).computer and structures, Berkeley, California.
6. SAP2000, Web tutorial2-quick pushover analysis tutorial (1999).computer and structures, Berkeley, California.
7. ATC – Seismic Evaluation and Retrofit of Concrete Buildings, Volume 1, ATC-40 Report, Applied Technology Council, Redwood City, California, 1996.
8. CSI Analysis Reference Manual for SAP2000, ETABS, and SAFE – Computers and Structures, Inc. Berkeley, California, USA, October 2005.
9. ATC 13, (1987). Earthquake Damage Evaluation Data for Probable Maximum Loss Studies of California Buildings, Applied Technology Council, Redwood City, California
10. CSI Analysis Reference Manual for SAP2000, ETABS, and SAFE – Computers and Structures, Inc. Berkeley, California, USA, October 2005 .
11. HAZUS MH MR3 Earthquake Model Technical Manual. FEMA 2003.
12. HAZUS MH MR4 Earthquake Model Technical Manual. FEMA 2003.

ETUDE DYNAMIQUE DES PERFORMANCES DES COURROIES DENTEES « BINDER MAGNETIC »

S. MERGHACHE 1a, A.GHERNAOUT 2b

a Dept de mécanique, Faculté des sciences de l'ingénieur, Université de Tlemcen, Algérie, merghache_sidimohamed@yahoo.fr

b Dept de mécanique, Faculté des sciences de l'ingénieur, Université de Tlemcen, Algérie, e_amine2001@yahoo.fr

Résumé – Les transmissions synchrones sont d'application quasi universelles, dans tous les cas où l'utilisateur souhaite disposer d'un fonctionnement synchrone et sans glissement. Elles se rencontrent dans des domaines aussi différents que la micromécanique, la bureautique, les machines outils ou les broyeurs industriels. Vu le rôle important des courroies synchrones dans le fonctionnement des mécanismes, elles font l'objet de nombreuses études et recherches dans le but de les définir de plus en plus finement. Leurs caractéristiques mécaniques influencent le

comportement en fonctionnement des mécanismes qu'elles entraînent. Aussi, la mesure des caractéristiques de raideur longitudinale de la courroie et la raideur des dents est nécessaire pour mieux maîtriser leur comportement. De plus, ces paramètres constituent des données d'entrée pour les modèles de calcul de la durée de vie et du comportement dynamique des transmissions synchrones. Une approche pour la détermination de la raideur longitudinale est présentée. Il s'agit de qualifier la méthode de mesure par le biais de l'expérimentation. Une méthode spécifique de mesure et de validation de la raideur de dent est développée.

Mots clés : Courroies, Transmission synchrone, raideur longitudinale, raideur de dents.

Résultats et discussions

Les résultats des diverses séries d'essais sont condensés dans les tableaux 1 et 2, ils sont illustrés par les figures 4 et 5.

On remarque que les deux courbes vérifient la courbe de traction de la courroie c'est-à-dire pour les deux courroies AT10 (de largeur 16 et 20 mm) Les résultats des diverses séries d'essais sont condensés dans les tableaux 3, 4 et 5, ils sont illustrés par les figures 7, 8, 9 et 10

Tableau 1. Résultat d'essai courroie AT10 (Largeur 16 mm).

N° Essai	CHARGE (N)		ALLONGEMENT (µm)		EFFORT (N)		RIGIDITE (10 ⁷ .N/m)	
	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min
1	1200	305	337	40	1002	107	9.28	8.03
2	1205	305	352	44	1012	112	8.96	7.76
3	1204	305	361	49	1006	107	8.36	6.55
4	1204	295	342	35	1011	102	9.84	8.47

Tableau 2. Résultat d'essai courroie AT10 (Largeur 20 mm).

N° Essai	CHARGE (N)		ALLONGEMENT (µm)		EFFORT (N)		RIGIDITE (10 ⁷ .N/m)	
	Max	Min	Max	Min	Max	Min	Max	Min
1	1199	300	305	35	1006	107	11.8	9.17
2	1229	339	339	45	1001	112	8.86	7.33
3	1233	320	354	54	1011	98	8.57	5.44
4	1228	320	341	40	1006	98	8.85	6.38



Figure 4. Variation de l'allongement en fonction de l'effort de traction (courroie 16 mm).

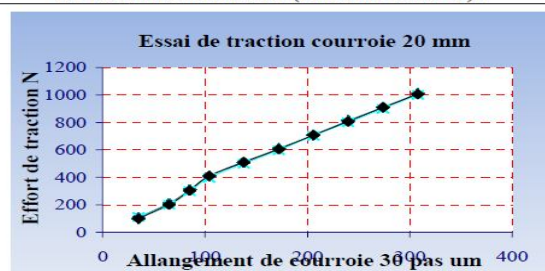


Figure 5. Variation de l'allongement en fonction de l'effort de traction (courroie 20 mm).

Tableau 3. Les raideurs en fonction de la charge radiale Pour un déplacement nul.

Q_y en N	R_1 /courroie 1	R_2 /courroie 2	$R = R_1 / R_2$
0	0	0	0
24	0.26	0.18	0.69
48	0.52	0.36	0.69
72	0.76	0.54	0.71
96	1.02	0.7	0.68
120	1.26	0.88	0.69

Tableau 4. Les raideurs en fonction de la charge radiale Pour un déplacement = 100 μm .

Q_y en N	R_1 /courroie 1	R_2 /courroie 2	$R = R_1 / R_2$
0	0	0	0
24	0.13	0.09	0.69
48	0.29	0.21	0.72
72	0.43	0.31	0.72
96	0.56	0.4	0.71
120	0.72	0.51	0.71

Tableau 5. Les raideurs en fonction de la charge radiale Pour un déplacement = 200 μm .

Q_y en N	R_1 /courroie 1	R_2 /courroie 2	$R = R_1 / R_2$
0	0	0	0
24	0.08	0.05	0.63
48	0.17	0.1	0.59
72	0.24	0.15	0.63
96	0.36	0.21	0.58
120	0.58	0.35	0.60

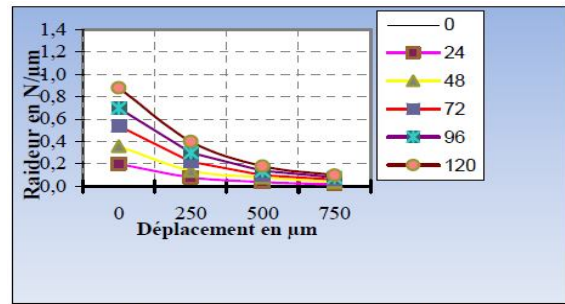


Figure 9. La raideur tangentielle en fonction de Déplacement de la dent u et de la charge Q (Largeur 20 mm).

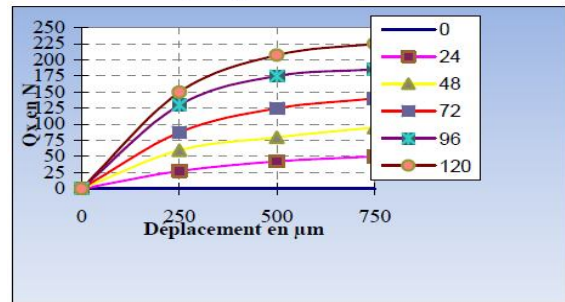


Figure 10. La charge tangentielle d'une dent en fonction de Déplacement de la dent u et de la charge Q (largeur 20 mm).

On constate que la charge tangentielle augmente avec l'augmentation de la charge et augmente aussi avec l'augmentation de déplacement, mais pour la raideur tangentielle c'est l'inverse c'est-à-dire elle diminue avec la diminution de la charge et l'augmentation de déplacement.

Bibliographie

- [1]. Play D., Monternot C., "Dynamic behaviour simulation and load distribution for timing belt drives", 4th World Congress on Gearing and Power Transmission, Paris 1999, Vol. 2, pp. 1303-1314.
- [2]. Dance J.M., Play D., "Geometrical design parameters influence on timing belt load distribution", Pub. By JSME, Hiroshima: MPT'91, Nov. 1991, pp. 357-362.
- [3]. BINDER MAGNETIC, Catalogue for timing belt choice.
- [4]. Manin L., Play D., "Experimental Validation of a Dynamic Numerical Model for Timing Belts drives", ASME 2000, IDETC/CIE Baltimore, Sept. 2000.

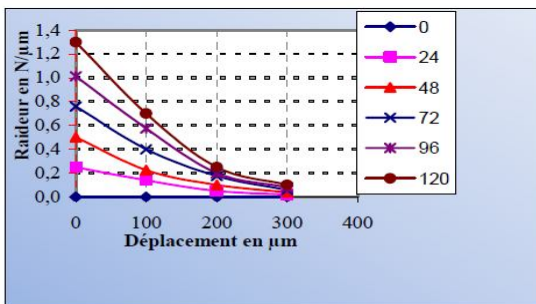


Figure 7. La raideur tangentielle en fonction de Déplacement de la dent u et de la charge Q (Largeur 16 mm).

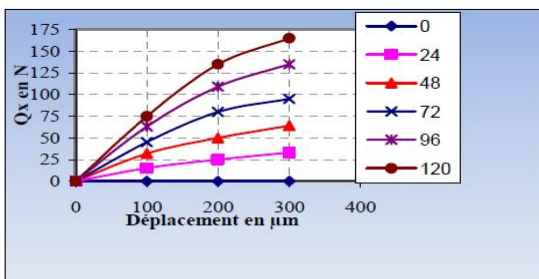


Figure 8. La charge tangentielle d'une dent en fonction de Déplacement de la dent u et de la charge Q (largeur 16 mm).

PRATIQUE DE LA MAINTENANCE INDUSTRIELLE PAR LES METHODES VIBRATOIRES POUR LES PETITES VITESSES (APPLICATION D'UN ROULEMENT A BILLES SANS LUBRIFICATION)

K. EL HAD^{1,2*} ; A. HACHIM³ ; A. BENALI¹ ; M. EL GHORBA¹ ; A. ELAMRI¹ ; M. BOUDLAL²

¹Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et des structures, B.P 8118, Oasis-Route El Jadida – ENSEM / Casablanca, Maroc.

²Institut Supérieur des Etudes Maritimes ISEM, Km 7 Route El Jadida Casablanca Maroc

³Faculté des sciences Ain Chock, laboratoire de mécanique Km 8, Route D'El Jadida B.P 5366 Maarif, Casablanca, Maroc.

Email : elhad_khalid@hotmail.com

1. Introduction

Cette étude est consacrée à la maintenance conditionnelle par analyse vibratoire, domaine d'activité qui constitue une part toujours plus importante des dispositions permettant de rentabiliser l'instrument de production industriel. Elle propose une méthodologie expérimentale d'aide à la détection et au suivi vibratoire des roulements à billes. L'objectif de ce travail est d'utiliser un point de mesure situé sur le palier support d'un roulement à billes type SKF 6004, permettant de réaliser une surveillance vibratoire efficace.

C'est grâce à l'analyse de ces vibrations qu'il est possible de détecter les composants défectueux et éventuellement de les localiser. Lorsqu'un certain seuil (correspondant à un niveau de vibration limite) fixé est atteint, il est possible d'estimer la durée de vie résiduelle du composant dans les conditions de fonctionnement données à partir de la connaissance de lois d'endommagement [1].

La comparaison des mesures vibratoires effectuées à intervalles de temps déterminés dans des conditions si possible identiques permet de suivre l'évolution d'un défaut en exploitant le signal vibratoire [2]. La forme d'un signal d'excitation représentatif d'un défaut d'écaillage qui peut apparaître sur la bague extérieure d'un roulement n'est pas facile à déterminer. Néanmoins, il est généralement admis qu'un tel signal est le mélange de trois signaux ayant une forme triangulaire, rectangulaire et semi sinusoïdale [3]. Différents travaux [4] ont montré que pris séparément, les trois formes du signal d'excitation donnent des résultats assez proches.

2. Expérimentation

2.1. Matériels

Le dispositif expérimental est illustré dans la figure 1. Il est composé d'un groupe moteur triphasé avec encodeur monté sur une plaque de base avec dispositif d'alignement.

La commande du moteur renferme un convertisseur de fréquence destiné à régler progressivement la vitesse de rotation. En outre, elle a un indicateur de vitesse de rotation et un indicateur pour la puissance absorbée par le moteur.



Figures 1: Montage expérimental

Afin de pouvoir simuler des vibrations avec l'appareil de base et réaliser des essais en rapport avec le thème "mesure des vibrations", les pièces suivantes figurent dans le montage :

- Un dispositif de freinage et de charge constitué d'un frein à poudre magnétique et d'un contrôleur muni d'une commande.
- Deux supports de palier complets à roulements à billes intacts. Celui placé coté moteur, est muni d'un palier élastique ce qui permet aux vibrations provoquées par l'accouplement d'avoir le jeu nécessaire. Le deuxième, placé coté charge objet de cet essai, est un palier rigide dans lequel sont placés les capteurs.
- Deux capteurs d'accélération piézoélectriques (un horizontal, l'autre vertical). Ces derniers convertissent les vibrations mesurées en signaux. Ils permettent d'enregistrer les signaux pour l'analyse des vibrations.
- Un capteur de référence qui est une cellule à réflexion directe dont la fonction est d'enregistrer la vitesse de rotation.
- Un accouplement élastique à bras serré sur l'extrémité de l'arbre de sortie.
- Un accouplement à plateau rigide.
- Un amplificateur de mesure avec bloc d'alimentation secteur : permet d'alimenter les capteurs d'accélération. Le signal est numérisé dans l'appareil de mesure USB et transféré au PC (figure 2).
- Un arbre avec marque réfléchissante.

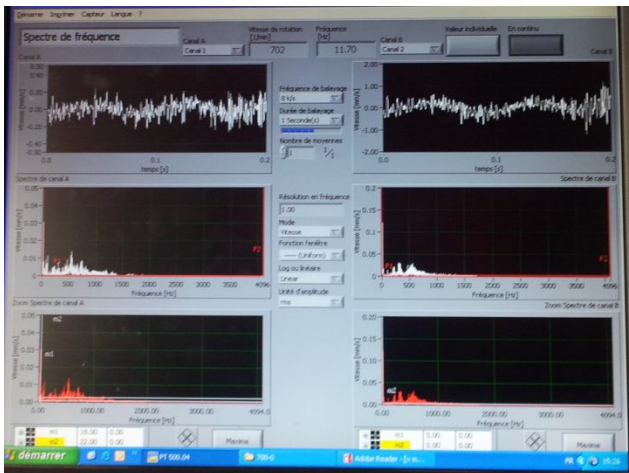


Figure 2 : Enregistrement du spectre de vitesse pour les 2 accéléromètres (logiciel PT 500.04)

2.2. Méthode opératoire

Une machine idéale ne doit créer aucune vibration, puisque les vibrations sont toujours synonymes de perte d'énergie. Dans la pratique, les vibrations sont utilisées lors du transfert de forces.

Première phase nous avons procédé à un essai à vide en faisant varier la vitesse (700, 1400, 2100 tr/min) et nous avons enregistré les signaux correspondant aux accélérations.

Dans la deuxième phase nous avons pris en considération la charge appliquée tout en procédant de la même manière que précédemment, nous avons fait varier le couple appliqué C (1N.m, 2N.m, et 3N.m).

3. Résultats et discussions

La figure 3 illustre, les résultats des essais d'un roulement à billes simple sans défauts (à une seule rangée de billes) type SKF 6004, suite aux différentes relevées de l'accélération en fonction de la charge pour trois vitesses de rotation (700, 1400 et 2100 tr/min).

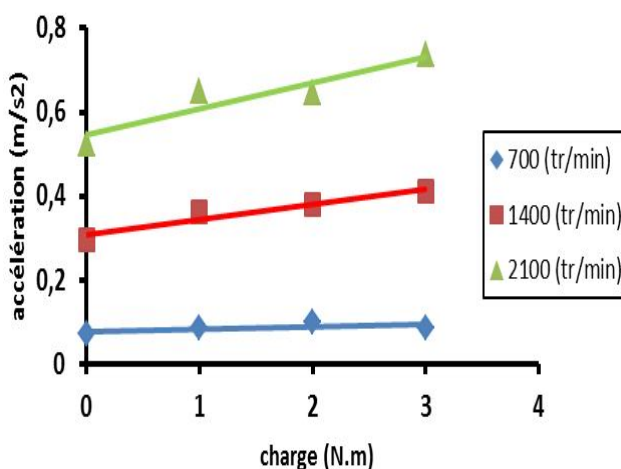


Figure 3 : Variation de l'accélération en fonction de la charge pour les trois vitesses étudiées

Cette expérience est basée sur l'idée d'avoir la variation des trois paramètres cités (accélération, vitesse, charge). Dans un premier temps nous avons fait varier la charge pour les trois vitesses de rotation du moteur d'entraînement pour déterminer son influence sur l'accélération.

Il s'est avéré que cette dernière croît sensiblement d'une manière linéaire pour les vitesses (1400 et 2100 (tr/min)) par contre elle est restée constante pour la vitesse 700 tr/min du fait que cette dernière est faible, voir figure 3.

Nous constatons sur la plage des petites vitesses, que la charge a réellement une influence négligeable sur l'accélération du moment que cette dernière est restée sensiblement constante.

4. Conclusions

Lorsque la structure est équilibrée, seules de faibles vibrations se produisent.

Avec le vieillissement de la machine, les fondations s'affaissent, les organes se dégradent et, dès lors, les propriétés dynamiques de la machine changent.

L'objectif de notre travail a visé l'étude de l'influence de la charge sur les accélérations. Nous pouvons conclure que :

- La pente est nulle pour les petites vitesses d'entraînement.
- En augmentant la vitesse d'entraînement la pente augmente.
- Pour les petites vitesses, l'accélération est restée constante quelle que soit la charge appliquée.
- L'accélération augmente d'une manière linéaire par rapport à la charge pour les vitesses moyennes et élevées étudiées.
- L'effet de la variation de l'accélération en fonction de la charge pour des vitesses importantes, est dû principalement à l'effet de l'inertie.

5. Références

- [1] Bolaers F., Dron J.P., Rasolofondraibe L. " Prédiction et suivi de l'évolution d'un écaillage de fatigue de roulement par analyse vibratoire". XVIème Congrès Français de mécanique, Nice , référence 649, (2003).
- [2]Augeix D., " Analyse vibratoire des machines tournantes ", Les techniques de l'ingénieur, BM5145 (2001)
- [3]Bogard F., Debray K., Guo Y.Q., "Determination of Sensor Position for Predictive Maintenance of Revolving Machines", IJSS Vol. 39, PP 3159-3173, (2002).
- [4] Tandon N, Choudury A. " An analytical model for the prediction of the vibration response of rolling element bearings due to localized defect".; Journal of sound and vibration, 205(3) pp275–292. (1997).

ETABLISSEMENT D'UNE RELATION ENTRE LA PERIODE FONDAMENTALE DE VIBRATION ET LA PERFORMANCE SISMIQUE DES STRUCTURES AUTO-STABLES

D. ANKIK¹, M. HAMIZI², N.E. HANNACHI³

¹ Magister, Laboratoire de Modélisation des Matériaux et des Structures de Génie Civil, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou. djamankik@yahoo.fr

² Maître de conférences, Laboratoire de Modélisation des Matériaux et des Structures de Génie Civil, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou. chamizi@yahoo.fr

³ Professeur, Laboratoire de Modélisation des Matériaux et des Structures de Génie Civil, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou. hannachina@yahoo.fr

1- Introduction

La période propre de vibration des structures constitue un paramètre majeur dans la conception et le dimensionnement de structures en zone sismique [1]. Pour cela les codes parasismiques donnent la possibilité d'estimer cette valeur pour les différentes typologies de structures à l'aide des formules empiriques qui sont, souvent, déduites de données statistiques [2], [3], [4], [5] et [6]. Plusieurs formules empiriques, sont proposées dans différents règlements parasismiques à travers le monde. Ces formules, sont souvent en fonction des caractéristiques géométriques de la structure (hauteur H, dimension horizontale dans la direction de l'action sismique D). Le calcul de la période diffère d'un règlement à un autre. L'objectif de ce travail est d'évaluer l'impact des périodes propres fondamentales proposées par les différents règlements parasismiques sur le dimensionnement et la performance sismique des bâtiments en portiques auto-stables en béton armé.

2 Evaluation de la période propre suivant les différents règlements

Les codes de calcul parasismiques proposent des formules empiriques pour estimer la période propre fondamentale d'une structure. Ces formules empiriques sont basées essentiellement sur des données expérimentales donnant la période fondamentale en fonction du matériau de construction, du type de contreventement et des dimensions du bâtiment.

2.1 Calcul de la période selon le RPA 99 version 2003

La formule empirique qui est donnée dans le code parasismique algérien RPA 99 / version 2003 [2] pour le calcul de la période propre de vibration sont :

$$T = C_T h_n^{3/4} \quad (1.1)$$

$$\text{ou } T = 0,09 \frac{h_n}{\sqrt{D}} \quad (1.2)$$

h_n : Hauteur mesurée en mètres à partir de la base de la structure jusqu'au dernier niveau (N).

C_T : Coefficient donné par le RPA99/version 2009, il est fonction du système de contreventement et du type de remplissage [2].

D : Dimension du bâtiment mesurée à sa base dans la direction de calcul considéré.

2.2. Calcul de la période selon le RPS 2002 Marocain

La période fondamentale de vibration T, caractérisant la masse et la rigidité de la structure, peut être évaluée selon le RPS 2002 [3] par des formules empiriques. La valeur de la période fondamentale de vibration T peut être déterminée par les formules forfaitaires suivantes :

Pour une ossature à nœuds :

$$T = 0,085N \quad (1.3)$$

Où N : est le nombre d'étages du bâtiment.

Pour les autres structures :

$$T = 0,09 \frac{H}{\sqrt{L}} \quad (1.4)$$

Où, H et L exprimés en mètre, sont respectivement la hauteur totale du bâtiment et la longueur du mur ou de l'ossature qui constitue le principal système de contreventement, dans la direction de l'action sismique.

2.3. Calcul de la période selon le code national du bâtiment-Canada NBCC 95

Les formules empiriques qui sont données dans l'édition 1995 du Code National du Bâtiment du Canada NBCC 95 [4] pour le calcul de la période fondamentale pour des ossatures résistant aux moments sont comme suit :

La formule $T = 0,1 N$ pour toute ossature résistant aux

moments, ou par la formule :

La formule $T = 0,085 h_n^{3/4}$ pour les ossatures en acier qui

résistent aux moments.

La formule $T = 0,075 h_n^{3/4}$ pour une ossature en béton qui

résiste aux moments.

La formule $T = 0,09 \frac{h_n}{\sqrt{D_x}}$ pour les autres structures, où h_n

et D_x sont exprimés en mètres.

2.4 Calcul de la période selon le code Américain UBC 97

Pour tous les bâtiments, la valeur T peut être approchée par la formule [5]

$$T = C_T h_n^{3/4} \quad (1.5)$$

Où:

$C_T = 0,0853$ pour les ossatures en portique en acier pouvant résister aux moments ;

$C_T = 0,0731$ pour les ossatures en portique en béton armé pouvant résister aux moments ;

$C_T = 0,04$ pour toutes les autres structures ;

3- Description de l'analyse Pushover

L'analyse statique non linéaire par poussée progressive (analyse Pushover), est une méthode approximative dont

laquelle la structure est assujettie à des charges latérales qui représentent les forces d'inertie qui se produisent à la suite d'une accélération du sol.

Ces charges latérales croissent d'une façon monotone jusqu'à atteindre une première plastification d'un élément structural (apparition de rotule plastique), le modèle mathématique de la structure est modifié pour tenir compte de la résistance réduite. Les charges latérales sont à nouveau appliquées jusqu'à ce que d'autres éléments structuraux atteignent la résistance plastique. Ce processus se poursuit jusqu'à ce que la structure devienne instable ou jusqu'à une limite fixe soit atteinte (figure 1) [7]. Le calcul du point du point de performance est obtenu par l'organigramme de la figure 2 [8].

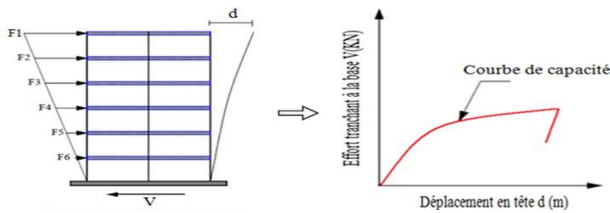


Figure 1. Courbe de capacité (Pushover) d'une structure.

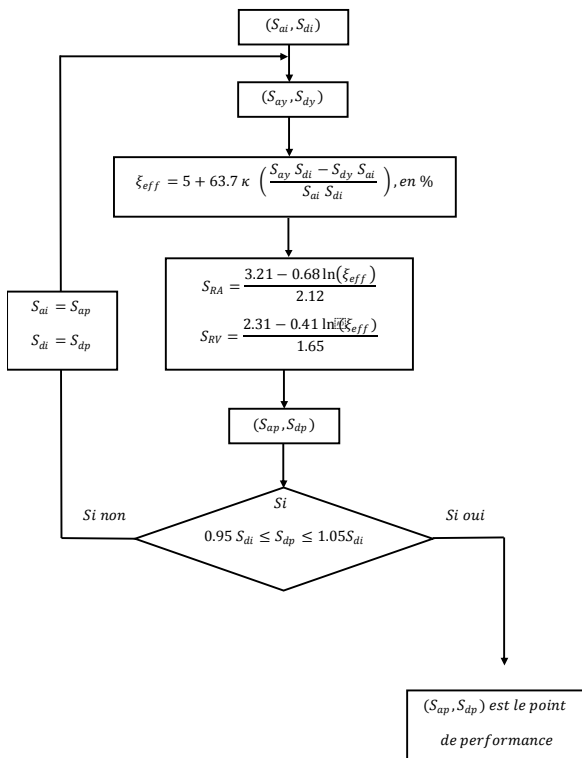


Figure 2. Organigramme de calcul du point de performance
5- Structures étudiées

Les structures étudiées sont des bâtiments en (R+5) et (R+8) symétriques et régulières, l'ossature est en portiques auto-stables en béton armé. Les deux bâtiments sont supposés être localisés dans une zone sismique III (forte sismicité) selon la classification du RPA 99 / version 2003 [2], implantés sur un sol de fondation supposé être ferme, sol de type S₂ selon le même code.

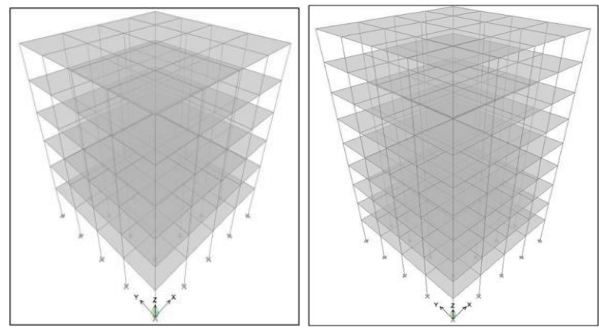


Figure 3. Bâtiments en (R+5) et (R+8) étudiés

5.1 Quelques résultats de l'analyse Push over

Nous déterminons les points de performance, les déplacements relatifs inter-étages et les demandes en ductilité (μ_D) qui caractérise le degré de pénétration des bâtiments dans le domaine plastique. Nous déterminons aussi les distributions des rotules plastiques dans les différents éléments structuraux ainsi que leurs niveaux de dommages correspondant aux points de performance.

5.1.1 Point de performance

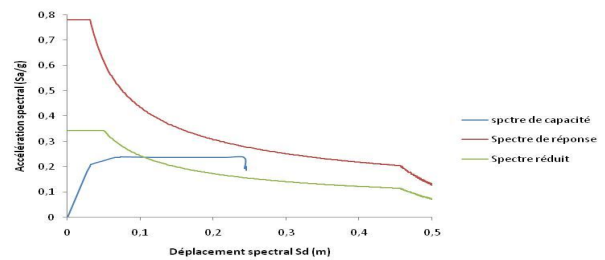


Figure 4 Détermination du point de performance du bâtiment en (R+5) dans la direction (xx) formulation (T1) par le RPA

Pour les autres cas d'études, nous présentons les résultats dans le tableau 1.

Codes	Direction (xx)		Direction (yy)	
	S _a (g)	S _a (m)	S _a (g)	S _a (m)
RPA (T1)	0.240	0.104	0.242	0.100
RPA (T2)	0.252	0.096	0.254	0.090
Eurocode 8	0.178	0.185	0.181	0.179
ASCE 7-05	0.184	0.176	0.191	0.160

5.1.2 Déplacements inter-étages

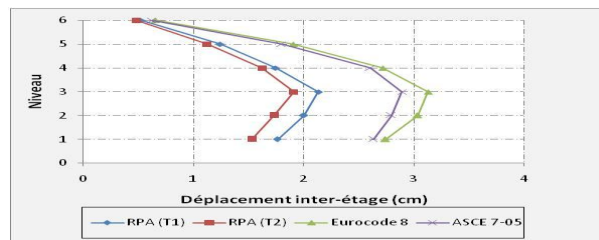


Figure 5 Représentation des déplacements inter-étages

5.1.3 Demande en ductilité

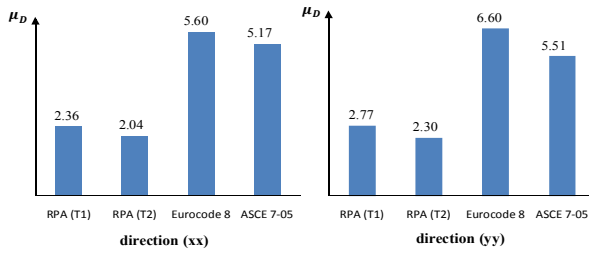


Figure. 6 Histogramme des demandes en ductilités dans les deux sens

5.1.4 Distribution des rotules plastiques

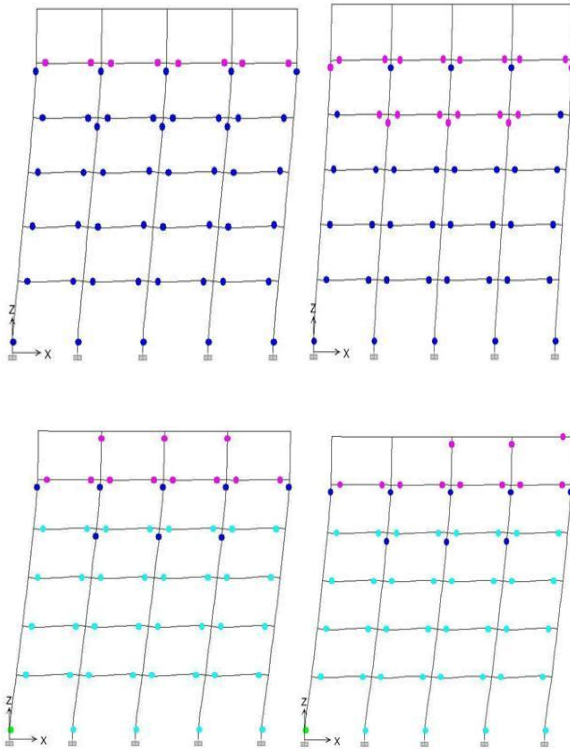


Figure. 7 Positionnement des rotules plastiques

6- Conclusions

Dans cette étude, on a effectuée une analyse comparative des résultats obtenus pour chaque paramètre considéré. Les paramètres de comparaison sont l'effort tranchant à la base, les déplacements relatifs inter-étages, les demandes en ductilité (μ_D) et les distributions des rotules plastiques dans les éléments structuraux poutres et poteaux aux points de performance. Au vu des résultats obtenus nous pouvons conclure:

Les formules proposées par le code du RPA 99/ V 2003 sous-estiment la valeur de la période fondamentale par rapport aux formules de l'Eurocode 8 et du code américain ASCE 7-05. Ces faibles valeurs de la période fondamentale conduisent à des forces sismiques de dimensionnement plus élevées, et par conséquent, à des sections d'acier dans les

éléments structuraux (poutres et poteaux) plus importantes. Autrement dit, le RPA 99 conduit à un dimensionnement plus sécuritaire.

Par contre, L'Eurocode 8 et le code américain ASCE 7-05 donnent des déplacements relatifs inter-étages plus importants que ceux obtenus par le code RPA 99/ V 2003. Cela peut s'expliquer par le niveau de ductilité locale exigée par les codes Eurocode 8 et ASCE 7-05.

Les règlements Eurocode 8 et ASCE 7-05 autorisent une incursion plus importante dans le domaine plastique par rapport au règlement RPA 99/ V 2003. Cela est dû au niveau de ductilité envisagé, et à la qualité des matériaux utilisés dans les constructions.

Par ailleurs, l'analyse des résultats a aussi permis de montrer que les bâtiments en portique auto-stables en béton armé ont une bonne résistance au séisme, à condition d'avoir une ductilité suffisante et de respecter le principe '*poteaux forts- poutres faibles*', ce qui permet à ces structures d'avoir une grande capacité de dissipation d'énergie par déformations plastiques, notamment en zones de forte sismicité.

Néanmoins, Il ya lieu d'augmenter l'échantillon de structures étudiées avant d'arriver à des conclusions définitives sur le comportement des bâtiments à ossature auto-stable en béton armé.

Cette étude a permis de situer le règlement parasismique algérien (RPA, 2003) par rapport au niveau de protection parasismique des constructions. Il s'est avéré que le RPA 2003 est assez conservatif et présente une marge de sécurité importante par rapport aux codes Eurocode 8 et ASCE 7-05, et cela est dû probablement à la qualité de construction en Algérie qui est loin d'être aussi bonne qu'aux Etats Unis et en Europe.

7- Références bibliographiques

- [1] Milan ZACEK : construction parasismique. Edition parenthèses, France 1996.
- [2] Règlement parasismique algérien (RPA 99/ version.2003, Centre National de Recherche Appliquée en Génie Parasismique
- [3] Règlement de construction parasismique (R.P.S 2000), Ministère de l'Aménagement du Territoire, de l'Urbanisme, de l'Habitat et de l'Environnement. Royaume du Maroc.
- [4] Code national du bâtiment, Canada 1995. Première modification publié par la commission canadienne des codes du bâtiment et de prévention des incendies Juillet 1998.
- [5] Uniform Building Code UBC 97, Structural Engineering Design Provisions, Volume 2. International Conference of Building Officials, USA 1997.
- [6] Eurocode 8 : Conception et dimensionnement des structures pour leur résistance aux séismes et document d'application national.
- [7] K. Hamou, K. Ramdane : Etablissement de la courbe de fragilité par la méthode pushover. 7ème Colloque National AFPS 2007 – Ecole Centrale Paris.
- [8] A. Boumekik : Analyse pushover des structures en béton armé. Projet de recherche, université de Batna.2006.

MECANIQUE DYNAMIQUE DU MICROLEVIER EN MOUVEMENT DE VIBRATION - UTILISATION DU LOGICIEL ANSYS

N. MEDJAHDI¹, N. BENMOUSSA²

¹ Unité de Recherche Matériaux et Energies Renouvelables. URMER, University of Tlemcen, Algeria, medj_nadj77@yahoo.fr

² Unité de Recherche Matériaux et Energies Renouvelables. URMER, University of Tlemcen, Algeria, nasreddinebenmoussa@yahoo.fr

Résumé: De nombreux composants présentant des dimensions micrométriques ou millimétriques sont utilisés pour l'élaboration de divers microsystèmes notamment dans les domaines de la micromécanique, de la microélectronique, de la microbiologie, de la microrobotique, de la microfluidique, du micromagnétisme, de la microthermique, de la microoptique, ou de la microchimie. Ces composants sont utilisés dans des microsystèmes désignés généralement par MEMS (MicroElectroMechanicalSystem ou système microélectromécanique). Parmi ces microsystèmes, nous avons les microleviers (Cantilevers en Anglais). Le présent travail consiste à faire une étude dynamique du microlevier en mouvement de vibration. Nous terminerons ce travail par des simulations en utilisant le logiciel ANSYS qui nous permet d'extraire les différents mode de vibration.

Mot clés: Microlevier, Etude dynamique, Vibration, Mode de vibration, Force, Déflexion

Abstract : Many components with micrometer or millimeter dimensions are used for the development of various Microsystems particularly in the fields of micromechanics, microelectronics, microbiology, microrobotic, microfluidics, micromagnetism, microthermal microoptics, or microchemistry. These components are used in Microsystems designated by MEMS (MicroElectroMechanicalSystem). Among these Microsystems, we have microcantilevers. This paper consists to study the dynamics and vibration of cantilever. We finish this work by simulations using ANSYS software which allows us to extract the different vibration mode.

Key words: Cantilever, Dynamic study, Vibration, Vibration mode, Force, Deflection.

1. Introduction:

Nous allons déterminer analytiquement, dans une première étape, le comportement mécanique du microlevier (micropoutre) en mouvement de vibration. Nous utiliserons ensuite le logiciel ANSYS qui nous permet de déterminer les valeurs numériques et les formes des différents modes de vibration.

La modélisation classique des microleviers est basée sur la modélisation des « consoles » en mécanique. Le terme «

console » vient de la mécanique classique et représente un type de structure mécanique particulier correspondant à un parallélépipède encastré rigidement dans un support (ou encastrement) par une seule face [1].

Lorsque nous évoquons depuis le début le terme : «microlevier», nous considérons en fait une micropoutre encastrée à une extrémité et libre à l'autre

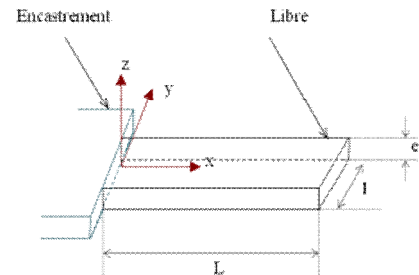


Fig. 1: Structure du microlevier étudié

2. Microlevier en mouvement de vibration transversale libre:

Dans cette partie nous allons faire une étude théorique de la mécanique dynamique du microlevier en mouvement de vibration transversale libre. Nous donnerons ainsi la solution générale de l'équation différentielle de mouvement du microlevier à partir de laquelle nous déduirons les relations permettant de calculer les fréquences de résonance et les différentes formes de modes de vibration.

L'équation différentielle du mouvement pour un microlevier en vibration transversale libre est donnée par [2] :

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(\hat{E} \cdot I_z \cdot \frac{\partial^2}{\partial x^2} \delta_z(x, t) \right) + \mu \cdot \frac{\partial^2}{\partial t^2} \delta_z(x, t) : \quad (1)$$

Où

- $\delta_z(x, t)$ représente la déflexion au point x selon l'axe z à l'instant t
- μ est la masse par unité de longueur du microlevier donnée par :

$$\mu = \rho \cdot A \quad (2)$$

Où A désigne la section du microlevier

- I_z est le moment quadratique d'inertie. Il est donnée par :

$$I_z = \quad (3)$$

- \hat{E} est le module d'Young effectif. Il est donné par :

$$\hat{E} = E / (1 - \nu^2) \quad (4)$$

Où ν représente le coefficient de Poisson du matériau constituant le microlevier.

Dans le cas d'un microlevier de section droite uniforme sur sa longueur, l'équation (1) devient [3]:

$$E \cdot I_z \frac{\partial^4 \delta_2(x, t)}{\partial x^4} + \mu \frac{\partial^2 \delta_2(x, t)}{\partial t^2} : \quad (5)$$

Afin de résoudre cette équation différentielle pour déterminer la fréquence de résonance, il semble judicieux de raisonner dans le domaine fréquentiel plutôt que dans le domaine temporel.

En prenant la transformée de Fourier de l'équation (5), nous obtiendrons :

$$E \cdot I_z \cdot \frac{\partial^4 \delta_2(x, \omega)}{\partial x^4} - \omega_n^2 \cdot \mu \cdot \delta_2(x, \omega) : \quad (6)$$

Où $\delta_2(x, \omega)$ est la transformée de Fourier de $\delta_2(x, t)$ et ω_n est la pulsation propre du mode n de vibration.

Nous pouvons écrire l'équation (6) sous la forme suivante :

$$\frac{\partial^4 \delta_2(x, \omega)}{\partial x^4} = \lambda_n^4 \cdot \delta_2(x, \omega) \quad (7)$$

Avec :

$$\lambda_n = \left(\frac{\omega_n^2 \mu}{E I_z} \right)^{1/4} \quad (8)$$

- Fréquence de résonance :

Mesurer une fréquence est essentiel pour caractériser les innombrables phénomènes oscillatoires que l'on observe dans la nature ou dans les appareils (mécaniques, électroniques, etc...).

L'équation (7) a pour solution générale :

$$\delta_2(x, \omega) = A \cos(\lambda_n x) + B \sin(\lambda_n x) + C \cosh(\lambda_n x) + D \sinh(\lambda_n x) \quad (9)$$

Où A, B, C et D sont des constantes à déterminer grâce aux conditions aux limites

A l'extrémité encastree :

- Le déplacement est nul : $\delta_2(0, \omega) = 0$
- La pente est nulle : $\frac{\partial \delta_2(x, \omega)}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0$

A l'extrémité libre :

- Le moment de flexion est nul : $\frac{\partial^2 \delta_2(x, \omega)}{\partial x^2} \Big|_{x=L} = 0$

- Le cisaillement est nul : $\frac{\partial^3 \delta_2(x, \omega)}{\partial x^3} \Big|_{x=L} = 0$

La résolution du système d'équations établi auparavant mène à :

$$A \cdot (1 + \cos(\lambda_n L) \cdot \cosh(\lambda_n L)) : \quad (10)$$

La solution A = 0 correspondrait à un mode de vibration rigide, ce qui est physiquement impossible. D'où, l'équation caractéristique :

$$1 + \cos(\lambda_n L) \cdot \cosh(\lambda_n L) = 0 \quad (11)$$

La résolution numérique de l'équation (11) permet d'exprimer $\lambda_n L$.

Cette équation implique que :

$$\cos(\lambda_n L) \cdot \cosh(\lambda_n L) = -1$$

$$\text{ou bien : } \cos(\lambda_n L) = -\frac{1}{\cosh(\lambda_n L)} \quad (12)$$

Où $\lambda_n L$ est la n^{ème} solution de l'équation et n représente le nombre du mode.

Où L représente la longueur du microlevier.

Les valeurs numériques ainsi obtenues pour les 3 premiers modes sont :

$$\lambda_1 L = 1.875 ; \lambda_2 L = 4.694 ; \lambda_3 L = 7.885 ; \dots$$

En utilisant l'équation (8), nous pouvons donc exprimer la pulsation de résonance :

$$\omega_n = \frac{(\lambda_n L)^2}{L^2} \cdot \sqrt{\frac{E I_z}{\mu}} \quad (13)$$

En remplaçant les expressions respectives de $\lambda_n L$ et de données par :

La pulsation de résonance du microlevier devient :

$$\omega_n = (\lambda_n L)^2 \cdot \frac{f}{\sqrt{E I_z / \mu}} \quad (14)$$

Cette relation met en évidence la possibilité d'exprimer la pulsation de résonance mécanique d'un microlevier en fonction de ses dimensions et de ses paramètres mécaniques. Ce résultat est extrêmement important car il permet par exemple de déterminer le module d'Young effectif du matériau connaissant la pulsation de résonance fondamentale et les dimensions du microlevier.

Le nombre de fréquences propres de vibration de tout système est égal au nombre de degrés de liberté de ce même système. Ainsi, tout système à paramètres distribués possède un nombre infini de fréquences naturelles et, par conséquent, un nombre infini de mode de vibration associés. On appelle les modes d'ordre supérieur au fondamental, des harmoniques supérieures de résonance ; par exemple, le deuxième mode de résonance est appelé première harmonique de résonance, etc. De manière concrète, dans le cas d'un microlevier en mouvement de vibration transversale (flexion), les formes des trois premiers modes de vibration sont illustrées sur la figure 2 :

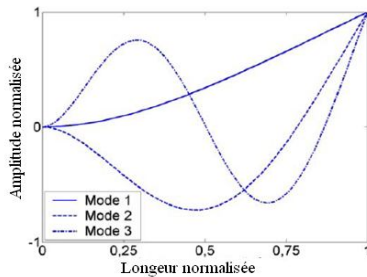


Fig. 2: La déflexion des trois premiers modes de vibration d'un microlevier en flexion [1].

La Figure 3 présente la forme des quatre modes choisis en utilisant la simulation numérique avec le logiciel ANSYS.

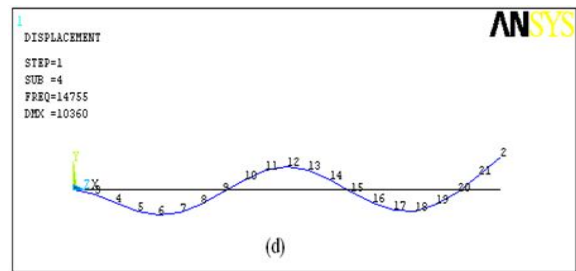
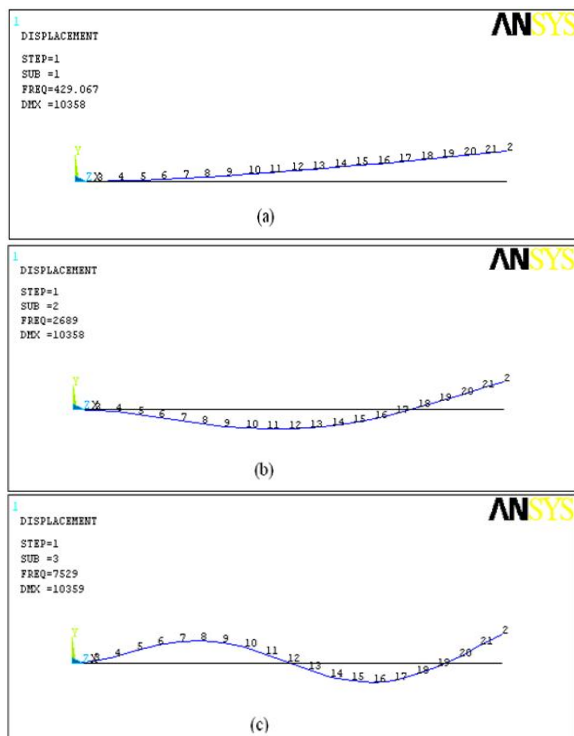


Fig. 3: Déformation de la micropoutre pour : (a) 1^{er} mode, (b) 2^{ème} mode, (c) 3^{ème} mode et (d) 4^{ème} mode.

Remarque:

Pour un microlevier choisi (Paramètres géométriques et mécaniques de la poutre choisie, conditions aux limites, choix du maillage, etc.). En utilisant ANSYS, nous ne pouvons pas seulement déterminer la déformation pour chaque mode de vibration mais aussi déterminer les valeurs numériques de la fréquence de résonance pour ces modes.

3. Conclusion:

En conclusion, nous pouvons dire que dès lors, pour décrire le mouvement de vibration libre d'un microlevier, il faut résoudre l'équation différentielle du mouvement en satisfaisant les conditions aux limites spécifiques à la structure étudiée. L'ensemble des solutions de l'équation différentielle de mouvement représente l'ensemble des modes normaux (naturels) de vibration.

Chaque mode de vibration a une forme et une fréquence propre (naturelle) de résonance.

A la fin de ce papier, nous avons confirmé l'intérêt d'utiliser les simulations par éléments finis des poutres rectangulaires. Ces dernières entrent dans la fabrication des microleviers utilisés par exemple dans le microscope à force atomique.

Remerciements :

Ce travail a été supporté par les Liens de Recherche des Matériels et des Énergies renouvelables (URMER) à l'Université de Tlemcen.

- [1] **Ludivine Fadel.** *Contribution à l'utilisation de microcapteurs chimiques à base de micropoutres résonantes pour la détection d'espèces chimiques en milieu gazeux.* Thèse de doctorat de l'université de Bordeaux 1, 2004.
- [2] **E. CochetEAU.** *Conception, realization and characterization of an ultra-thin piezoresistors for Microsystems applications.* Thèse de doctorat de l'institut national de sciences appliquées de Toulouse, 2002.
- [3] **Dror Sarid.** *Exploring scanning probe microscopy with Mathematica.* Second Revised and Enlarged Edition, 2007.

L'INFLUENCE DE L'AMORTISSEMENT D'UN SYSTEME D'ISOLATION LRB SUR LA REPONSE SISMIQUE D'UN BATIMENT

(¹)OUNIS HADJ MOHAMED, (²)OUNIS ABDELHAFID,
(³)KAAB MOHAMED ZOHEIR

(¹)Institut de Génie civil, Hydraulique & Architecture, Université Hadj Lakhdar Batna, ounis_hm@yahoo.fr

(²)Département de Génie Civil Université Mohamed Khider, BP 145 RP, 07000 Biskra, safidin@yahoo.fr

(³)Centre universitaire Oued, 039000 Oued

1. Introduction :

L'approche de la technique de l'isolation parasismique à la base et de la technique de la réponse contrôlée consiste à maîtriser les déplacements et les accélérations de l'ouvrage par conséquent à réduire les sollicitations dans ces éléments, en les maintenant à l'état élastique avec un niveau de dommages quasi nul des éléments non structuraux, cette technique permet d'une manière artificielle à allonger la période propre de l'ouvrage dans les basses fréquences à faible énergie sismique induite. Le système d'isolation choisi à la base de notre étude est le système LRB (Appui élastomère frettés avec amortisseur en barreau de plomb) qui englobe les avantages suivants d'une part joue le rôle d'un isolateur, d'autre part d'un dissipateur d'énergie.[9]

2. Modélisation du système LRB

Le système d'isolateur à base d'élastomère est l'isolateur à base d'appui fretté avec un noyau de plomb intégré à l'intérieur de l'appui. La capacité d'absorption de l'énergie du noyau en plomb réduit considérablement les déplacements latéraux. Le système devient essentiellement comme un amortisseur hystérésis, les caractéristiques de celui-ci peuvent être modélisé exactement par une équation différentielle non linéaire couplée, une boucle hystérétique typique. [4]

Le système LRB est montré dans la Figure.1.a, avec un modèle mathématique montré dans la Figure.2.b

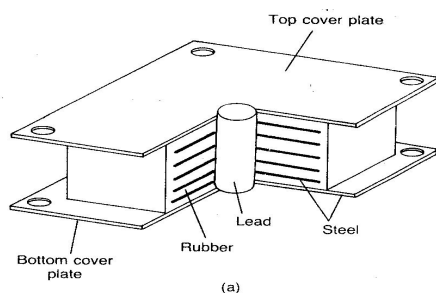


Figure1.a Appui fretté à noyau en plomb

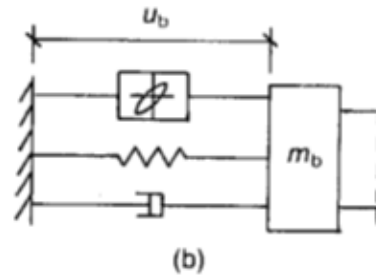


Figure1.b Modèle mathématique du système LRB Appui fretté à noyau en plomb

3. Modèle structurel du bâtiment isolé

Le modèle mathématique idéalisé de la structure du bâtiment isolé à plusieurs étages est modélisé comme une structure à deux degré de liberté dans chaque étage, monté sur un système d'isolation montré dans la Figure. 3.a, sous certaines hypothèses imposées.

Pour un tel système, les équations gouvernant le mouvement sont obtenues en considérant l'équilibre des forces pour n'importe quel degré de liberté envisagé. L'équation de mouvement de la superstructure sous l'accélération sismique du sol est exprimée sous la forme matricielle suivante :

$$[M_s]\{\ddot{x}_s\} + [C_s]\{\dot{x}_s\} + [K_s]\{x_s\} = -[M_s]\{r\}(\ddot{x}_b + \ddot{x}_g) \quad [1]$$

L'équation de mouvement correspondante de la masse à la base sous l'accélération sismique du sol est exprimé par :

$$m_b \ddot{x}_b + c_b \dot{x}_b + F_b - k_1 x_1 - c_1 \dot{x}_1 = -m_b \ddot{x}_g \quad [2]$$

4. Concept mathématique du système LRB

Le comportement force déformation du système LRB peut être modélisé de deux manières distinctes :

Hystérésis non linéaire représenté par un modèle bilinéaire (Figure 2.b)

Un modèle d'amortissement équivalent linéaire visco-élastique pour un système non linéaire (Figure 2.c)

L'équation de mouvement sera résolu numériquement en utilisant la méthode de Newmark, intégration pas à pas, en adoptant une variation linéaire de l'accélération pour un intervalle de temps très réduit $\Delta t = 0.0001$ s.

5. Etude paramétrique

Il s'agit d'un bâtiment à huit étages en béton armé de forme rectangulaire en plan de 12×24m² comportant quatre travées dans le sens longitudinal et deux travées dans le sens transversal avec une longueur de 6 m chacune. Les poutres sont de section 30×60 cm², les poteaux sont de section 50×50 cm² et la hauteur d'étage est de 3 m avec des dalles pleines de 18 cm d'épaisseur

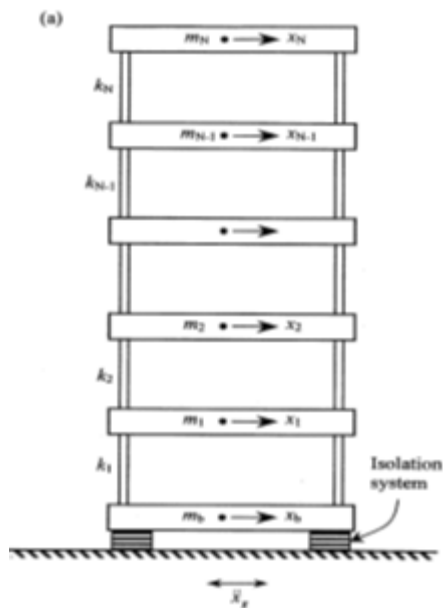


Figure 2.a Modèle mathématique d'une structure à N étage à base d'isolation LRB

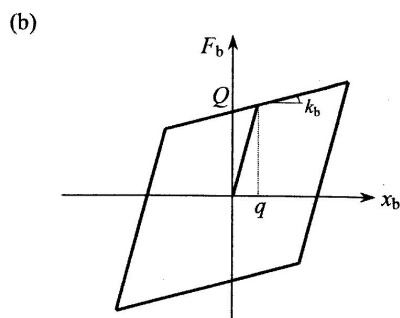


Figure 2.b Modèle hystérésis bilinéaire de la structure isolée

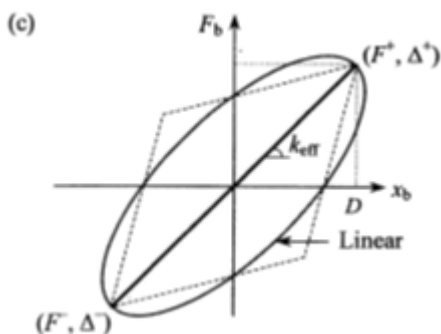


Figure 2.c Modèle équivalent linéaire de l'isolateur

Dans le but d'observer l'ampleur de la réponse sismique du bâtiment à base d'isolation LRB, une étude paramétrique qui tient compte de la variation du pourcentage d'amortissement de 8% à 35% sous différentes natures d'excitations sismiques, Les chargements sismiques considérés dans cette étude sont les suivants:

La composante d'El Centro du séisme d'Imperial Valley (1979).
 La composante d'Oakland OuterHarbor Wharf du séisme de LomaPrieta (1989).
 La composante de Lexington Dam du séisme de LomaPrieta (1989).
 La composante de SylmarCounty du séisme de Northridge (1994).
 La simulation numérique a été établie par le logiciel ETABS V9

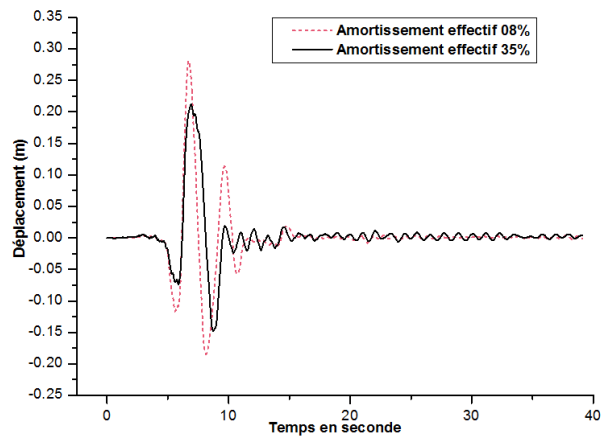


Figure 3 : Comparaison des déplacements absolus du dernier niveau avec des pourcentages d'amortissement effectif faible (8%)et élevé (35%)soumis à la composante d'El Centro du séisme d'Imperial Valley.

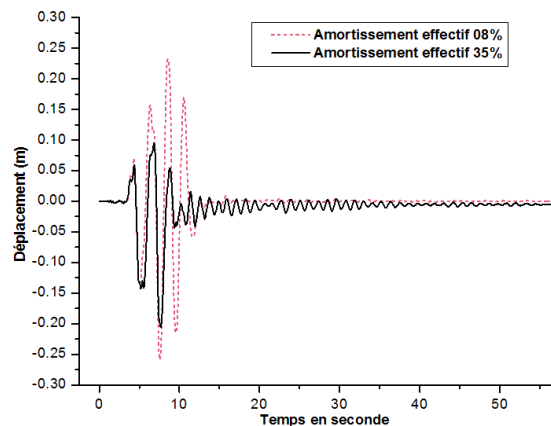


Figure 4 : Comparaison des déplacements absolus du système d'isolation avec des pourcentages d'amortissement effectif faible (8%) et élevé(35%) soumis à La composante de SylmarCounty du séisme Northridge

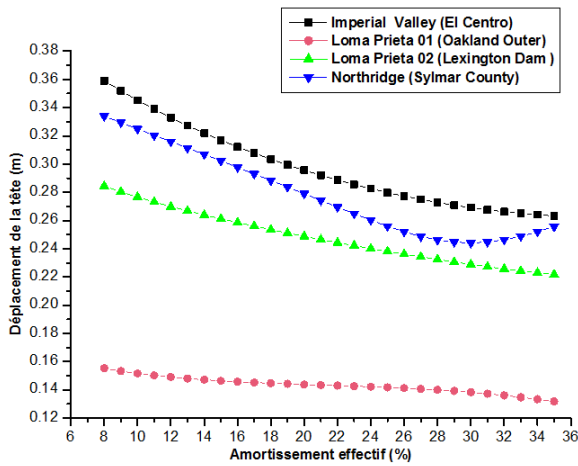


Figure 5 : Déplacements maximaux absolus du 8ème niveau avec les différents pourcentages d'amortissement effectif

6. Interprétations

6.1 Déplacements

D'après les figures (3,4 et 5), on constate que les déplacements relatifs de la superstructure et les déplacements absolus à la base sont diminués considérablement par l'augmentation de l'amortissement effectif pour toute excitation sismique prévue dans l'étude, cela est dû à la présence de barreaux de plomb LRB qui résiste aux déformations de cisaillement

6.2 Accélération

D'après la Figure 6, les accélérations maximales transmises sont augmentés dans la plage de 08 à 20 % de l'amortissement effectif, contrairement au-delà 20% on enregistre une réduction des accélérations transmises et cela pour toutes les excitations sismiques

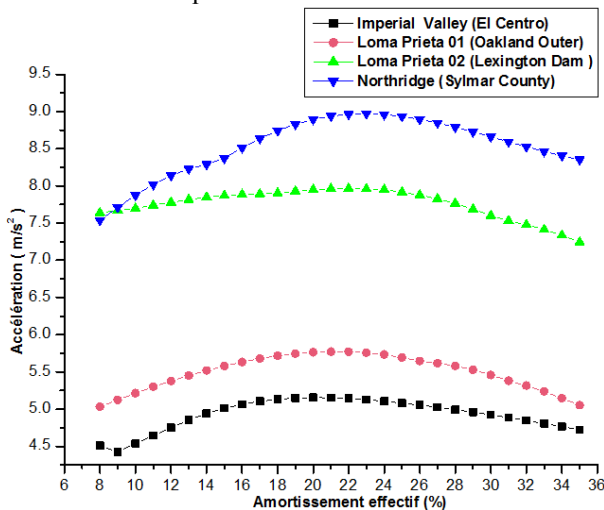


Figure 6 : Accélérations maximales absolus du 8ème niveau avec les différents pourcentages d'amortissement effectif.

6.3 Déplacements inter-étages

Les résultats représentés dans la Figure 7 montrent que les déplacements inter étages pour tous les chargements sismiques utilisés sont généralement

réduits avec l'augmentation du pourcentage de l'amortissement effectif.

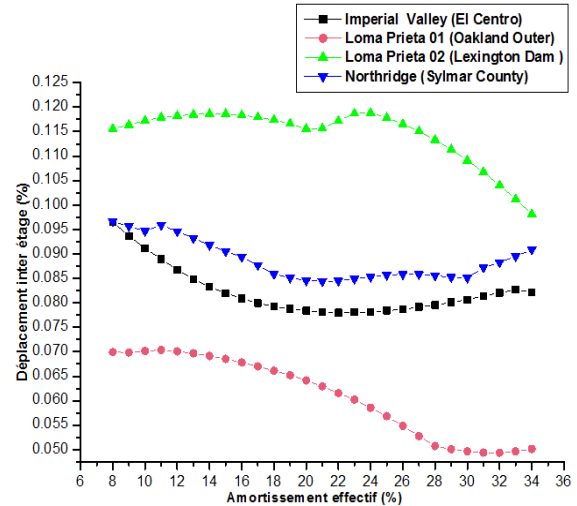


Figure 7 : Déplacements inter-étage maximaux du 8ème niveau avec les différents pourcentages d'amortissement effectif

7. Conclusion

Sur la base des résultats numériques de l'analyse paramétrique, les conclusions suivantes peuvent être déduites

Les déplacements relatifs de la superstructure ou absolus du système d'isolation sont diminués avec l'augmentation de l'amortissement effectif pour tous les chargements sismiques envisagés

Les accélérations transmises à la superstructure sont augmentés pour un amortissement effectif faible, contrairement pour un amortissement moyen à fort, elles sont réduites considérablement.

Les déplacements inter étages pour tous les chargements sismiques utilisés sont généralement réduits avec l'augmentation du pourcentage de l'amortissement effectif

L'EFFET DE LA TEMPERATURE SUR LA VIBRATION LIBRE D'UN NANOTUBE DE CARBONE MONO COUCHE TYPE ZIGZAG PAR LE MODELE NON LOCAL DE LA POUTRE TIMOSHENKO

MOHAMED ZIDOUR^{A,B}, LAZREG HADJI^{A,B}, TLIDJI YUCEF^{F,A,B}, TAHAR HASSAINE DAOUADJI^{A,B}, ABDELOUAHED TOUNSI^F ET EL ABESS ADDA BEDIA^A.

(a) Laboratoire des Matériaux et Hydrologie, Université de Sidi Bel Abbés, BP 89 Cité Ben M'hidi, 22000 Sidi Bel Abbés, Algérie.

(b) Université Ibn Khaldoun, BP 78 Zaaroura, 14000 Tiaret, Algérie.

Résumé : Sur la base de la théorie thermo élastique nonlocal on a développé le modèle élastique nonlocal de la poutre Timoshenko pour analyser la vibration libre d'un nanotube de carbone monocouche type zigzag (SWCNT) sous l'effet de la température. Le module de Young et le module de cisaillement du nanotube type zigzag sont développés par l'utilisation de l'énergie équivalente. Les résultats obtenus indiquent clairement la dépendance de la fréquence de la vibration avec la chiralité du nanotube de carbone type zigzag (SWCNT) et la variation de la température. Cette recherche sera utilisée comme référence pour l'application et l'utilisation du nanotube de carbone type zigzag.

Abstract: Based on nonlocal theory of thermal elasticity mechanics, a nonlocal elastic Timoshenko beam model is developed for free vibration analysis of zigzag single-walled carbon nanotube (SWCNT) considering thermal effect. The Young's modulus and shear modulus for the zigzag (SWCNT) are derived using an energy-equivalent model. The results obtained indicate the dependence of natural frequencies on the chirality of zigzag carbon nanotube and the temperature change. These findings are important for the application and the use of zigzag carbon nanotube.

Mots clés : nanotube; monocouche; vibration; zigzag.

1. Introduction

C'est en 1991 que S. Iijima observe pour la première fois dans un sous produit de synthèse de ces fullerènes, des structures tubulaires. Ces tubes, sont appelés nanotubes. Certain nombre d'analyses théoriques et des expériences ont

été présentées en vue d'étudier les caractéristiques mécaniques et la vibration des nanotubes de carbone, par Bower et al [1], H.S.Shen [2]; S.P. Timoshenko et al [3], Geradin et al [4], Fertis [5] ou encore Timoshenko [6].

Généralement, les facteurs liés à l'environnement introduisent des variations de déformation en l'absence de tout chargement mécanique. Les vibrations structurales sont très indésirables puisqu'elles peuvent causer des problèmes tels que la fatigue structurale, la transmission des vibrations à d'autres systèmes, le bruit interne ou externe dû au rayonnement acoustique.

Ce document a pour objet l'étude analytique de l'effet thermique sur la vibration transversale d'un nanotube de carbone monocouche type zigzag, le développement du modèle élastique nonlocal de la poutre Timoshenko et différents paramètres qui influent sur la vibration on été utilisés comme le rapport (L/d), le nombre de mode (k) et la chiralité du nanotube de carbone.

2. Approches théoriques

Le modèle de calcul (Timoshenko):

Dans le cas du modèle de poutre Timoshenko, le mouvement de vibration transverse est décrit par les équations suivantes [7]:

$$\frac{\partial V}{\partial x} + N \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial M}{\partial x} - V = \rho I \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \quad (2)$$

Où (ψ) est l'angle de rotation de la section et ($N = -EA\alpha\theta$) est la force thermique.

La force de cisaillement résultante (V) sur la section et le moment de flexion résultant (M) sont données par ces formules [8]:

$$M = \int_A y \sigma dA; \quad V = \int_A \tau dA \quad (3)$$

Où (σ, τ) sont les contraintes normales et tangentielles respectivement.

A partir de la théorie de poutre nonlocal Timoshenko, la loi de Hook est déterminée sous la forme [9]:

$$\left[1 - e0a^2 \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right] \sigma = E \varepsilon \quad (4)$$

$$\left[1 - e0a^2 \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right] \tau = G \gamma \quad (5)$$

Où (E et G) sont le module de Young et le module de cisaillement respectivement.

La déformation axiale (ε) et tangentielle (γ) sont données par [8]:

$$\varepsilon = y \frac{\partial \psi}{\partial x}, \quad \gamma = \frac{\partial w}{\partial x} + \psi \quad (6)$$

A partir des équations (3), (4), (5) et (6), le moment de flexion (M) et l'effort tranchant (V) pour le modèle nonlocal peuvent être exprimés par:

$$\left[1 - e0a^2 \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right] M = EI \frac{\partial \psi}{\partial x} \quad (7)$$

$$\left[1 - e0a^2 \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right] V = \beta AG \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \psi \right) \quad (8)$$

Où (β) est le coefficient correcteur de cisaillement, sa valeur est (9/10) pour les sections circulaires.

A partir des équations (1), (2), (3), (4), (5), (6), (7) et (8) on trouve l'équation différentielle.

$$EI \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} - \beta AG \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \psi \right) - \left(1 - e0a^2 \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right) \left[\rho I \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \right] = 0 \quad (8)$$

Considérons un nanotube mono couche simplement appuyé de la longueur (L), ainsi les modes vibratoires de ce nanotube est de la forme: [10]

$$w(x,t) = \bar{W} e^{i\omega t} \sin(\lambda x), \quad \psi(x,t) = \bar{\psi} e^{i\omega t} \cos(\lambda x), \quad \lambda = \frac{k\pi}{L} \quad (9)$$

La solution de l'équation (8) nous donne:

$$\omega_{NT} = \sqrt{\frac{1}{2} \left(\alpha \pm \sqrt{\alpha^2 - 4\delta} \right)} \quad (10)$$

Où

$$\alpha = \frac{N\lambda^2}{\rho A} + \frac{\beta I G \lambda^2 + \beta A G + E I \lambda^2}{\rho I (1 + e0a^2 \lambda^2)} \quad (11)$$

$$\delta = \frac{E \beta G \lambda^4}{\rho^2 (1 + e0a^2 \lambda^2)^2} + \frac{N \lambda^2 (E I \lambda^2 + \beta A G)}{\rho^2 A I (1 + e0a^2 \lambda^2)} \quad (12)$$

Le module de Young d'un nanotube de carbone type zigzag :

Wu et al. [13] développent une relation qui définit la valeur du module de Young d'un nanotube de carbone type zigzag en fonction de leur chiralité.

$$E_z = \frac{4\sqrt{3}KC}{9Ct + 4Kl_0^2 (\lambda_{z1}^2 + 2\lambda_{z2}^2)} \quad (13)$$

Où K et C sont des constantes (K/2= 46900 kcal/mol/nm², C/2= 63 kcal/mol/rad²)

Les paramètres $\lambda_{z1}, \lambda_{z2}$ sont donnés comme suit :

$$\lambda_{z1} = \frac{-3\sqrt{4 - 3\cos^2(\pi/2n)}\cos(\pi/2n)}{8\sqrt{3} - 2\sqrt{3}\cos^2(\pi/2n)} \quad (14)$$

$$\lambda_{z2} = \frac{12 - 9\cos^2(\pi/2n)}{16\sqrt{3} - 4\sqrt{3}\cos^2(\pi/2n)}$$

3. Résultats et analyses

Jiang et al. [11], ont indiqué que les coefficients de dilatation thermique pour les nanotubes de carbone sont positifs à haute température, ($\alpha^0 = 1.1 \times 10^{-6} K^{-1}$) [8]. Sous l'effet de la température les coefficients de dilatation thermique des nanotubes de carbone sont considérés comme une fonction de changement de la température [12]:

$$\alpha = \alpha^0 (1 + 0.002\theta) \quad (15)$$

Où (α^0) est le coefficient de dilatation thermique du nanotube de carbone dans le cas de la température de référence d'environnement.

Pour étudier l'effet de changement de la température sur la vibration du nanotube, les résultats incluent l'effet thermique et les paramètres non locaux sont comparés. En outre, les caractéristiques de vibration de différents nanotubes type zigzag (SWCNTs) sont comparées pour bute d'explorer l'effet de la chiralité.

Les rapports des fréquences avec le changement de la température et le paramètre non local à ceux qui n'ont pas de changement de température ou d'un paramètre non locale sont respectivement donnés par:

$$\chi_N = \frac{\omega_{NT}}{\omega_{LT}} ; \quad \chi_{th} = \frac{\omega_{NT}}{\omega_{NT}^0} \quad (16)$$

Où (ω_{NT}, ω_{LT}) sont les fréquences basées sur le modèle nonlocal et local Timoshenko respectivement incluent l'effet thermique, et la fréquence (ω_{NT}^0) est basée sur le modèle non local Timochenko sans effet thermique.

Les paramètres utilisés dans nos calculs pour le nanotube de carbone monocouche type zigzag (SWCNT) sont donnés comme suit: l'épaisseur effective du nanotube ($t = 0.258 \text{ nm}$) [13], la masse volumique ($\rho = 2.3 \text{ g/cm}^3$).

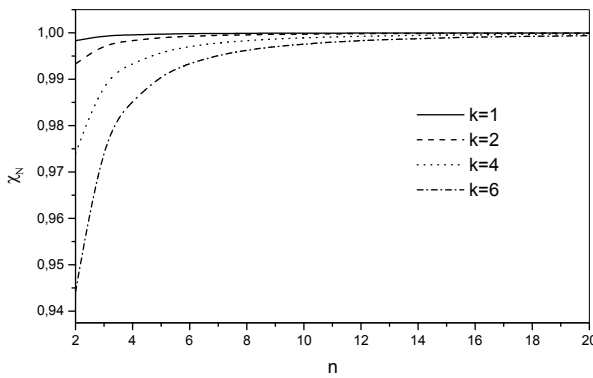


Fig. 1: La relation entre le rapport des fréquences (χ_N), la chiralité (n) et le nombre de mode (k) ou ($\theta = 40K, L/d = 40$).

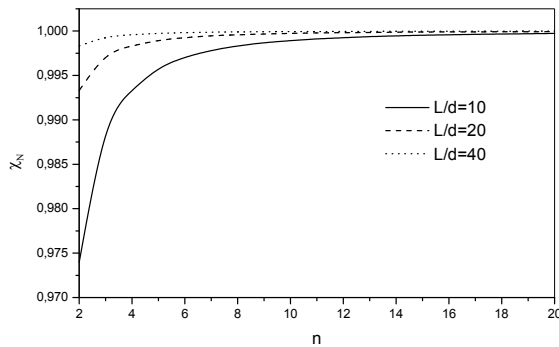


Fig.2: La relation entre le rapport des fréquences (χ_N), la chiralité (n) et le rapport (L/d) ou ($\theta = 40K, k = 1$).

Les (fig.1 et 2) illustrent la dépendance du rapport de fréquences (χ_N) sur la chiralité (n) de nanotube de carbone type zigzag. Il est vu clairement sur ces figures que pour un nanotube type zigzag avec une chiralité (n) plus grande, la dépendance devient très faible. Ce phénomène signifie que pour un nanotube de carbone avec des indices de mailles plus petites (n) a une grande courbure. En outre, la chiralité des nanotubes n'a pas un grand effet sur (χ_N) lorsque le mode fondamental est pris en considération ($k=1$).

Il peut être vu à partir de la (fig.1) que l'effet nonlocal sur les rapports de fréquences (χ_N) diminue avec l'augmentation de l'indice de chiralité (n) et devient plus importante à l'augmentation de nombre de mode (k). Tandis que l'effet nonlocal devient moins important avec l'augmentation du rapport (L/d) cela est montré dans la (fig. 2). Par conséquent, il est clair que l'effet à petite échelle est important pour les nanotubes courts.

L'effet de changement de la température sur les fréquences de vibration est présenté dans la (fig.3) avec le rapport ($L/d=40$) et le mode vibratoire ($k=1$). Il est vu que les rapports de fréquences (χ_{th}) varie linéairement avec le changement de température. En outre, un nanotube type zigzag avec un indice de chiralité (n) plus élevé aura une petite fréquence fondamentale.

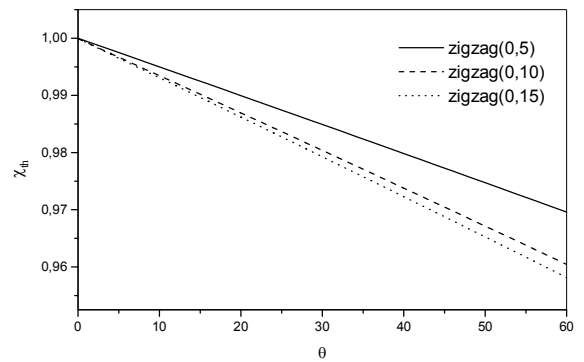


Fig.3: L'effet thermique sur la fréquence de vibration pour différents nanotubes de carbone monocouche type zigzag.

4. Conclusions

Les valeurs du rapport de fréquences (χ_N) d'un nanotube de carbone diminuent avec l'augmentation du nombre de mode (k) et augmentent avec l'augmentation du rapport (L/d) et l'indice de chiralité (n). Les rapports de fréquences (χ_{th}) varie linéairement avec le changement de température et inférieurs à l'unité. Les rapports de fréquences diminuent avec l'augmentation de la variation de température et la chiralité du nanotube de carbone.

Bibliographies

- C. Bower, R. Rosen, L. Jin, *Applied Physics Letters* (1999) 74 (22), 3317–3329.
- H. S. Shen, *International Journal of Solids and Structures*. 43 (2001), 1259–1281.
- S. P. Timoshenko, J. N. Goodier, *Theory of Elasticity*, third ed. McGraw-Hill, New York. (1970).
- D. Geradin, M. Rixen. Masson, 1993.
- D.G. Fertis. Mechanical and structural vibrations. *Wiley interscience*, 1995.
- S. Timoshenko. Théorie des vibrations. Librairie polytechnique Ch. Béranger, 1939.
- Moreles M A, Botello S and Salinas R 2005 *J. Sound Vib.* 284 1119
- A. Benzair, A. Tounsi, A. Besseghier, H. Heireche, N. Moulay, L. Boumia, *J. Phys. D: Appl. Phys.* 41 (2008) 225404 (10pp)
- H. Heireche, A. Tounsi, A. Benzair, *Nanotechnology* 19 (2008) 185703.
- Zhao Y, Ma C C, Chen G and Jiang Q 2003 *Phys. Rev. Lett.* 91 175
- K. Jiang, Q. Li, S. Fan, *Nature*, 419 (2002) 801.
- H.S. Shen, *Int. J. Solids Struct.* 43 (2001) 1259.
- Y. Wu, X. Zhang, A.Y.T. Leung, W. Zhong, *Thin-Walled Structures* 44 (2006) 667–676

MAITRISER SA MAINTENANCE C'EST GARANTIR LA DISPONIBILITE DE CES EQUIPEMENTS ET SA PRODUCTION

M. TALEB¹, R. CHAIB², I. VERZEA³

¹Poste graduée, Département d'électromécanique minière,
Université Larbi Tebbessi, Tébessa, Algérie

E-mail : taleb_mounia@yahoo.fr

²laboratoire ingénierie de transport et environnement,
Université Mentouri Constantine, Algérie

E-mail : R3chaib@yahoo.fr

³Technical University Gh. Asachi Iasi, Romania.

Résumé : L'efficacité de la maintenance des systèmes industriels est un enjeu économiquement majeur dans l'actuelle industrie stratégique des ciments pour un pays comme l'Algérie ou des prises de décision rapides et efficaces s'imposent. Cet article a pour but de montrer l'utilisation de l'analyse vibratoire dans le domaine de la localisation des défaillances (diagnostic) et de l'anticipation ou de la prédiction des éventuelles dégradations pouvant affecter un système et aussi d'identifier les causes de ces défaillances.

Abstract : The effectiveness of the maintenance of industrial systems is a major challenge in the current economically strategic industry of cement for a country like Algeria or rapid decision-making and effective action. This article aims to demonstrate the use of vibration analysis in the field of fault isolation (diagnosis) and anticipation or prediction of any damage that may affect a system and also to identify the causes of these failures.

Mots clés : Cimenterie, panne, diagnostic, analyse vibratoire, maintenance.

introduction

L'efficacité de la maintenance des systèmes industriels est un enjeu économique majeur pour leur exploitation commerciale. Les principales difficultés et sources d'inefficacité résident dans le choix des actions de maintenance à entreprendre. Ainsi pour éviter des arrêts de production imprévus et des retombées économiques considérables qui en découlent, il faut surveiller en permanence ces équipements et "traquer" tous les signes précurseurs de défauts avant qu'il ne soit trop tard. Désormais, les opérations de maintenance peuvent s'avérer lourdes de conséquences pour plusieurs raisons. Tout d'abord, ces interventions peuvent nuire à la fiabilité. Elles nécessitent souvent un arrêt de fonctionnement du système. Dans ce cas, durant toute la phase de maintenance, le système n'est pas opérationnel. Plus la phase de maintenance est longue, plus elle est coûteuse dû à l'indisponibilité du système. Par conséquent la phase de maintenance doit idéalement être

réduite aux opérations consistant à remplacer, sans tâtonnement, les équipements réellement en panne [1]. C'est le cas de l'industrie du ciment qui dispose de machines et d'installations complexes ou l'attente de la casse n'est plus économique et les interventions systématiques sont souvent inutiles :

coûteuses en pièces de rechange, main d'œuvre et perte de production [2, 3],

déliés parce que les exigences de haute sécurité, la réduction des coûts d'exploitation et la maîtrise de la disponibilité de ces équipements s'imposent [4].

Désormais, une action de maintenance consiste à remplacer les équipements du système qui sont en panne et qui ne sont plus capables de réaliser leur fonction sans perturbation de la fiabilité de système [5], tout en évitant les erreurs humaines inévitables, lors des arrêts et des remises en service. Tous ces impératifs donnent au service de la maintenance un rôle éminent tout en fournissant, malgré la complexité et l'âge des équipements, un diagnostic fiable et facilement interprétable. Ainsi arriver à minimiser le temps d'immobilisation et de réparation, objectif de ce travail.

2. Méthode et Matériel

Dans ce travail, on fait appel à l'outil d'approche le plus utilisé dans la maintenance conditionnelle [5], l'analyse vibratoire, durant les procédures de surveillance et de diagnostic. L'approche conditionnelle qui se base sur l'inspection avant une décision de réparation, peut être abordée en deux étapes : la surveillance et le diagnostic, figure 1. La surveillance est basée sur un suivi périodique d'indicateurs de dégradations qui en cas de dépassement de seuils, informent sur la présence d'un défaut, niveau globale, qu'il faudra détecter avec plus de précisions, analyse spectrale.

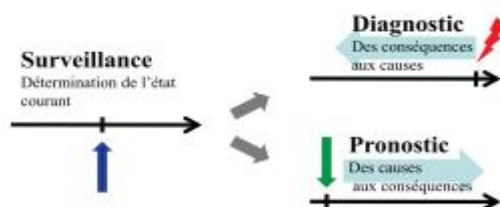


Fig.1: Principe d'un diagnostic [6]

Ce travail consiste à la surveillance d'un équipement commande ventilateur R1S07 de la zone cru de la cimenterie de Elmalabiod, composé essentiellement d'un moteur, d'un réducteur et d'un ventilateur.

2.1. Matériel utilisé

- Un collecteur analyseur : MOVI PACK
- Accéléromètre : ASH 201
- Logiciel d'analyse vibratoire : ONE PROD (XPR 300)

Un système de surveillance a été adopté par le service maintenance suite à un bruit constaté et signalé par les

ouvriers travaillant sur la chaîne de production du ciment. un intérêt tout particulier est porté aux paliers, car ces derniers constituent le chemin de passage privilégié pour les vibrations. Nous avons configuré huit points de mesures pour évaluer le comportement des équipements.

Discussion et conclusion Moteur

Constat :

- Les niveaux vibratoires globaux relevés en accélération sont acceptables.
- Les Niveaux vibratoires globaux relevés en vitesse sont acceptables.
- Facteur défaut de roulement acceptable.

En conclusion le comportement vibratoire global du moteur est stable à un seuil acceptable.

Réducteur B.C.S.A

Les mesures relevées à l'entrée et à la sortie du réducteur en analyse globale sont respectivement représentées dans les figures 2 et 3.

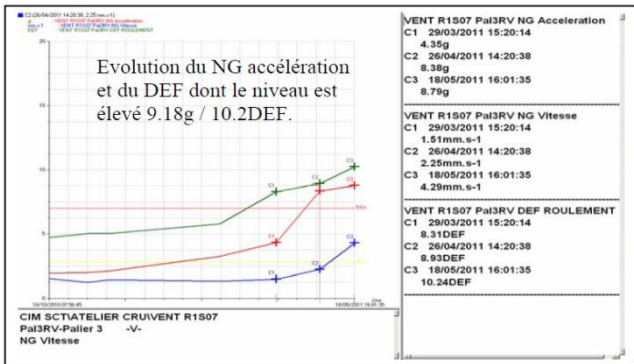


Fig. 2.a : Courbe de tendance du NG accélération, vitesse et DEF réducteur.

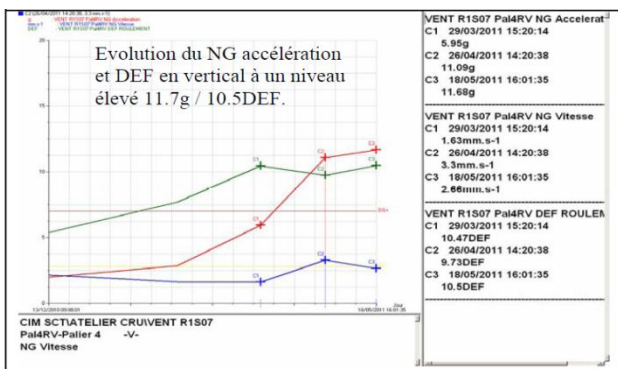


Fig. 2.b : Courbe de tendance du NG accélération, vitesse et DEF réducteur.

Constat : - Les niveaux vibratoires globaux relevés en vitesses et en accélération sont élevés et le facteur du défaut de roulement est aussi élevé.

- Evolution du NG accélération et du DEF dont le niveau est élevé 9.18g / 10.2DEF ;

- Evolution du NG accélération et DEF en vertical à un niveau élevé 11.7g / 10.5DEF.

Pour avoir plus de précision sur ce comportement nous passons à l'analyse spectrale, figure5.

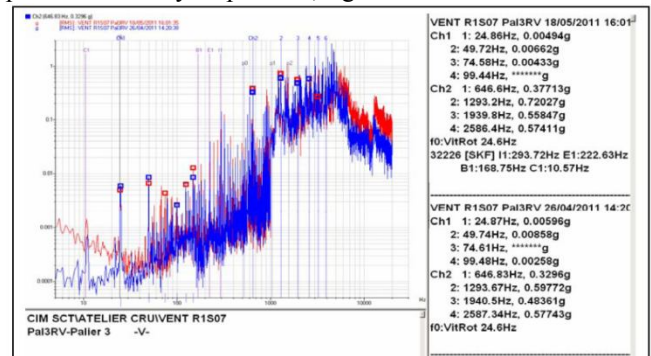


Fig.3: Spectre mai 2011.

Pour avoir plus de précision sur l'état de santé du roulement, nous faisons recours à l'analyse d'enveloppe (Détection de défaut de roulement), figure 4.

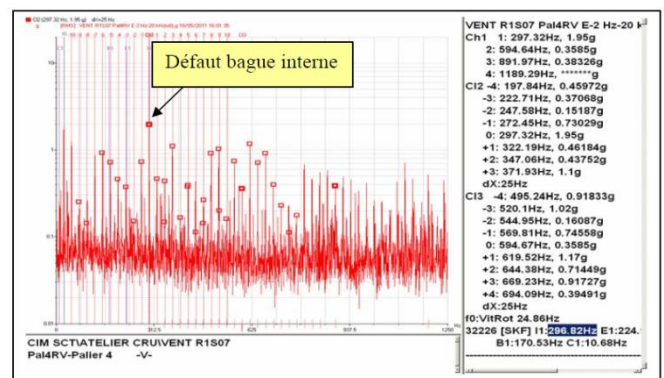


Fig. 4: Analyse d'enveloppe

Constat : - Evolution de l'amplitude de la deuxième harmonique de la fréquence d'engrènement à l'entrée du réducteur de 0.57g à 0.63g.

- Bandes latérales (modulation) autour de la fréquence d'engrènement espacées par la fréquence de rotation de l'arbre de sortie PV 10.93Hz.

- Peigne de raie à la fréquence 296.88Hz qui correspond à la fréquence de défaut bague interne du roulement palier 4 de l'arbre GV (voir analyse d'enveloppe).

2.4. Paliers ventilateur

L'Analyse en niveau global nous a donné les résultats suivants, figure6.

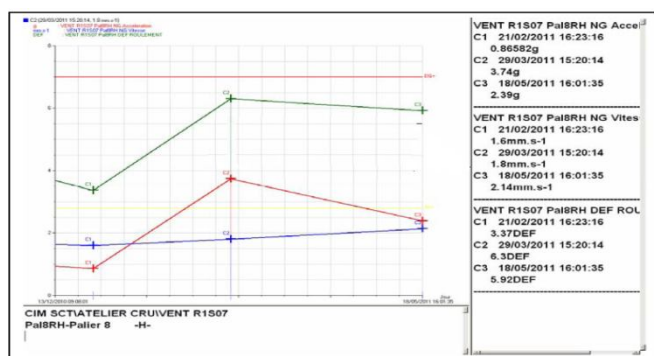


Fig. 5 : Courbe de tendance du NG accélération, vitesse et DEF du palier 8.

Constat : Faible évolution du NG vitesse de 1.8 à 2.14mm/s dont le seuil reste acceptable.

- Les Niveaux vibratoires globaux relevés en accélération sur les paliers du ventilateur sont tolérables.
- Les Niveaux vibratoires globaux relevés en vitesse sur les paliers ventilateur sont acceptables.
- Facteur défaut de roulement tolérable.

Pour avoir plus de précision sur le comportement du ventilateur, nous passons à l'analyse spectrale, figure 6.

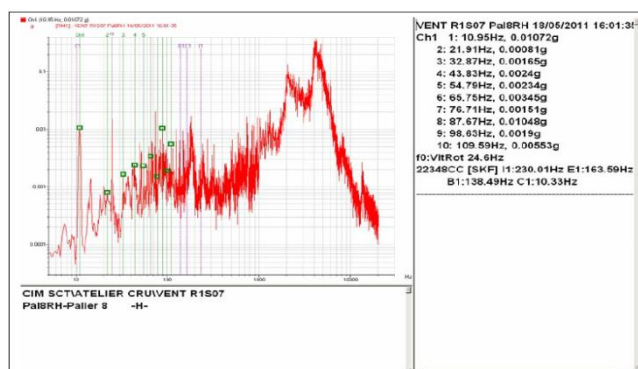


Fig. 6 : Analyse Spectrale

Constat : - Balourd ventilateur acceptable 0.01g à 10.95 Hz.

Le spectre d'enveloppe fait apparaître défaut de bague interne de 1.95g (seuil danger) avec présence de bandes latérales à la fréquence de rotation de l'arbre GV qui nécessite un changement de roulement dans les meilleurs délais.

Conclusion

La maîtrise technique et industrielle de l'outil de production repose notamment sur la maintenance courante des matériels et des systèmes, et leur maintenance exceptionnelle qui est en relation avec leur fin de vie technique. Dans son sens le plus général, la maintenance ne se limite pas aux actions

correctives menées sur les équipements, comme la réparation ou le remplacement mais elle vise à s'assurer que les machines sont en permanence aptes à remplir la fonction qu'on attend d'eux, dans de bonnes conditions de sécurité et de rentabilité. Parmi ces actions, on peut citer les contrôles des équipements, fondamentaux pour porter un diagnostic sur l'état de ces derniers. Ainsi, il faut que les industrielles veillent à ce que les exploitants d'installations et machines stratégiques de point de vue (économique et sécuritaire) mettent en œuvre des politiques de maintenance adaptées aux enjeux de sûreté et de sécurité, dans le souci de la qualité et de la compétitivité. Désormais, dans la pratique, les installations vieillissent et sur le marché la compétitivité devient une préoccupation importante des industriels. De ce fait, il est indispensable que la maintenance reste adaptée au rôle important qu'elle doit jouer dans la prévention des incidents et des arrêts imprévus: détecter et corriger les défauts avant qu'ils ne compromettent la santé des équipements, voire la production et la sécurité dans l'entreprise. L'analyse vibratoire permet d'établir des fichiers permettant de connaître l'évolution passée de l'état de la machine et prévoir les dates d'intervention sûre, intervenir juste avant que la panne ne survienne et effectuer le remplacement à bon escient. Ce qui permet d'améliorer le fonctionnement des machines et les amener à un niveau dépassant souvent les spécifications d'origines de l'équipement. Ainsi, la phase de maintenance doit idéalement être réduite aux opérations consistant à remplacer, sans tâtonnement, les équipements réellement en panne et faire de la maintenance sélective : « *Le signal vibratoire est l'identité de la machine* ».

Références

- Pauline RIBOT, Vers l'intégration diagnostic/pronostic pour la maintenance des systèmes complexes, Doctorat de l'université de Toulouse, 2009.
- R. Chaib, A. Benretem, S. Teyar and I. Verzea, *Management of maintenance by vibratory analysis case: a planetary reducer*, *World Journal of Engineering*. Vol.4, N°.1 (2007), Pp 22-27. Sun Light Publishing, Canada. ISSN: 1708-5284.
- Rachid Chaïb, Ahmed Bellaouar, Mohamed Benidir, Ion Verzea, *For a better control of the availability of the industrial equipments*, *Recent revue*, Vol. 11 (2010), No. 1 (28), March 2010, Pp.7-10 ; Brasov-Romania, ISSN 1582-0246.
- Mounia Taleb, Rachid Chaib et Yahyia Chetouani, Pour promouvoir une culture de santé et de sécurité au travail dans les cimenteries, Congrès International en Génie Industriel et Management des Systèmes CIGIMS 2012 Faculté des Sciences et Techniques de Fès, Fès 18 – 19 Avril 2012, Maroc.
- A. Boulanger, C. Pachaud, *diagnostic vibratoire en maintenance préventive*, Dunod, Paris 1988.
- Flavien Peysson, diagnostic des systèmes, C94, aide au diagnostic, d'après le support de cours de Hassan Noura ; Polytech Marseille.

L'ANALYSE VIBRATOIRE, OUTIL PRECIEUX POUR LES MACHINES TOURNANTES

¹BENSACI MAHMOUD ET ²RACHID CHAIB

¹département de génie mécanique, Université 20Aout55 Skikda

²Laboratoire de mécanique, Université Mentouri Constantine

Résumé : La production de l'électricité dispose des machines et d'installations de plus en plus performantes et complexes ou les exigences de haute sécurité, la réduction des coûts d'exploitation et la maîtrise de la disponibilité des équipements s'imposent. Ces impératifs donnent au service de la maintenance un rôle prépondérant et ne doit permettre de n'intervenir qu'en présence d'éléments défectueux tout en fournissant, malgré la complexité des équipements, un diagnostic fiable et facilement interprétable. Ainsi arriver à minimiser le temps de réparation. La vibration, identité de la machine, est un indicateur d'état très important pour les machines tournantes car il permet, sans arrêter la production, de connaître l'état de fonctionnement des machines sans les endommager, de faire une intervention préventive évitant la dégradation des machines et permettre d'avoir une meilleure connaissance des causes de défaillances.

L'objectif de ce travail est de répondre aux impératifs industriels imposés par la concurrence du marché, dans le contexte de la surveillance et de la détection précoce de la détérioration des roulements. Cette approche permet de développer une nouvelle forme de maintenance communément appelée maintenance conditionnelle.

Mots clés : Détection précoce, maintenance conditionnelle, pannes, paliers lisses, gestion, signature vibratoire.

1-Introduction

Les pannes imprévues sont quelques fois très coûteuses [1,2]. La perte de production pendant les réparations engendre un manque à gagner qui peut affecter les bénéfices de l'entreprise [2].

Si l'on y ajoute les problèmes de sécurité insuffisante pour le personnel, la qualité de production amoindrie et la perte éventuelle de réputation pour l'entreprise, il devient évident que de telles pannes ne doivent pas être tolérées [3].

Pour régler ce problème, il faut trouver une nouvelle approche maintenance dans les ateliers [2,4].

Les méthodes traditionnelles de maintenance se contentent de faire fonctionner les machines jusqu'à rupture, ou bien d'effectuer la maintenance à intervalles fixes [4]. La première approche concerne les machines peu coûteuses et dupliquées, lorsqu'une perte de production peut être tolérée sur une unité.

La seconde méthode, appelée maintenance préventive, présente le risque que des machines en parfait état de marche soit arrêt inutilement, soit des machines sur le point de tomber en panne soient inconsciemment laissées sans surveillance.

Désormais, L'approche moderne consiste à mesurer l'état d'une machine pendant son fonctionnement afin de n'intervenir que lorsque les paramètres l'indiquent, cette méthode est appelée maintenance conditionnelle (prédictive).

Pour que la maintenance conditionnelle soit efficace, il faut des mesures précises et fiables de l'état des machines [5].

Un certain nombre de variables des machines peuvent être utilisées: la température, la pression d'huile. Cependant, l'expérience a montré que le paramètre le plus fiable qui donne le plus précocement et de la meilleure façon l'état de détérioration d'une machine tournante est la vibration [5,6,7].

Toutes les machines vibrent et au fur et à mesure que l'état de la machines se détériore (Déséquilibre d'un arbre, défaut de roulement ou de boîte de vitesse) le niveau de vibration augmente [5,8,9].

En mesurant et en surveillant le niveau de vibration produit par une machine, on obtient un indicateur idéal sur son état de santé.

Si l'augmentation de vibration de la machine permet de détecter un défaut, l'analyse des caractéristiques de vibration de la machine permet d'identifier la cause.

On peut ensuite en déduire avec précision le délai avant qu'il ne devienne critique [2].

Dans notre travail, nous donnons une méthodologie pour l'application de l'analyse fréquentielle en maintenance conditionnelle (prédictive) dans le cas d'une moto compresseur 62 CM 101 A [10].



Fig. 1: moto compresseur type 62CM101 A

2- rôle et principe de fonctionnement du groupe:

Les compresseurs de gaz de régénération sont à un seul étage et du type centrifuge entraîné par moteur; l'un est normalement en service et l'autre en secours. Ils peuvent être commandés soit localement en mode manuel soit à distance en mode manuel ou automatique, ce choix se fait en salle de contrôle à partir de l'écran / clavier.

Les compresseurs sont munis d'un système de déclenchement qui arrête la machine dans la situation suivante :

- niveau haut dans le séparateur de gaz de régénération.
- pression basse de l'huile de graissage.
- température élevée à l'aspiration.

d) débit bas à l'aspiration.

e) arrêt d'urgence ESD-1

Le débit de gaz à travers le compresseur de gaz de régénération 62 CM 101 A est réglé par le régulateur FIC-202 qui mesure le débit vers l'aspiration du compresseur et actionne la vanne de régulation du by-pass de débit minimum. Il y a un événement de mise à la torche sur la ligne commune d'aspiration des compresseurs.

Il permet la régénération des sécheurs même si les compresseurs de régénération sont inutilisables.

Le gaz de régénération provenant du refoulement des compresseurs rejoint le gaz d'alimentation en amont la tour de contact d'amine ou en amont des sécheurs.

3- Description du système de surveillance

Les relevés vibratoires sont faits périodiquement par une équipe spécialisée au « section de la maintenance conditionnelle » du complexe GL1K de Skikda. Elle est équipée d'un « vibrotest 60 » et un accéléromètre « AS-065 » et un logiciel d'analyse Vibroexpert CM-400 qui ont les caractéristiques que nous allons citer ultérieurement.

3.1 -Points de mesures

Les points sont relevés sur les paliers de la machine dans les deux directions horizontale et axiale.

Point 1 : palier du moteur coté ventilateur de refroidissement.

Point 2 : palier du moteur coté accouplement.

Point 3 : palier du multiplicateur.

Point 4 : palier du compresseur.

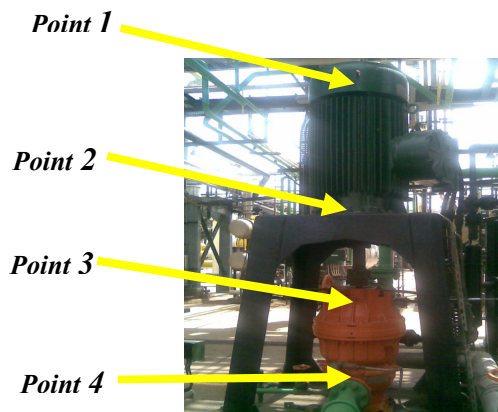


Fig. 2 : représentation des points de mesure

4-Caractéristiques techniques du groupe:

Le groupe moto compresseur 62 CM 101 A se compose principalement d'un moteur alternatif qui a les caractéristiques suivantes :

P=250 KW.

N=2960 tr /min.

Fréquence de rotation $f_r = 49,33 = 50$ (Hz)

4.1 -Caractéristiques des roulements

Fréquence caractéristique du roulement type 6219 au niveau du palier moteur coté ventilateur :

Nombre éléments roulants (billes) = 10

Diamètre bille = 23,813 mm

Fréquence cage $f_c = 20,2267$ (Hz)

Fréquence corps roulants $f_{cr} = 265,611$ (Hz).

Fréquence bague externe $f_{be} = 202,316$ (Hz).

Fréquence bague interne $f_{bi} = 290,468$ (Hz).

Fréquence caractéristique du roulement type 7219 BGM au niveau du palier moteur coté accouplement :

Nombre éléments roulants (billes) = 15

Diamètre bille = 23,83mm

Fréquence cage $f_c = 21,2627$ (Hz)

Fréquence corps roulants $f_{cr} = 269,261$ (Hz)

Fréquence bague externe $f_{be} = 319,039$ (Hz)

Fréquence bague interne $f_{bi} = 420,912$ (Hz)

5 - Les relevées spectrales du défaut

5.1 -Valeurs niveaux globaux en g_{eff} :

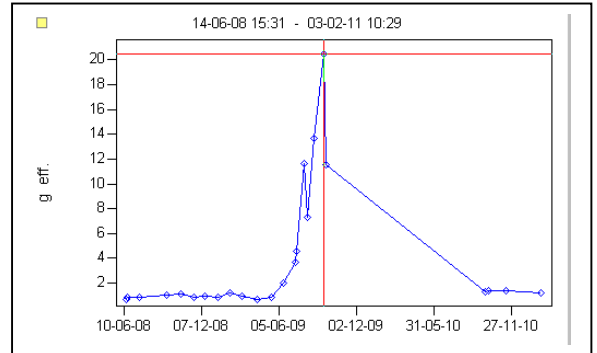


Fig.5.11: valeurs globales en g_{eff} , point 1V,

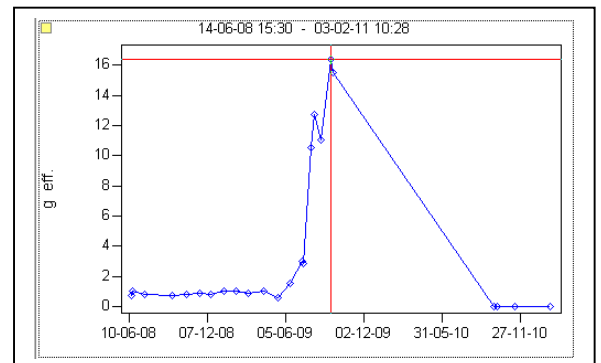


Fig.5.12 : valeurs globales en g_{eff} , point 1H

5.2 - Analyse des tendances

Les niveaux globaux de vibration de la machine en $A_{cc} = 20,47 g_{eff}$ (fig.5.11) et $A_{cc} = 16,38 g_{eff}$ (fig.5.12). Ces valeurs dépassent clairement le seuil d'alarme supérieur fixé par l'entreprise (11 g_{eff}).

Pour identifier le type de défaut et comme l'analyse niveau global ne permet pas de qualifier le défaut, donc il est devenu nécessaire de passer à l'analyse spectrale (fig.5.21et 5.22) afin de faire un diagnostic et identifier le défaut. Ces figures illustrent bien les spectres du défaut au niveau du ventilateur groupe moto compresseur.

- Spectres avant intervention sur la machine

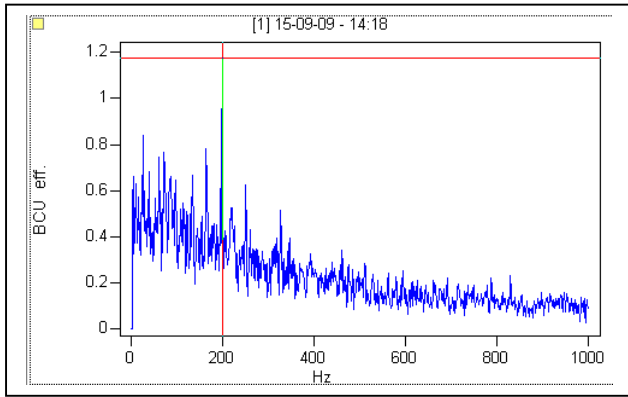


Fig.5.21 : Spectre point 1 H

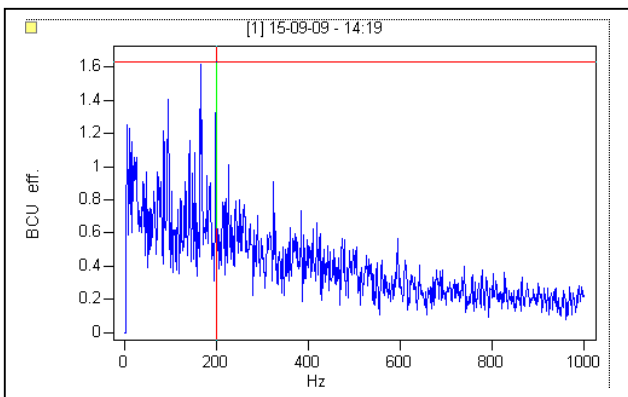


Fig. 5.22 : Spectre point 1 V

- Spectres après intervention sur la machine

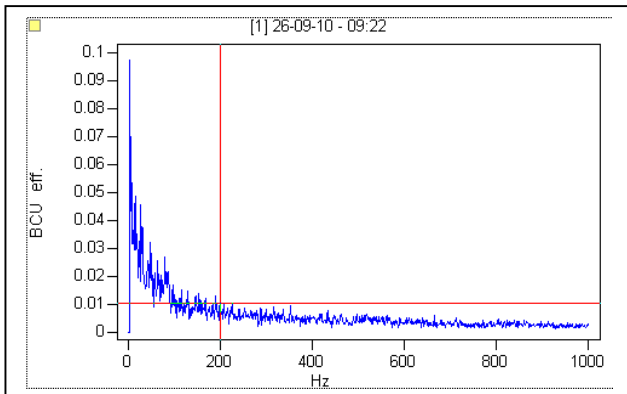


Fig.5.23 : Spectre point 1H

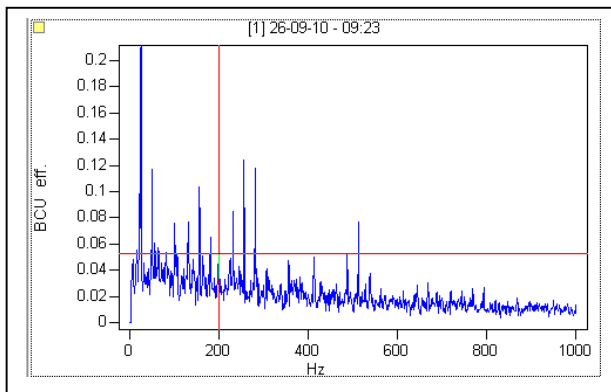


Fig. 5.24 : Spectre point 1V.

6 – Constat

L'analyse spectrale en forme BCU_{eff} , nous permet de faire les constatations suivantes. On remarque bien dans les spectres des figures (5.21 et 5.22) qu'il y a une anomalie traduite par une augmentation d'amplitude qui est de 1,63 BCU_{eff} point 1V et de 1,176 BCU_{eff} point 1H de la fréquence fondamentale qui est de 198,8 Hz. Cette dernière composante correspond à la fréquence de la bague externe du roulement qui est de $f_{be}=202,316$ (Hz), qui nous donne la confirmation de l'existence d'un défaut de roulement, cette valeur est inadmissible par rapport à la norme établie par l'entreprise, alors qu'il dépasse largement le seuil d'alarme qui est de 0,1 BCU_{eff} . L'analyse spectrale confirme le défaut : c'est un défaut de roulement.

7- Conclusion

L'opération de maintenance préconisée est le changement de roulement, après cette opération, les mesures expérimentales et la comparaison des pics des spectres avec les seuils d'alarme fig,5.23 et fig,5.24 n'ont exprimé aucune valeur d'amplitude dépassant les valeurs de seuils. L'examen de toutes ces figures montre le rôle essentiel que joue le traitement du signal dans l'identification du défaut. Cet exemple illustre bien le fait que l'analyse spectrale est une technique d'investigation fiable qui nécessite de la part de l'opérateur une connaissance de la cinématique précise de la machine et des images vibratoires des défauts susceptibles d'affecter la machine et par conséquent faire de la maintenance sélective, voir cibler la composante défectueuse.

8 -Bibliographie

- [1] La maintenance prédictive pour les machines tournantes. Symposium au service de l'entreprise Qualima 01-Tlemcen 2004.
- [2] Chaib rachid La maintenance et la sécurité industrielle dans l'entreprise. Dépôt légal 460-2007 bibliothèque nationale.
- [3] Jean Héng Pratique de la maintenance préventive, mécanique, pneumatique, hydraulique, électricité, froid. Dunod, paris 2002. ISBN 210 00 65610
- [4] Chaib rachid La maintenance industrielle. Editions université de Constantine 2003/2004.
- [5] Philippe Estoq. Thèse doctorat. Une approche méthodologique numérique et expérimentale d'aide à la détection et au suivi vibratoire de défaut d'écaillage de roulement à billes (16 déc. 2004).
- [6] Bruel & Kjaer vibro, Stage de maintenance conditionnelle. 27 au 29 mai 2002.
- [7] Bruel & Kjaer vibro. Analyse vibratoire MC-vibration. Rév. A septembre 2001.
- [8] Bruel & Kjaer vibro. Diagnostic des défauts par analyse vibratoire.
- [9] David augeix. Analyse vibratoire des machines tournantes (technique de l'ingénieur).
- [10] M. Bensaci ; L'analyse vibratoire, outil précieux pour la détection précoce des défauts des roulements; Mémoire de Magister ; 2008.

DYNAMIQUE NON-LINEAIRE DES STRUCTURES ASSEMBLEES PAR DES METHODES DE SYNTHESE MODALE

D. SARSRI¹, L. AZRAR²

¹ LTI, ENSA, Université Abdelmalek Essaadi, Tanger, Maroc ; dsarsri@yahoo.fr

² Equipe MMC, FST, Université Abdelmalek Essaadi, Tanger, Maroc ; lazrar@uae.ma

1. Introduction

L'analyse des vibrations non linéaires est une thématique actuelle, importante et indispensable tant d'un point de vue académique qu'industriel vu qu'elle touche de nombreux domaines, tels que l'aéronautique, le génie civil, l'automobile, etc.

Pour les vibrations linéaires, la gamme de techniques ou de logiciels dédiés à l'étude expérimentale ou numérique est très large et permet de traiter un grand nombre de problèmes de structures. Les structures complexes sont souvent composées de plusieurs sous-structures. Leurs analyses par la méthode des éléments finis mènent à des matrices de grande taille. Par conséquent, l'utilisation des méthodes de synthèse modale dans le contexte industriel ainsi que dans la recherche s'avère très utile [1-3]. La taille du problème et le coût de calcul sont réduits considérablement. En revanche, pour le traitement des vibrations non linéaires et ce quelque soient les non linéarités considérées, géométriques, matérielles ou conditions aux limites, le contraste est flagrant et on se trouve rapidement limité, notamment pour les problèmes d'identification ou de calcul pour les structures complexes, d'où le besoin d'un effort de recherche.

Dans ce travail, nous proposons une méthodologie basée sur différentes méthodes de synthèse modale pour déterminer la réponse temporelle d'une structure avec des non linéarités géométriques. Cette méthodologie va être adaptée aux structures simples ainsi qu'aux structures larges et complexes. Des applications numériques ont été élaborées et montrent, l'applicabilité, l'efficacité et la précision de l'approche proposée.

2. Méthodes de synthèse modale

Considérons une structure avec des non linéarités géométriques. Cette structure est divisée en plusieurs sous-structures $SS^{(k)}$ ($k=1, \dots, N$) liées par leurs interfaces. N est le nombre de sous-structures. L'équation de mouvement de chaque sous-structure est donnée par :

$$[M]^{(k)} \{\ddot{y}\}^{(k)} + [C]^{(k)} \{\dot{y}\}^{(k)} + [K]^{(k)} \{y\}^{(k)} + \{f(y)\}^{(k)} = \{F\}^{(k)} \quad (1)$$

Où $[M]^{(k)}$, $[C]^{(k)}$, $[K]^{(k)}$ et $\{F\}^{(k)}$ sont respectivement les matrices de masse, d'amortissement, de rigidité et le vecteur des forces non linéaires qui sont fonction des déplacements y de chaque sous-structure (k).

Le vecteur déplacement $\{y\}^{(k)}$ pour chaque sous-structure est le suivant :

$$\{y\}^{(k)} = \begin{Bmatrix} y_i \\ y_j \end{Bmatrix}^{(k)} \quad (2)$$

Où :

$\{y_j\}^{(k)}$ et $\{y_i\}^{(k)}$ sont respectivement des sous-vecteurs des d.d.l de jonction et des sous-vecteurs des d.d.l internes

De même pour le vecteur des forces appliquées :

$$\{f\}^{(k)} = \{f_j\}^{(k)} + \{f_e\}^{(k)} \quad (3)$$

Où $\{f_j\}^{(k)}$ et $\{f_e\}^{(k)}$ sont respectivement le vecteur effort à l'interface le vecteur effort extérieur

Le vecteur déplacement $\{y\}^{(k)}$ de chaque sous-structure peut s'exprimer par :

$$\{y\}^{(k)} = [Q]^{(k)} \begin{Bmatrix} y_j^{(k)} \\ \eta_p^{(k)} \end{Bmatrix} = [Q]^{(k)} \{y_c\}^{(k)} \quad (4)$$

$\{\eta_p\}^{(s)}$: Vecteur des coordonnées généralisées

La matrice $[Q]^{(k)}$ sera définie selon la méthode de sous-structuration utilisée (à interface fixe ou à interface libre [3]).

La conservation des d.d.l de jonction dans les méthodes de sous-structuration dynamique permet d'assembler ces matrices comme des éléments finis ordinaires. Soit $\{y_c\}$ le vecteur des déplacements indépendants de la structure assemblée :

$$\{y_c\} = \begin{Bmatrix} \eta_p^{(1)} \\ \vdots \\ \eta_p^{(N)} \\ y_j \end{Bmatrix} \quad (5)$$

La compatibilité des déplacements de jonctions de la structure assemblée est obtenue en écrivant pour chaque sous-structure $SS^{(k)}$ la relation matricielle suivante :

$$\{y_c\}^{(k)} = [\beta]^{(k)} \{y_c\} \quad (6)$$

$[\beta]^{(k)}$: Matrice de localisation ou de connectivité géométrique de la sous-structure $SS^{(s)}$. Elle permet de localiser ou de repérer les d.d.l de chaque sous-structure $SS^{(s)}$ dans l'ensemble des d.d.l de la structure assemblée. Ces matrices sont des matrices booléennes dont les éléments sont des 0 ou des 1.

On définit alors une matrice de transformation pour chaque sous-structure [3]:

$$[Z]^{(k)} = [Q]^{(k)} [\beta]^{(k)} \quad (7)$$

Le vecteur déplacement $\{y\}^{(k)}$ de chaque sous-structure devient alors :

$$\{y\}^{(k)} = [Z]^{(k)} \{y_c\} \quad (8)$$

Remplaçons cette expression dans l'équation (1) et multiplions à droite par $^T [Z]^{(k)}$, puis on fait la sommations sur les différentes sous-structures, on obtient :

$$[M_c] \{\ddot{y}_c\} + [C_c] \{\dot{y}_c\} + [K_c] \{y_c\} + \sum_{k=1}^N {}^T [Z]^{(k)} \{f(y)\}^{(k)} = \sum_{k=1}^N {}^T [Z]^{(k)} (\{f_j\}^{(k)} + \{f_e\}^{(k)}) \quad (9)$$

Où, les matrices condensées de masse, d'amortissement et de rigidité sont alors données par :

$$[M_c] = \sum_{k=1}^N {}^T [Z]^{(k)} [M]^{(k)} [Z]^{(k)} \quad (10a)$$

$$[C_c] = \sum_{k=1}^N {}^T [Z]^{(k)} [C]^{(k)} [Z]^{(k)} \quad (10b)$$

$$[K_c] = \sum_{k=1}^N {}^T [Z]^{(k)} [K]^{(k)} [Z]^{(k)} \quad (10c)$$

Les détails de ces matrices pour les différents types d'interface considérés sont donnés dans [3]. On peut montrer que en utilisant les conditions de compatibilité à l'interface :

$$\sum_{k=1}^N {}^T [Z]^{(k)} \{f_j\}^{(k)} = 0 \quad (11)$$

On obtient alors l'équation réduite suivante :

$$[M_c] \{\ddot{y}_c\} + [C_c] \{\dot{y}_c\} + [K_c] \{y_c\} = \{f_c\} \quad (12a)$$

Où :

$$\{f_c\} = \sum_{k=1}^N {}^T [Z]^{(k)} \{f_e\}^{(k)} - \sum_{k=1}^N {}^T [Z]^{(k)} \{f(y)\}^{(k)} \quad (12b)$$

Après la résolution de l'équation (12), le déplacement physique de chaque sous-structure $\{y\}^{(k)}$ est obtenu à partir de l'équation (8)

La résolution de l'équation (12) peut se fait en introduisant le vecteur d'état $\{Y\}$, défini par :

$$\{Y\} = \begin{Bmatrix} \dot{y}_c \\ y_c \end{Bmatrix} \quad (13)$$

On obtient alors le système suivant :

$$\begin{bmatrix} 0 & M_c \\ M_c & C_c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{y}_c \\ y_c \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} -M_c & 0 \\ 0 & K_c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{y}_c \\ y_c \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ f_c \end{Bmatrix} \quad (14)$$

Qu'on peut l'écrire sous la forme :

$$[A] \{\dot{Y}\} + [B] \{Y\} = \{F\} \quad (15)$$

+ Conditions initiales

Notons que F dépend non linéairement de y et donc (16) est un système différentiel non linéaire et de grande taille.

La résolution de ce système permet d'obtenir le comportement dynamique non linéaire des structures complexes en les décomposant en de sous structures et en appliquant les méthodes de synthèse modales.

3. APPLICATIONS

La méthode présentée peut être appliquée aux systèmes continus ou discrets. Dans cet article, on se restreint à montrer l'applicabilité et l'efficacité de ces méthodes pour l'analyse dynamique des systèmes discrets non-linéaires à n d.d.l. Un système dynamique constitué de 20 masses reliées par 21 ressorts non linéaires montré sur la figure 1 est considéré. Cet ensemble sera divisé en deux sous-structures SS⁽¹⁾ de 11 d.d.l internes et SS⁽²⁾ de 8 d.d.l internes, et un d.d.l de jonction de masse $\frac{m}{2}$. L'équation de départ de 20 d.d.l sera condensée et on se ramènera à la résolution d'une équation de 10 d.d.l, répartis en 1 d.d.l de jonction, 5 modes à interfaces libres ou interfaces fixes selon la méthode utilisée de SS⁽¹⁾ et 4 modes pour SS⁽²⁾.

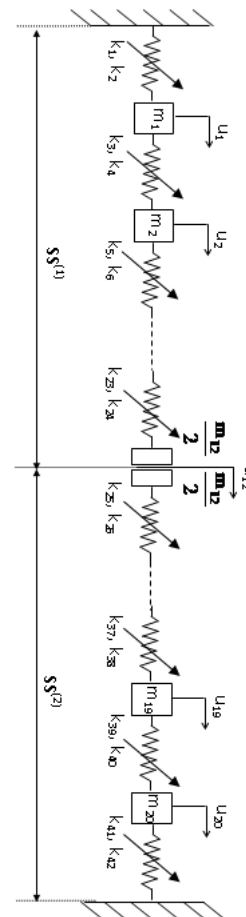


Fig. 1, Structure décomposée

Les caractéristiques suivantes sont considérées:

Les masses : $m_1 = m_2 = \dots = m_{19} = m_{20} = 2$

Les rigidités linéaires : $k_1 = k_3 = \dots = k_{39} = k_{41} = 50$

Les rigidités cubiques : $k_2 = k_4 = \dots = k_{40} = k_{42} = 10$

Pour illustrer les démarches de la méthode précédemment présentée, on commence par écrire les équations de vibration du système global et celles des sous-systèmes.

L'équation de vibration du système global sans amortissement s'écrit donc :

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & m_{19} & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & m_{20} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_1 \\ \ddot{u}_2 \\ \vdots \\ \ddot{u}_{19} \\ \ddot{u}_{20} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & -k_3 & \dots & 0 & 0 \\ -k_3 & k_3 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & k_{39} & -k_{39} \\ 0 & 0 & \dots & -k_{39} & k_{41} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_{19} \\ u_{20} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} k_2 u_1^3 + k_4 (u_1 - u_2)^3 \\ k_4 (u_2 - u_1)^3 + k_6 (u_2 - u_3)^3 \\ \vdots \\ k_{38} (u_{19} - u_{18})^3 + k_{40} (u_{19} - u_{20})^3 \\ k_{40} (u_{20} - u_{19})^3 + k_{42} u_{20}^3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

Les équations de vibration des sous-systèmes SS⁽¹⁾ et SS⁽²⁾ sont:

$$\begin{bmatrix} m_1 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & m_{19} & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \frac{m_{12}}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_1 \\ \ddot{u}_2 \\ \vdots \\ \ddot{u}_{11} \\ \ddot{u}_{12} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & -k_3 & \dots & 0 & 0 \\ -k_3 & k_3 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & k_{21} & -k_{21} \\ 0 & 0 & \dots & -k_{21} & k_{23} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_{11} \\ u_{12} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} k_2 u_1^3 + k_4 (u_1 - u_2)^3 \\ k_4 (u_2 - u_1)^3 + k_6 (u_2 - u_3)^3 \\ \vdots \\ k_{22} (u_{11} - u_{10})^3 + k_{24} (u_{11} - u_{12})^3 \\ k_{24} (u_{12} - u_{11})^3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ F_j^{2 \rightarrow 1} \end{Bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} \frac{m_{12}}{2} & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & m_{13} & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & m_{19} & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & m_{20} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}_{12} \\ \ddot{u}_{13} \\ \vdots \\ \ddot{u}_{19} \\ \ddot{u}_{20} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & -k_3 & \dots & 0 & 0 \\ -k_3 & k_3 & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \dots & k_{39} & -k_{39} \\ 0 & 0 & \dots & -k_{39} & k_{41} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{12} \\ u_{13} \\ \vdots \\ u_{19} \\ u_{20} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} k_{26} (u_{12} - u_{13})^3 \\ k_{26} (u_{13} - u_{12})^3 + k_{28} (u_{13} - u_{14})^3 \\ \vdots \\ k_{38} (u_{19} - u_{18})^3 + k_{40} (u_{19} - u_{20})^3 \\ k_{40} (u_{20} - u_{19})^3 + k_{42} u_{20}^3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1^{1 \rightarrow 2} \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

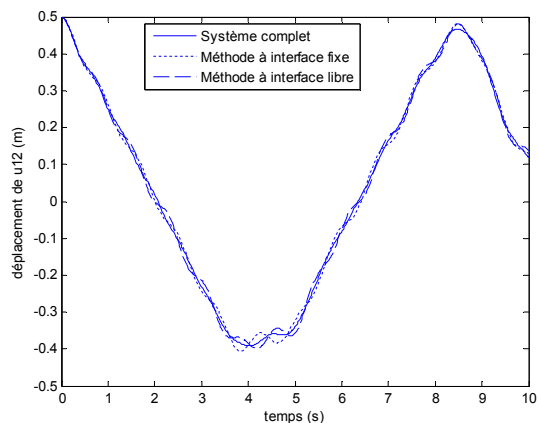


Fig. 2. Déplacement temporel de la masse (12)

Les réponses temporelles du système complet (sans réduction) et du système réduit avec la méthode à interface fixe et à interface libre sont représentées sur les figures 2, 3 et 4 qui correspondent respectivement aux déplacements temporels de la masse (12) qui correspond au d.d.l de jonction, de la masse (1) de la sous-structure SS⁽¹⁾ et de la masse (18) de la sous-structure SS⁽²⁾. On peut constater que

les différentes méthodes de synthèse modale fournissent de résultats très similaires. D'autres résultats numériques ont été obtenus pour différents types de chargement et de décompositions modales. L'adaptation aux systèmes continus assemblés est immédiate en utilisant la méthode des éléments finis.

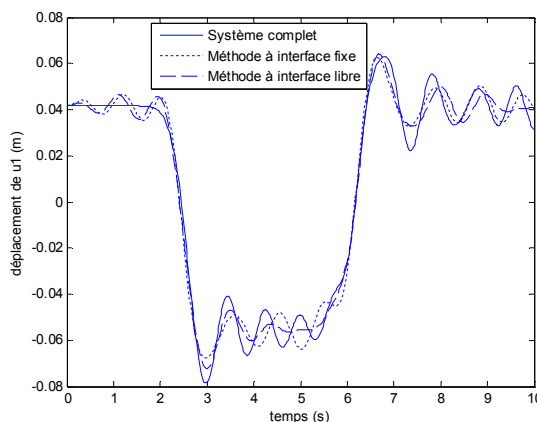


Fig. 3. Déplacement temporel de la masse (1)

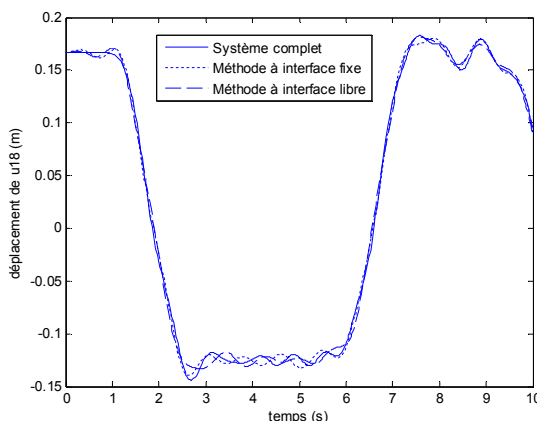


Fig. 4. Déplacement temporel de la masse (18)

4. CONCLUSION

Les méthodes de synthèse modale à interfaces fixes ou libres ont été utilisées pour déterminer la réponse temporelle des structures mécaniques à non linéarité géométrique. Une comparaison avec le système complet a montré que l'utilisation de ces méthodes fournit de très bons résultats. Notons que l'utilisation du système complet nécessite un très grand temps de calcul pour les grands systèmes. L'utilisation des méthodes de réduction par sous-structuration est efficace et très prometteuse.

REFERENCES

[1] Craig RR, Bampton MCC, "Coupling of substructures for dynamics analysis", AIAA Journal, 6(7) : 1313- 1319, 1968.
 [2] MacNeal RH, "A hybrid method of component mode synthesis", Computer and Structures, 1:581-601,1971.
 [3] D. Sarsri, L. Azrar , A. Jebbouri, A. El Hami, "Component mode synthesis and polynomial chaos expansions for stochastic frequency functions of large linear FE models", 89 : 346-356, 2011.

CONTROLE HYBRIDE SKYHOOK-GROUNDHOOK APPLIQUE A UN SYSTEME DE SUSPENSION DE VEHICULE

NADHIRA KHEZNADJI¹

¹Laboratoire de Mécanique Avancée, Département CMP, Faculté GM&GP, USTHB, BP32 BEZ, El Alia, 16111 Alger. nadh_khez@yahoo.fr

Résumé : Ce travail concerne l'étude et l'application d'une nouvelle stratégie de contrôle hybride d'une suspension semi active combinant à la fois deux types de contrôle : le contrôle Skyhook et le contrôle Groundhook. Après une recherche des paramètres optimaux constituant la loi de contrôle, l'application de la méthode s'est faite sur un modèle de quart de véhicule à deux degrés de liberté. Les résultats obtenus confirment les performances apportées par cette nouvelle stratégie de contrôle et ont été validés par comparaison directe par rapport à un même système passif.

Abstract : This work is about the study and application of a new hybrid control strategy for a semi-active suspension combining both two types of control: Skyhook control and Groundhook control. After searching the optimal parameters constituting the control law, the implementation of the method was performed on a quarter vehicle model with two degrees of freedom. The results obtained confirm the performance brought by this new control strategy and were validated by direct comparison in relation to a same passive system.

Mots-clés : Suspension de véhicule, stratégie de contrôle hybride, Skyhook, Groundhook.

introduction

Il est aisé de comprendre que la qualité et le développement des suspensions garantit un meilleur confort et une plus grande sécurité des passagers lesquels peuvent rendre plus attractif un véhicule par rapport à un autre.

Les stratégies innovantes de contrôle sont devenues d'importance considérable et croissante avec le temps ; car elles permettent d'optimiser le comportement des systèmes de suspensions.

Parallèlement au concept de la stratégie Skyhook qui suppose que la masse suspendue est accrochée à un point fixe (qui est le ciel), la méthode « Groundhook » est une stratégie, qui suppose, que la masse non suspendue est liée au sol. Récemment, un nouveau système de contrôle hybride a été développé utilisant une combinaison linéaire des deux stratégies Skyhook et Groundhook, apportant en même temps les performances relatives tant au premier type de contrôle qu'au second avec une influence plus ou moins importante de l'un ou de l'autre selon les performances désirées du système.

MODELISATION

Les suspensions semi actives ont été introduites dans les années 1970 (par Crosby et Karnopp en 1973; puis par Karnopp et al. [1] ; comme une alternative aux systèmes actifs coûteux, très complexes et exigeants en terme d'énergie. Pour les systèmes de suspensions semi-actives, le ressort conventionnel est conservé, mais l'amortisseur est remplacé par un amortisseur contrôlable.

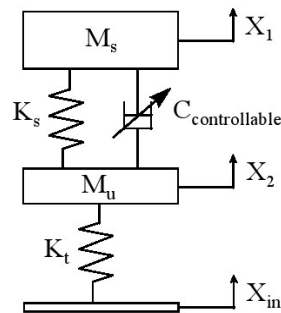


Fig. 1 : Modèle de quart de véhicule semi actif à 2ddl

Le concept du contrôle Skyhook consiste à placer un amortisseur entre la masse suspendue et un point imaginaire dans le ciel, de façon que la force due à cet amortisseur agisse simplement sur la caisse sans pour autant s'appliquer sur la masse non suspendue (Voir fig. 2).

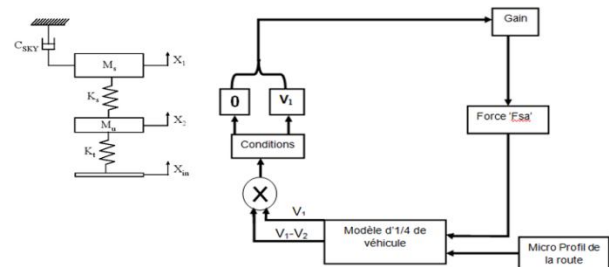


Figure 2 : Système Skyhook

Les équations qui régissent ce modèle idéal sont :

$$F_{sa} = -C_{sky}\dot{x}_1 + \alpha C_{sky}\dot{x}_2 = C_{sky}(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) - (1 - \alpha)C_{sky}\dot{x}_2 \quad (1)$$

$$M_s\ddot{x}_1 = K_s(x_2 - x_1) + C_{sky}(-\dot{x}_1) + \alpha C_{sky}\dot{x}_2 \quad (2)$$

$$M_u\ddot{x}_2 = K_s(x_1 - x_2) - \alpha C_{sky}\dot{x}_2 + C_{sky}\dot{x}_2 + K_t(x_{in} - x_2) \quad (3)$$

Où Csky représente le coefficient d'amortissement Skyhook et α le pourcentage de contribution de l'amortissement Skyhook. Il s'ensuit que la stratégie de contrôle Skyhook peut s'écrire comme suit :

$$\begin{cases} V_1(V_1 - V_2) \geq 0 & F_{sa} = F_{sa \max} = C_{sky}V_1 \\ V_1(V_1 - V_2) < 0 & F_{sa} = F_{sa \min} = 0 \end{cases} \quad (4)$$

Où la vitesse relative de la suspension $V_{12} = V_1 - V_2 = (\dot{x}_1 - \dot{x}_2)$ et la vitesse absolue de la masse suspendue liée à cet amortisseur $V_1 = \dot{x}_1$.

Contrairement au contrôle Skyhook qui a été développé pour amortir la vibration de la caisse, le contrôle Groundhook, vise à amortir la vibration de la roue, supposée liée au sol par un amortisseur idéal (Voir fig.3) :

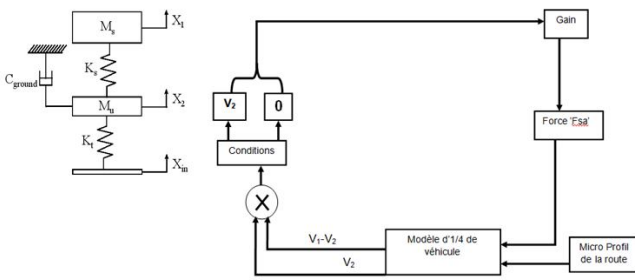


Fig. 3 : Système Groundhook

La loi de contrôle Groundhook s'écrit [2] :

$$\begin{cases} -V_2(V_1 - V_2) \geq 0 & F_{gnd} = C_{GND} V_2 \\ -V_2(V_1 - V_2) < 0 & F_{gnd} = 0 \end{cases} \quad (5)$$

Le contrôle hybride récemment développé par C. Paré [3], désigne une combinaison entre les deux stratégies précédentes.

Cette combinaison est supposée avoir les avantages des deux commandes Skyhook et Groundhook tout en pouvant faire contribuer plus l'un des deux contrôles par rapport à l'autre de façon à satisfaire au mieux le compromis entre la tenue de route et le confort. La figure (II. 5) donne une représentation idéale du contrôle Hybride.

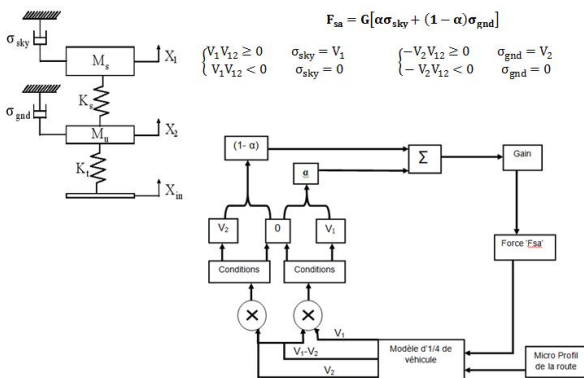


Figure 4 : Système Hybride

En combinant les lois de contrôle déjà établies relativement aux contrôle Skyhook et Groundhook, il s'ensuit que la stratégie de contrôle Hybride peut s'écrire mathématiquement comme suit :

$$\begin{cases} V_1 V_{12} \geq 0 & \sigma_{sky} = V_1 \\ V_1 V_{12} < 0 & \sigma_{sky} = 0 \end{cases} \quad F_{gnd} = G[\alpha \sigma_{sky} + (1 - \alpha) \sigma_{gnd}]$$

$$\text{Et } \begin{cases} -V_2 V_{12} \geq 0 & \sigma_{gnd} = V_2 \\ -V_2 V_{12} < 0 & \sigma_{gnd} = 0 \end{cases} \quad (12)$$

Avec σ_{sky} et σ_{gnd} : composantes respectives Skyhook et Groundhook de la force d'amortissement. G : est un gain constant. α : coefficient dénotant l'influence d'un type de contrôle par rapport à l'autre. Ainsi, lorsque $\alpha = 1$, le contrôle Hybride devient contrôle Skyhook pur et lorsque $\alpha=0$, le contrôle est purement Groundhook.

RESULTATS

Une première partie s'intéresse au contrôle Hybride. Des résultats sont présentés pour expliquer la démarche suivie pour la détermination des paramètres optimaux en termes

de gain G et α . Une fois ces paramètres choisis, une seconde partie concerne la comparaison des réponses du système semi actif relativement aux trois stratégies. Deux types d'excitations ont été testés : l'échelon et la sinusoïde. Tous nos résultats ont été comparés au même système passif.

Les résultats se résument à la présentation de quatre courbes représentatives de :

La notion de confort des passagers à travers la représentation de l'accélération de la masse suspendue (ou châssis) et de l'effet de pompage (déplacement absolu de la masse suspendue).

La tenue de route du véhicule par la déflexion de la roue ou déplacement relatif de la suspension primaire.

Le respect de l'espace de fonctionnement de la suspension à travers la représentation de la déflexion du châssis ou déplacement relatif de la suspension secondaire.

Un bon niveau de confort et de tenue de route sont atteints quand G augmente, mais comme le débattement de la suspension augmente aussi, nous avons opté pour un gain intermédiaire fixé à 3200 et aussi une contribution égale tant de la stratégie Skyhook que la Groundhook en fixant

à 0.5. Pour des raisons de visualisation, nous avons choisi de représenter les réponses à comparer, décalées dans le temps, en imposant un retard différent pour chaque entrée échelon.

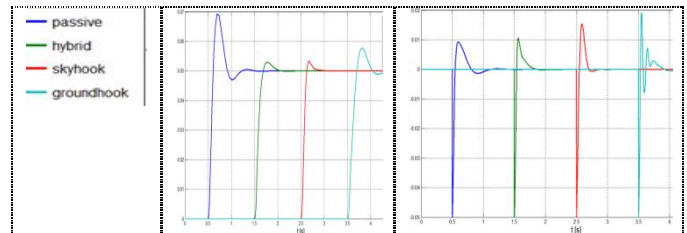


Fig 6 : Déplacement du châssis

Fig 7 : Débattement suspension I^{ère}

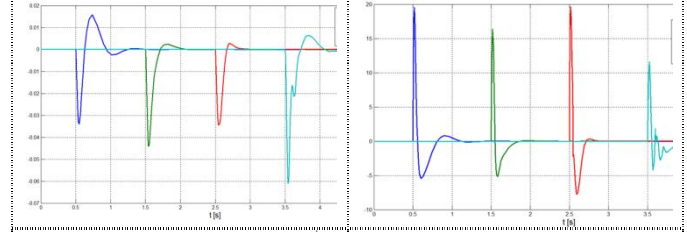


Fig 8: Débattement suspension II^{ème}

Fig 9 : Accélération du châssis

Si l'on tient compte de l'ensemble des réponses, avec le choix proposé pour le gain G et le facteur α , pour une excitation échelon, nous concluons que pour une entrée échelon unité, la stratégie de contrôle Hybride offre les meilleures performances.

Bibliographie

- [1] Karnopp D., Crosby M. J., Harwood R. A. Vibration Control Using Semi-Active Force Generator. *Journal of engineering for industry*, pp619-626, Mai 1974.
- [2] Hussein Sleiman. Systèmes de suspension semi-active à base de fluide magnétorhéologique pour l'automobile. Thèse de Doctorat de l'Ecole Nationale d'Arts et Métiers Paris Tech, soutenue le 29 juin 2010.
- [3] Paré C. Experimental Evaluation Of Semi-active Magnetorheological Suspension For Passenger Vehicles, Master of Science in Mechanical Engineering, Virginia Polytechnic Institute and State University, May 1998.

LOCALISATION GEREE PAR PSO DANS LE CAS D'UN IMPACT NON PONCTUEL SUR UNE POUTRE ELASTIQUE

A. EL-BAKARI¹, A. KHAMLI², R. DKIOUAK¹, E. JACQUELIN³

¹ Laboratoire MGC, FST Tanger, Maroc

² Laboratoire SC, FS Tétouan, Maroc

³ Université de Lyon, Lyon, France

Introduction

L'identification des caractéristiques de la force développée durant l'impact d'un corps sur une structure peut servir à mieux diagnostiquer l'état de santé de la structure en permettant de réduire considérablement l'effort expérimental. Dans le cas de structures élastiques linéaires simples ayant des propriétés géométriques et matérielles homogènes telles que les poutres ou les plaques, l'identification des caractéristiques d'impact peut être mise en œuvre en utilisant un modèle analytique. Pour des structures plus compliquées, la méthode des éléments finis est requise. L'identification des caractéristiques de l'impact consiste en deux étapes importantes: la localisation et la reconstruction du signal de la force. Lorsque le point d'impact et la direction de la force sont connus, les fonctions de réponse impulsionnelle entre le point d'impact et les capteurs de mesure placés en des positions déterminées, permettent par simple déconvolution de reconstruire le signal force. Lorsque le point d'impact n'est pas connu, la formulation inverse utilise une technique de minimisation entre la réponse mesurée et la réponse calculée afin de reconstruire de manière itérative les caractéristiques d'impact: point de localisation d'abord et ensuite le signal de la force d'impact [1-3].

Dans le cas d'un impact ponctuel, la localisation a été réalisée en utilisant des réponses mesurées sur la structure impactée moyennant des capteurs de déformation. Doyle et al. [4,5] ont ainsi proposé une méthode permettant d'identifier la force d'impact sur des structures simples de type poutre ou plaque. Les relations entre les déformations mesurées [6,7] et la force appliquée ont été obtenues à partir de la théorie classique des poutres et des plaques. Des techniques dans le domaine temporel ou fréquentiel ont été utilisées pour identifier la force d'impact.

Dans le cas d'un impact qui n'est pas ponctuel, le problème est plus compliqué car il s'agit d'identifier une distribution de pression répartie. Même lorsque la pression peut être considérée comme uniforme, un nouveau paramètre qui représente l'étendue de la zone impactée s'introduit dans le problème.

Nous présentons dans ce travail, une technique d'optimisation par essaim des particules (PSO) afin de déterminer la zone d'impact pour une structure ayant la forme d'une poutre homogène à section uniforme. Cette technique s'appuie sur la résolution d'un problème de minimisation prenant la forme d'un programme mathématique non linéaire avec contraintes.

Problème direct

Nous considérons une poutre homogène droite à plan moyen et admettant une section uniforme. La poutre de longueur L est simplement appuyée sur ces deux extrémités, elle est soumise à un impact distribué engendrant une pression uniforme notée p .

Nous considérons l'approche temporelle basée sur l'expression analytique de la fonction de transfert entre la zone d'impact et les points de mesure. La résolution de l'équation du mouvement de la poutre se ramène alors à un système linéaire de la forme suivante [8,9]

$$Y = GP \quad (1)$$

avec $Y = [y(1) \ y(2) \ \dots \ y(N)]^t$

$P = [p(1) \ p(2) \ \dots \ p(N)]^t$

$$G = \begin{bmatrix} g(1) & 0 & \dots & 0 \\ g(2) & g(1) & \ddots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \ddots & 0 \\ g(N) & g(N-1) & \dots & g(1) \end{bmatrix} \quad (2)$$

où G est une matrice de Toeplitz reliant la pression P au signal de mesure Y et N la taille de l'échantillon fixé par le choix de l'incrément de discrétisation temporelle ΔT et la durée de calcul T_c

Fonction objectif

Le problème de localisation de l'impact exige d'identifier le centre du domaine d'impact s_0 et le paramètre u définissant l'étendue de la zone d'impact $[s_0 - u/2, s_0 + u/2]$. Soient les réponses calculées pour deux capteurs de déformation placés aux points a_i et a_j

$$Y_i = G(s_0, u_0, a_i)P \quad Y_j = G(s_0, u_0, a_j)P \quad (3)$$

Du fait de la propriété de commutativité

$$G(s_0, u_0, a_i)G(s_0, u_0, a_j) = G(s_0, u_0, a_j)G(s_0, u_0, a_i),$$

on vérifie le théorème de Maxwell-Betti qui s'écrit ici

$$G(s_0, u_0, a_j)Y_i = G(s_0, u_0, a_i)Y_j \quad (4)$$

Soit \tilde{Y} la déformation mesurée expérimentalement, alors les deux paramètres s_0 et u sont tels qu'ils doivent minimiser la fonction de perte

$$(s_0, u_0) = \underset{(s, u)}{\text{Argmin}} \left\{ \phi(s, u) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \alpha_{ij} \|G(s, u, a_j)\tilde{Y}_i - G(s, u, a_i)\tilde{Y}_j\|^2 \right\} \quad (5)$$

La minimisation de la fonction ϕ est soumise aux contraintes suivantes

$$0 \leq u \leq L/2 \quad (6)$$

$$u \leq s_0 \leq L - u$$

Le problème défini par les équations (5) et (6) est un programme mathématique non linéaire pour lequel il

n'est pas facile d'expliciter la fonction objectif. Pour le résoudre, on peut recourir à l'algorithme d'évolution: essaim de particules.

Optimisation par essaim de particules

La méthode d'optimisation par essaim de particules est une méthode heuristique qui simule le comportement social en mettant en œuvre la coopération et la compétition parmi les solutions potentielles [10].

Dans cette technique, le domaine de la fonction objectif à minimiser est choisi aléatoirement et chaque particule d'indice i variant de 1 jusqu'à N_p aura une position $x_i(t)$ et une vitesse $v_i(t)$.

A chaque génération t , la valeur de la fonction objectif en chaque position $x_i(t)$ est calculée de telle sorte que les règles de mise à jour s'écrivent

$$\begin{aligned}
 V_{ij}(t+1) &= c_0 V_{ij}(t) + c_1 r_1 (P_{ij}(t) - x_{ij}(t)) + c_2 r_2 (g_j(t) - x_{ij}(t)) \\
 x_{ij}(t+1) &= x_{ij}(t) + V_{ij}(t) \\
 i &= 1, \dots, N_p \\
 j &= 1, \dots, D
 \end{aligned}
 \tag{7}$$

où D est la dimension de l'espace de recherche, w le coefficient d'inertie, c_1 et c_2 les coefficients d'accélération, r_1 et r_2 deux nombres aléatoires tirés uniformément à chaque itération dans $[0, 1]$, $P_i = (P_{i1}, \dots, P_{iD})$ est la meilleure position atteinte par la particule, $g_i = (g_{i1}, \dots, g_{iD})$ la meilleure position globale atteinte par toutes les particules de l'essaim.

Le terme $c_0 V_{ij}(t)$ représente la composante physique du déplacement; la particule tend à suivre sa direction courante de déplacement. Le terme $c_1 r_1 (P_{ij}(t) - x_{ij}(t))$ est la composante cognitive du déplacement; la particule tend à se diriger vers le meilleur site par lequel elle est déjà passée. Le terme $c_2 r_2 (g_j(t) - x_{ij}(t))$ est la composante sociale du déplacement; la particule tend à se fier à l'expérience de ses congénères et à se diriger vers le meilleur site déjà atteint par ses voisins.

Résultats et discussion

Nous considérons le problème direct dans les conditions suivantes: $E = 7.06 \times 10^{10} Pa$; $L = 0.5 m$; $h = 5 \times 10^{-3} m$; $b = 5 \times 10^{-3} m$; $\rho = 2660 kg.m^{-3}$; $\xi_m = 2\%$; $s_0 = 0.417 m$; $u = 0.0417 m$. 4 capteurs ont été utilisés, ils occupent les positions: $a_1 = 0.25 m$; $a_2 = 0.1667 m$; $a_3 = 0.1042 m$ et $a_4 = 0.3333 m$. Le pas de temps est $\Delta T = 0.0021 s$ et $T_c = 0.5 s$.

Une version modifiée de l'algorithme PSO classique a été développée sous Matlab pour résoudre le programme non linéaire défini par les équations (5-6).

On considère dans la suite une étude visant à examiner les conditions de convergence de cet algorithme en fonction des paramètres qui le définissent. En particulier, nous examinerons l'effet du nombre de population et des coefficients d'accélération c_0 , c_1 et c_2 sur la vitesse de convergence. Rappelons que la stabilité de l'algorithme

exige de vérifier les deux conditions : $0 < c_1 + c_2 < 4$ et

$$\frac{c_1 + c_2}{2} - 1 < c_0 < 1.$$

Trois cas sont considérés:
 Cas 1 : $c_1 = 0.5$; $c_2 = 1.25$ et $c_0 = 0.4$.

Cas 2 : $c_1 = 2.25$; $c_2 = 0.75$ et $c_0 = 0.5$.

Cas 3 : $c_1 = 2.75$; $c_2 = 1.25$ et $c_0 = 0.4$.

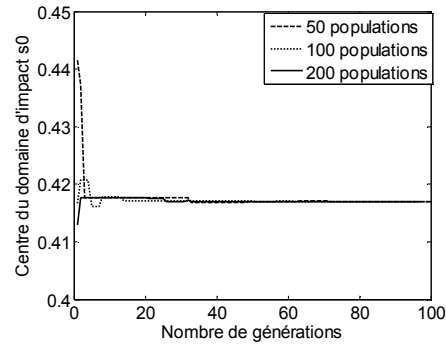


Fig.1: Cas1; évolution du centre du domaine d'impact en fonction du nombre de générations

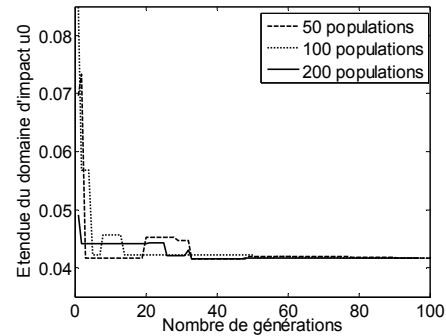


Fig.2 : Cas 1 ; évolution de l'étendue du domaine d'impact en fonction du nombre de générations

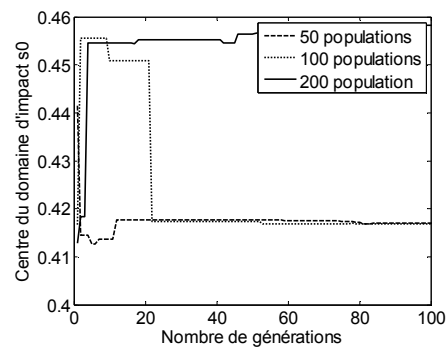


Fig. 3: Cas 2 ; évolution du centre du domaine d'impact en fonction du nombre de générations de

Les figures 1 et 2 présentent les résultats pour le cas 1. La convergence est assurée dans ce cas pour un nombre d'itérations de l'ordre de 55 quelle que soit le nombre de population choisi.

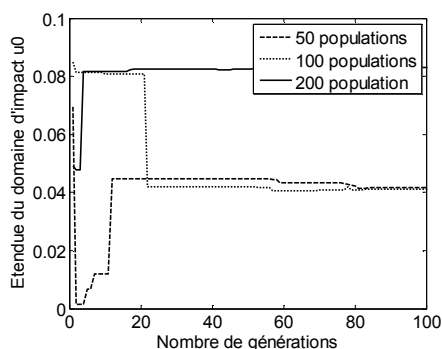


Fig. 4: Cas 2; évolution de l'étendue du domaine d'impact en fonction du nombre de générations

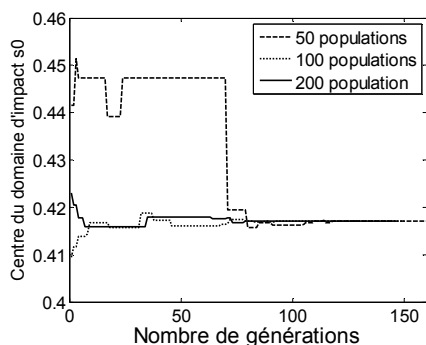


Fig. 5 : Cas 3; évolution du centre du domaine d'impact en fonction du nombre de générations de

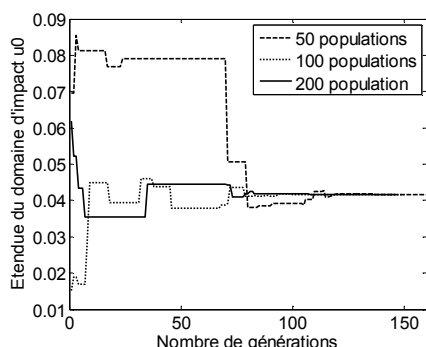


Fig. 6 : Cas 3; évolution de l'étendue du domaine d'impact en fonction du nombre de générations

Les figures 3 et 4 présentent les résultats pour le cas 2. A partir de ces figures, on constate l'effet dominant du nombre de population lorsque les paramètres qui fixent les conditions de stabilité de l'algorithme ont été modifiés. La population de taille 200 entraîne la divergence de l'algorithme, alors qu'on obtient la convergence pour les deux autres mais trop lente en comparaison avec le premier cas.

Les figures 5 et 6 présentent, pour le cas 3, les évolutions de la position du centre du domaine d'impact et de son étendue en fonction du nombre des itérations. Ici, on obtient la convergence indépendamment du nombre des itérations, mais elle est plus lente que dans le cas 1.

Au vu de ces résultats, il semble que le fait de fixer a priori les paramètres $c_0 = 0.4$, $c_1 = 0.5$ et $c_2 = 1.25$ avec une taille de population égale à 50 constitue le meilleur choix pour le problème particulier de la localisation de l'impact sur une poutre élastique.

Conclusion

Les résultats trouvés démontrent que les paramètres de l'algorithme PSO ont une influence considérable sur la convergence et la vitesse de convergence. Nous avons établi des conditions où l'algorithme tourne correctement. Il reste cependant à déterminer de manière objective, le jeu de paramètres pour lequel la convergence est optimale. Mais nous avons remarqué que le fait de fixer le paramètre c_0 à sa borne inférieure permet d'accélérer toujours la convergence.

Références

- [1] Miller A.G., Lovell D. T. and Seferis J. C. The Evolution of an Aerospace Material: Influence of Design, Manufacturing and In-Service Performance. *Composite Structures*, Vol. 27, Nos. 1-2, pp. 193-206, 1994.
- [2] Tracy M. and Chang F.K. Identifying Impacts in Composite Plates with Piezoelectric Strain Sensors. Part 1: Theory. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 9(11): 920-928, 1998.
- [3] Tracy M. and Chang F.K. Identifying Impacts in Composite Plates with Piezoelectric Strain Sensors. Part 2: Experiments. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 9(11): 929-937, 1998.
- [4] Doyle, J.F. An experimental method for determining the location and time of initiation of an unknown dispersing pulse. *Exp. Mech.* vol. 27, 229-33, 1987.
- [5] Martin, M.T. and Doyle, J.F. Impact force location in frame structures, *International journal of impact engineering*, vol.18, pp. 79-97, (1996).
- [6] Yen C.S. and Wu E. On the Inverse Problem of Rectangular Plates Subjected to Elastic Impact, Part I: Method Development and Numerical Verification. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 62, pp. 692-698, 1995.
- [7] Yen C.S. and Wu E. On the Inverse Problem of Rectangular Plates Subjected to Elastic Impact, Part II: Experimental Verification and further Applications. *Journal of Applied Mechanics*, vol. 62, pp. 699-705, 1995.
- [8] El-Bakari A, Khamlichi A. Dkiouak R. and Limam A. Reconstruction of distributed force characteristics in case of non punctual objects impacting beams', *MATEC Web of Conferences1*, EDP Sciences, col. 1 n° 10013, 2012.
- [9] El-Bakari A. Dkiouak R. Khamlichi A. Jacquelin E. and Limam A. Influence of mesh size and truncation order on reconstruction of impact force on composite elastic beams, *Int. Rev. Appl. Sci. Eng. IRASE vol. 2*, n° 3, pp. 105-111, 2012.
- [10] Eberhat R.C. and Kennedy, J. A new optimizer using particle swarm theory. Proceedings of Sixth International Symposium on Micro machine and Human Science. Nagoya, Japan, 39-43, 1995.

EFFETS DE NONSTATIONNARITES SPECTRALES SUR LES VIBRATIONS DE SYSTEMES MECANIKES NONLINEAIRES.

M. HAMMOUTENE (1), B. TILIOUINE (1), H.AKNOUCHE (2)

(1) Laboratoire de Génie Sismique et Dynamique des Structures, Ecole Nationale Polytechnique, Alger, Algérie

(2) Centre Nationale de Recherche Appliquée en Génie Parasismique, Alger, Algérie.

Introduction

L'importance des effets de la nonstationnarité du contenu fréquentiel des mouvements forts du sol dus aux séismes sur le comportement non linéaire des systèmes mécaniques a été reconnue depuis fort longtemps [6,7].

Cependant, en dépit de l'importance de l'analyse temporelle pour l'évaluation des réponses dynamiques des systèmes et pour la prédiction des dommages dus à leurs comportements non linéaires sous d'intenses excitations sismiques, l'identification des effets de la nonstationnarité du contenu fréquentiel des mouvements sismiques sur la réponse non linéaire des structures n'a pas été suffisamment considérée.

Dans le présent travail, un modèle stochastique de simulation [3] basé sur le concept de spectre physique [5] est utilisé pour mener une investigation de l'identification de ces effets à travers l'analyse de spectres de demande de ductilité et du phénomène de résonance mobile.

Modèles stochastiques de génération de mouvements sismiques forts

L'enregistrement accélérométrique sélectionné pour cette investigation est la composante horizontale du séisme de Loma Pieta du 17 Octobre 1989. Cet accélérogramme, caractérisé par une grande valeur du pic d'accélération et une forte nonstationnarité tant en amplitudes temporelles qu'en contenu fréquentiel, est utilisé en tant qu'enregistrement cible pour l'application de deux modèles stochastiques de mouvements forts.

Le premier modèle de génération d'accélération sismiques à contenu fréquentiel variable noté TVF a pour expression :

$$x(t) = \sum_{k=1}^N A(f_k, t) \sin[2\pi f_k t + \theta(f_k, t)] \quad (1)$$

dont les amplitudes spectrales $A(f_k, t)$ au temps t sont déterminées comme suit :

$$A(f_k, t) = \sqrt{4 S_{xx}(f_k, t) \Delta f_k} \quad (2)$$

Où $S_{xx}(f_k, t)$ est la valeur du modèle analytique de spectre physique, dont l'expression analytique à chaque instant t est fonction des paramètres fréquentiels $f^0(t)$, $f^s(t)$ et $\alpha(t)$ [3]. Les deux premiers paramètres, dont l'évolution temporelle pour l'enregistrement cible, est illustrée en traits fins sur la Figure 1, représentent respectivement fréquence moyenne instantanée (associée au centre de gravité de la surface sous la courbe du spectre instantané) et la dispersion de l'énergie

autour de $f^0(t)$. Le troisième paramètre est l'amplitude instantanée de l'enveloppe temporelle.

Le contenu stationnaire du deuxième modèle à contenu fréquentiel constant noté TIF est représenté par le spectre d'amplitudes de Fourier de l'enregistrement cible. Il est à noter que ce spectre peut être interprété comme un cas limite du spectre physique $S_{xx}(f, t)$ avec des valeurs de $f^0(t) = 2.95$ Hz et $f^s(t) = 1.2$ Hz constantes tout le long de l'axe temporel comme illustrés en traits gras sur la Figure 1.

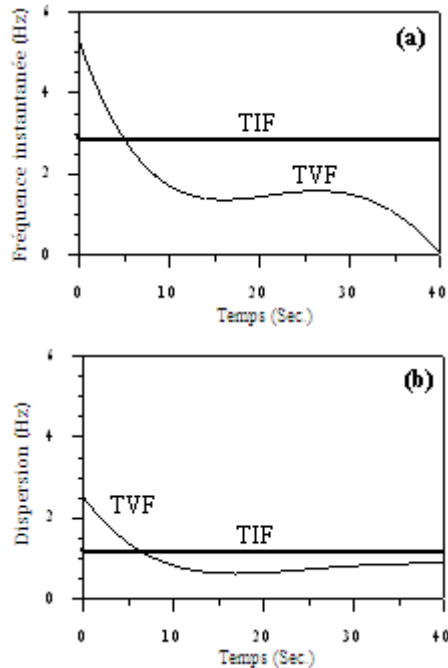


Figure 1 : Evolution temporelle : (a) fréquence instantanée $f^0(t)$ et (b) dispersion $f^s(t)$ pour les modèles TIF et TVF.

Les phases $\theta(f_k, t)$ pour les deux modèles TIF et TVF sont générées à chaque instant t en utilisant la distribution probabiliste des dérivées de phases qui a été introduite par Nigam [8]. Cette distribution, qui dépend des rapports des trois premiers moments associés aux propriétés globales de l'enveloppe de la fonction d'intensité de l'accélération du sol, est donné par

$$P[\phi'(f)] = \frac{t_d^2}{2[(\phi'(f) + t_m)^2 + t_d^2]^{3/2}} \quad \text{si } \phi'(f) < 0$$

$$P[\phi'(f)] = \frac{t_d^2}{2[(\phi'(f) - t_m)^2 + t_d^2]^{3/2}} \quad \text{si } \phi'(f) \geq 0 \quad (3)$$

où $\phi'(f)$ est la dérivée par rapport à la fréquence de la phase alors que t_m et t_d représentent respectivement la moyenne et la déviation standard de la fonction décrivant l'enveloppe des variations temporelles de l'intensité.

Un contenu phasique identique pour les deux modèles TIF et TVF assure les mêmes caractéristiques de nonstationnarité temporelle. Les deux modèles se distinguent donc uniquement par la différence de leurs contenus fréquentiels.

Modèles de comportement des structures

Dans le but d'identifier les effets prédominants des nonstationnarités spectrales de mouvements sismiques sur la réponse nonlinéaire des structures, on considère des systèmes simples représentés par des oscillateurs nonlinéaires à un degré de liberté avec un comportement hystérétique idéalisé. Pour des raisons d'espace, un seul des trois modèles de dégradation de rigidité utilisés et représenté par le modèle élasto – plastique orienté vers le déplacement maximal [4], noté EPO, est présenté dans ce papier et illustré dans la Figure 2 ci - dessous.

Le système dynamique nonlinéaire à un degré de liberté associé à ce modèle hystérétique est défini de manière singulière par i) la valeur initiale de la fréquence angulaire $\omega_0 = (k_0/m)^{1/2} = 37.69 \text{ rad/s}$ où m est la masse du système et k_0 la rigidité initiale qui s'exprime comme le rapport de la force élastique R_Y au déplacement élastique u_Y , ii) le coefficient d'amortissement initial $\xi_0 = c/[2(k_0m)^{1/2}] = 5\%$ où c est le coefficient d'amortissement et iii) le coefficient de force $\beta = R_Y / mg$ qui exprime la force élastique du système comme une fraction de son propre poids. Une intégration pas à pas directe de l'équation de mouvement nonlinéaire amortie basée sur l'algorithme de Newmark a été utilisée.

De plus, un paramètre structural clé est introduit pour décrire la fréquence structurale effective instantanée définie comme suit :

$$f_{\text{eff}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{R(u_i, u_i')}{m u_i}} \quad (4)$$

où le rapport $R(u_i, u_i' = 0) / u_i$ est associé à la fréquence cyclique effective du système hystérétique pour une amplitude d'oscillation donnée et $R(u_i, u_i' = 0)$ est la force de rappel en un point de retour u_i qui est soit maximum local, soit un minimum local de la réponse u (c-à-d $u_i = 0$) [1].

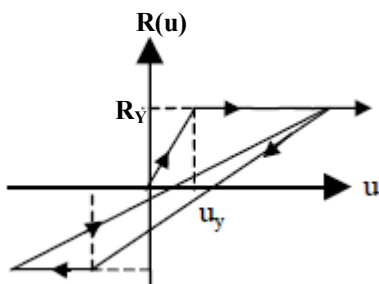


Figure 2 : Modèle hystérétique

Les deux autres modèles hystérétiques que nous avons utilisés dans ce travail et que nous ne présentons pas dans ce papier sont :

EPP : Modèle élasto-plastique parfait

PEN : Modèle de Clough-Penzien [2]

Analyses et résultats

Effet de la variation temporelle du contenu fréquentiel

Dans le but d'investiguer l'identification de l'effet de la nonstationnarité du contenu fréquentiel des mouvements forts du sol sur la réponse inélastique d'oscillateurs simples à un degré de liberté, on génère deux ensembles de 100

accélérogrammes en utilisant les modèles TIF et TVF. Pour chaque modèle hystérétique donné, les ensembles respectifs de réponses temporelles sont obtenus par intégration par parties de l'équation de mouvement. Les ensembles correspondant de valeurs de ductilité $\mu = \frac{u}{u_y}$ sont alors calculés et analysés statistiquement.

La variabilité de la ductilité est représentée en terme de spectres de ductilité estimés en utilisant les statistiques d'ordre de rang 5, 10, 30, 50, 70, 90 et 95 c'est - à - dire que les valeurs des ductilités pour chaque période, considérées comme variables "réponses aléatoires", associées aux 5^{ème}, 10^{ème}, 30^{ème}, 50^{ème}, 70^{ème}, 90^{ème} et 95^{ème} centiles sont estimées respectivement par les 5, 10, 30, 50, 70, 90 et 95 premières valeurs parmi les 100 simulées.

Pour des raisons évidentes d'espace, nous ne représentons que les résultats obtenus pour le modèle EPP. Des résultats similaires ont été obtenus en utilisant les modèles EPO et PEN. Les Figures 3a et 3b montrent les fluctuations probables de la demande de ductilité en fonction de la période propre de vibration du système mécanique oscillant nonlinéaire (pour un taux d'amortissement $\xi = 0.05$) pour les différents centiles et pour les modèles TVF et TIF respectivement (traits pointillés). On a représenté sur ces mêmes figures, en traits pleins, le spectre de ductilité associé à l'enregistrement cible.

En analysant de près ces figures, on voit que le meilleur ajustement entre les spectres probabilistes et le spectre cible est obtenu pour le modèle TVF et ce pour l'ensemble des valeurs de l'intervalle de périodes considéré. Par ailleurs, pour les

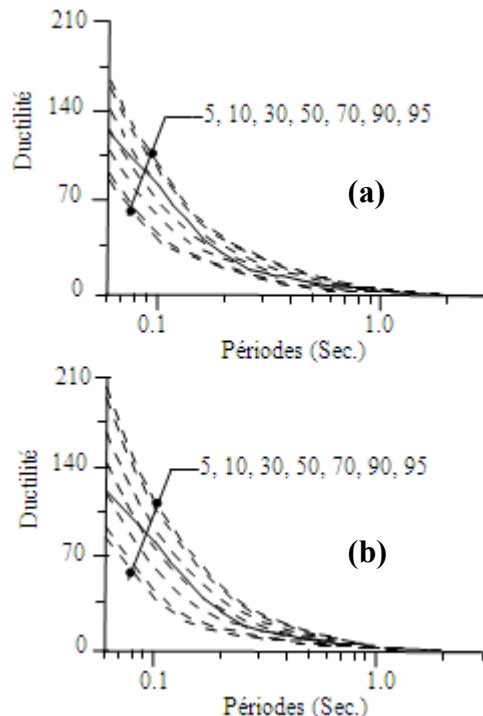


Figure 3 : Spectres de ductilité probabilistes (trait en pointillés) celui correspondant à l'enregistrement original (trait plein) : (a) Model TIF et (b) modèle TVF

valeurs de la période inférieures à environ 0.3 secondes, on remarque que les accélérogrammes synthétiques associés au modèle TVF conduisent à des demandes de ductilité plus

importantes que celles associées au modèle TIF. La différence marquée entre les deux modèles, est probablement due à l'effet de la résonance mobile qui dépend de l'évolution dans le temps, de la "distance" entre la fréquence effective de l'oscillateur et la fréquence moyenne du signal d'entrée. Les effets de la variation temporelle du contenu fréquentiel engendrent des augmentations d'environ 60% de la demande de ductilité.

Ces constatations corroborent les observations effectuées dans le paragraphe ci – dessous.

Effets de la résonance mobile

La Figure 4c représente la réponse en déplacement de l'oscillateur à caractéristiques non linéaires (modèle EPP) associé au modèle stochastique nonstationnaire TVF. En examinant de près ce signal, on remarque que celui – ci est caractérisé par des pics significatifs situés à des abscisses temporelles qui correspondent globalement à celles où la "distance" entre les courbes représentant respectivement la fréquence effective de l'oscillateur et la fréquence instantanée est la plus petite comme illustré sur la Figure 4a. les intersections entre ces deux courbes, qui correspondent à plusieurs valeurs le long de l'axe des temps, illustrent le phénomène de résonance mobile dont les effets s'expliquent par les constatations décrites ci - dessus.

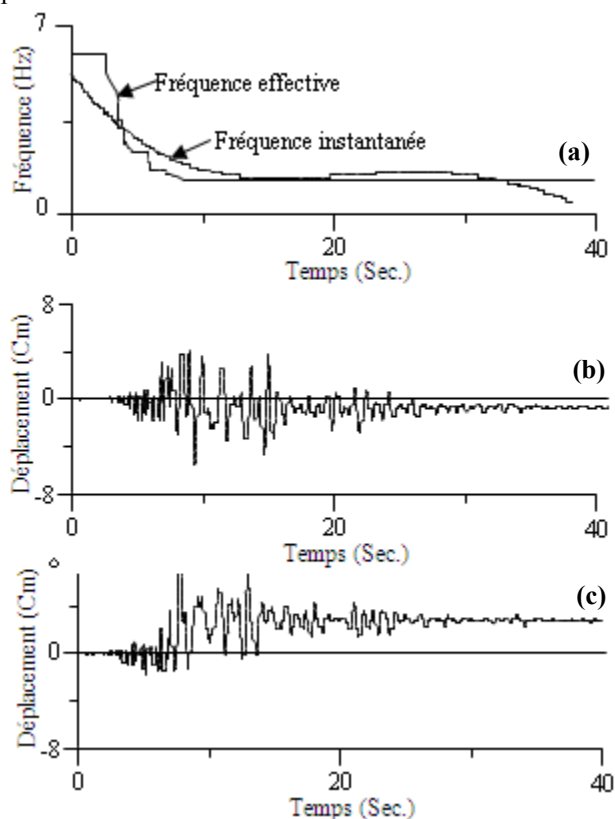


Figure 4 : Evolution temporelle (a) de la fréquence instantanée $f^0(t)$ des excitations et de la fréquence effective f_{eff} du système (b) de la réponse en déplacement non linéaire associée à l'enregistrement réel (c) au modèle TVF.

De plus, on remarque en analysant les Figures 4b et 4c que l'accélérogramme cible et l'accélérogramme simulé TVF sont en bonne concordance en terme de temps d'occurrence des pics majeurs et autres paramètres caractéristiques de réponse.

Conclusion

Dans cette investigation préliminaire, les effets de nonstationnarités spectrales sur les vibrations de systèmes mécaniques nonlinéaires ont été examinés en utilisant les modèles sismiques stochastiques TIF et TVF. L'analyse critique des résultats de simulation montrent que l'approche nonstationnaire donne un meilleur ajustement des réponses nonlinéaires aléatoires avec celle, déterministe, associée à l'enregistrement cible. Par ailleurs, la nonstationnarité spectrale a pour effet d'engendrer des amplitudes de réponse nonlinéaire jusqu'à 60% plus importantes que celle obtenue avec une excitation stationnaire. Comme confirmé par les résultats de l'analyse de la résonance mobile, ce résultat frappant peut être expliqué par le fait que le modèle TVF a la capacité de reproduire les caractéristiques clés des accélérogrammes réels influençant celles des mouvements sismiques et de la réponse inélastique des systèmes.

En outre, les résultats obtenus en utilisant les modèles de simulation TIF et TVF montrent que le phénomène de résonance mobile peut être avantageusement utilisé comme procédure de test pour contrôler la validité des modèles de simulation utilisés pour l'estimation de réponses sismiques faibles des systèmes mécaniques inélastiques.

Des investigations utilisant la méthodologie décrite dans le présent papier et incluant différentes classes d'excitations sismiques et d'autres modèles mécaniques nonlinéaires sont en cours pour consolider d'avantage les résultats obtenus et probablement trouver de nouvelles conclusions.

Références

- [1] Cifuentes, A. O., Iwan, W. D., *Non linear System Identification Based on Modelling of Restoring Force Behaviour*, International Journal of Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol. 8, N° 1, 1989, pp. 2- 8.
- [2] Clough, R. W. (1966), *Effects of stiffness degradation on earthquake ductility requirement.* Rep. No. 6614, Struct. and Mat. Res., University of California, Berkeley, Calif.
- [3] Hammoutene, M., (1995), *Simulation Nonstationnaire et Bidimensionnelle des Enregistrements des Tremblements de Terre*, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Polytechnique, Alger.
- [4] Ibarra, L. F. et Krawinkler, H., (2005), *Global collapse of frame structures under seismic excitations*, Research Report N° 152, J. A. Blume Earthquake Engineering Center, Stanford University, USA.
- [5] Mark, W.,D., (1986), *Power Spectrum Representation for Nonstationary Random Vibration Studies in Applied Mechanics 14*, Random vibrations-Status and Recent Developments, The S. H. Crandall Festschrift, pp.211-240,.
- [6] Moustafa, A. Takewaki, I., (2011), *Response of nonlinear single-degree-of-freedom structures to random acceleration sequences*, Engineering Structures, Volume 33, Issue 4, Pages 1251-1258.
- [7] Náprstek, J., Fische, C., (2002), *Non-stationary response of structures excited by random seismic processes with time variable frequency content*, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Volume 22, Issues 9–12, Pages 1143-1150
- [8] Nigam, N.,C., *Phase Properties of Earthquake Ground Acceleration Records* Proceeding of Ninth World Conference on Earthquake Engineering, San-Fransisco, pp.549-556, 1984.

VIBRATIONS NON LINEAIRES D'UNE PLAQUE MINCE SOUMISE A UNE EXCITATION COMPLEXE DE MEMBRANE ET DE FLEXION PAR UNE METHODE ASYMPTOTIQUE NUMERIQUE

L. BENCHOUAF, E. H. BOUTYOUR

Laboratoire des Energies Renouvelables, Optimisation & Mécanique, B. P. 577, Faculté des Sciences et Techniques, Université Hassan I, Settat.

Résumé

Dans ce travail, on s'intéresse aux vibrations non linéaires des plaques minces de von Karman soumises à un ensemble d'excitations harmoniques de membrane et de flexion. L'utilisation de la méthode de la balance harmonique permet de transformer le problème initial en un problème statique. La solution est recherchée par une méthode asymptotique numérique. Les différents cas de résonances ainsi que leurs interactions sont traitées.

Introduction

Les plaques minces sont largement utilisées dans plusieurs domaines industriels tels que l'aéronautique, la mécanique, le génie civil, etc. La majorité des études réalisées sur la dynamique des plaques se limitent au comportement linéaire. Cependant, il est bien connu qu'à partir d'une certaine amplitude d'oscillations, des non linéarités géométriques apparaissent et peuvent induire des instabilités telles que les bifurcations ou le chaos. Plusieurs études utilisant des méthodes analytiques, semi analytique ou numériques ont été développés sur les vibrations en flexion des plaques [1], [2], [3], [4].

Dans ce travail, on s'intéresse aux vibrations non linéaires des plaques minces de von Karman soumises à un ensemble d'excitations harmoniques de membrane et de flexion. L'utilisation de la méthode de la balance harmonique permet de transformer le problème initial en un problème statique. La solution est recherchée par une méthode asymptotique numérique. Les différents cas de résonances ainsi que leurs interactions sont traitées.

Formulation

On considère une plaque mince, homogène, isotrope, rectangulaire de longueur L, de largeur l et d'épaisseur h, de densité massique ρ , soumis à une excitation harmonique complexe en membrane et en flexion de fréquences ω_1 et ω_2 , respectivement.

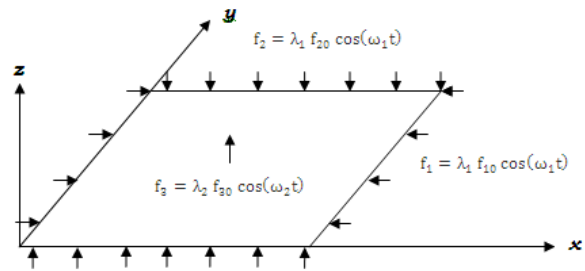


Figure 1: Plaque en appuis simple soumise à deux excitations harmoniques de membrane et de flexion.

On note, par u et v, les composantes en membrane du déplacement de la surface moyenne de la plaque, et par w sa composante transversale. La déformation de Green-Lagrange associée varie linéairement avec l'épaisseur:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\gamma} + \boldsymbol{\varepsilon}^k \quad (1)$$

où la déformation de membrane peut être décomposée en une partie linéaire et une partie non linéaire $\boldsymbol{\gamma} = \boldsymbol{\gamma}^l + \boldsymbol{\gamma}^{nl}$, k correspond à la déformation de flexion.

Selon le modèle de von Karman, on a:

$$\boldsymbol{\gamma}^l = \begin{Bmatrix} \partial u / \partial x \\ \partial v / \partial y \\ \partial u / \partial y + \partial v / \partial x \end{Bmatrix} \quad (2a)$$

$$\boldsymbol{\gamma}^{nl} = \begin{Bmatrix} \frac{1}{2} (\partial w / \partial x)^2 \\ \frac{1}{2} (\partial w / \partial y)^2 \\ (\partial w / \partial x) (\partial w / \partial y) \end{Bmatrix} \quad (2b)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^k = \begin{Bmatrix} -\delta^2 w / \partial x^2 \\ -\delta^2 w / \partial y^2 \\ -2\delta^2 w / \partial x \partial y \end{Bmatrix} \quad (2c)$$

Les contraintes et les moments sont donnés par la loi de Hooke:

$$\mathbf{N} = \begin{Bmatrix} N_{xx} \\ N_{yy} \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = [\mathbf{C}_m] \{\boldsymbol{\gamma}\} \quad (3a)$$

$$\mathbf{M} = \begin{Bmatrix} M_{xx} \\ M_{yy} \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = [\mathbf{C}_b] \{\mathbf{k}\} \quad (3b)$$

ou C_m et C_b sont les matrices de comportement en membrane et en flexion, respectivement.

Le mouvement de la plaque est gouverné par le principe d'Hamilton.

$$\delta \int_{t_1}^{t_2} (\mathbf{H} \mathbf{R} - \mathbf{T}) dt = 0 \quad (4)$$

ou la fonctionnelle mixte d'Hellinger-Reissner s'écrit sous la forme:

$$\mathbf{H} \mathbf{R} = \int_{\Omega} \left(\mathbf{N} : \boldsymbol{\gamma} - \frac{1}{2} \mathbf{N} : \mathbf{C}_m^{-1} : \mathbf{N} + \frac{1}{2} \mathbf{k} : \mathbf{C}_b : \mathbf{k} \right) d\Omega - W_{ext} \quad (5)$$

ou W_{ext} correspond au travail des forces extérieures.

En négligeant les termes d'inertie de rotation, l'énergie cinétique de la plaque est donnée par:

$$T = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \rho h (\dot{u}^2 + \dot{v}^2 + \dot{w}^2) d\Omega \quad (6)$$

Méthode de la balance harmonique

En supposant que la flèche est donnée par [3] :

$$w = w \cos \omega_2 t \quad (7)$$

on montre que les déplacements de membrane peuvent s'écrire sous la forme:

$$\begin{cases} u = u_1 \cos \omega_1 t + u_2 \cos^2 \omega_2 t \\ v = v_1 \cos \omega_1 t + v_2 \cos^2 \omega_2 t \end{cases} \quad (8)$$

L'injection de l'expression (8) dans les équations (2) et (3) donne:

$$\begin{aligned} \gamma &= \Gamma_1^1 \cos \omega_1 t + \Gamma_2^1 \cos^2 \omega_2 t + \Gamma^{nl} \cos^2 \omega_2 t \\ N &= N_1^1 \cos \omega_1 t + N_2^1 \cos^2 \omega_2 t + N^{nl} \cos^2 \omega_2 t \\ k &= k \cos \omega_2 t \end{aligned} \quad (9)$$

Dans la suite, on suppose que $\omega_2 = n\omega_1 = n\omega$ (n est un réel). En utilisant le principe d'Hamilton et en séparant la partie linéaire et la partie quadratique, l'équation de mouvement peut être écrite sous une forme statique [1]:

$$\langle LU, \delta U \rangle + \langle Q(U, U), \delta U \rangle - \omega^2 \langle MU, \delta U \rangle = \langle F, \delta U \rangle \quad (10)$$

ou $U = (u_1, v_1, u_2, v_2, w, N)$ est un vecteur mixte, L et M sont des opérateurs linéaires, Q est un opérateur quadratique symétrique et F est le vecteur force. On a les relations suivantes:

$$\begin{aligned} \langle LU, \delta U \rangle &= \int_{\Omega} \left\{ (N_1^1; \delta F_1^1 + \delta N_2^1 (\Gamma_2^1 - C_m^{-1}; N_2^1)) \right. \\ &\quad \left. + \frac{3}{4} (\delta N_2^1 + \delta N^{nl}); (\Gamma_2^1 - C_m^{-1}; (N_2^1 + N^{nl})) \right. \\ &\quad \left. + \frac{3}{4} (N_2^1 + N^{nl}); \delta \Gamma_2^1 + \delta k; C_v; k \right\} d\Omega \end{aligned} \quad (11a)$$

$$\langle Q(U, U), \delta U \rangle = \frac{3}{4} \int_{\Omega} \left\{ (\delta N_2^1 + \delta N^{nl}); \Gamma^{nl} \right. \\ \left. + (N_2^1 + N^{nl}); \delta \Gamma^{nl} \right\} d\Omega \quad (11b)$$

$$\langle MU, \delta U \rangle = \rho h \int_{\Omega} \left\{ (u_1 \delta u_1 + v_1 \delta v_1) \right. \\ \left. + n^2 (u_2 \delta u_2 + v_2 \delta v_2 + w \delta w) \right\} d\Omega \quad (11c)$$

$$\langle F, \delta U \rangle = \int_{\Omega} \left\{ \frac{1}{1} f_{10} \delta u_{1,x} + \frac{1}{1} f_{20} \delta v_{1,y} + f_{30} \delta w \right\} d\Omega \quad (11d)$$

Recherche de solution par une méthode asymptotique numérique

On suppose que l'on connaît une solution triviale (U_0, ω_0) du problème (10) et que l'on peut représenter la solution sous la forme d'une série entière fonction d'un certain paramètre de contrôle "a" identifié à une longueur d'arc:

$$\begin{aligned} U &= U_0 + a U_1 + a^2 U_2 + a^3 U_3 + \dots + a^p U_p \\ \omega^2 &= \omega_0^2 + a \omega_1 + a^2 \omega_2 + a^3 \omega_3 + \dots + a^p \omega_p \end{aligned} \quad (12)$$

$$\langle U - U_0, U_1 \rangle + (\omega^2 - \omega_0^2) \omega_1 = a \quad (13)$$

En injectant (12) dans les équations (10) et (13) et en identifiant suivant les puissances de "a", on obtient une succession de problèmes linéaires ayant le même opérateur tangent:

Ordre 0 :

$$LU_0 - \omega_0^2 MU_0 + Q(U_0, U_0) = F \quad (14)$$

Ordre p :

$$\begin{cases} LU_p - \omega_p^2 MU_p = \omega_p^2 MU_0 + \sum_{r=1}^{p-1} \omega_r MU_{p-r} - \sum_{r=1}^{p-1} Q(U_r, U_{p-r}) \\ u_p u_1 + \omega_p \omega_1 = 0 \end{cases} \quad (15)$$

Discrétisation par la méthode des éléments finis

En revient à une écriture en déplacement pure pour la résolution avec la méthode d'éléments finis classique en déplacement. Après discrétisation en éléments finis, l'équation (15) conduit à :

$$[K_r(U_0)] \{U_p\} = \omega_p [M_n] \{U_0\} + F_p^{nl} \quad (16)$$

$[K_r(U_0)]$ est la matrice de rigidité tangente au point de départ (U_0, ω_0), $[M_n]$ est la matrice masse et F_p^{nl} représente la partie restante du côté droite de l'équation (15).

$$\begin{aligned} F_p^{nl} &= \sum_{r=1}^{p-1} \omega_r \rho h \int_{\Omega} \left\{ u_{1p-r} \delta u_1 + v_{1p-r} \delta v_1 \right. \\ &\quad \left. + n^2 (u_{2p-r} \delta u_2 + v_{2p-r} \delta v_2 + w_{p-r} \delta w) \right\} d\Omega \\ &\quad - \frac{3}{4} \int_{\Omega} \left\{ [G]^T; (\sum_{r=1}^{p-1} [A(v_{p-r})]) [S_r] \right. \\ &\quad \left. + [B(v_0)]^T; [D]; (\sum_{r=1}^{p-1} \frac{1}{2} [A(v_{p-r})]) [\theta(v_r)] \right\} d\Omega \end{aligned} \quad (17)$$

Références

[1]. A.W. Leissa. The free vibration of rectangular plates. Journal of Sound and Vibration, 31, Pages 257-293, 1973
 [2]. C. Mei and K. Decha-Umphai. A finite element method for non-linear forced vibrations of rectangular plates. American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal 23, 1104-1110, 1985
 [3]. L. Azrar, E. H. Boutyour and M. Potier-Ferry. Non-linear forced vibrations of plates by an asymptotic numerical method. Journal of Sound and Vibration, 252(4), 657-674, 2002
 [4]. M. Amabili. Nonlinear vibrations of rectangular plates with different boundary conditions: theory and experiments. Computers and Structures, 82, 2587-2605, 2004

EVOLUTION DE LA REPONSE SISMIQUE D'UN SOL EN UTILISANT LA PROCEDURE DES ELEMENTS FINIS ET LE CODE DE CALCUL QUAD4M.

A. ELORF⁽¹⁾, J.CHAOUFI⁽¹⁾, D.AGLIZ⁽¹⁾, C.VALLEE⁽²⁾, H.FATMAOUI⁽¹⁾, N.BOULFAF⁽¹⁾, E. ARJDAL⁽¹⁾, A.GHAFIRI⁽¹⁾

⁽¹⁾ Laboratoire d'Electronique de Traitement du signal et de Modélisation Physique, Département de physique, Université Ibn Zohr, 80000 Agadir, Maroc

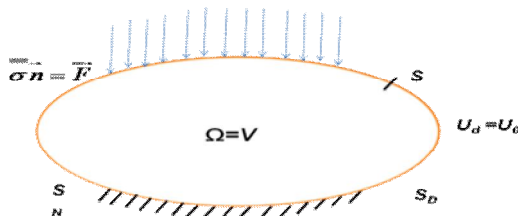
⁽²⁾ Institut P' UPR, Université de Poitiers, 3346 CNRS Poitiers, France, elorf.abdel@gmail.com

Résumé : Le but de ce travail est d'étudier l'évolution de la réponse sismique d'un sol en utilisant le code QUAD4M qui est basé sur la procédure des éléments finis. Il s'agit d'étudier les comportements d'un sol en faisant décomposer les couches de mêmes caractéristiques de ce sol en plusieurs éléments équivalents et donc avoir une information sur le signal sismique dans chaque élément étudié et ainsi sur la surface après une excitation donnée.

Introduction

En termes de prévention du risque associé aux séismes, la prédiction quantitative des phénomènes de propagation et d'amplification des ondes sismiques dans des structures géologiques complexes devient essentielle.

Les effets de site sont des modifications du signal sismique liés à la configuration géologique de surface et qui conduisent souvent à une aggravation des dégâts. Ces effets dépendent du relief et de la nature géologique du sol. Pour l'estimation de ces effets, on peut utiliser deux approches différentes, soit par des méthodes expérimentales (exemple micro-zonage sismique), soit par une méthode de simulation numérique qui est un outil important. Dans le cadre de l'étude des risques sismiques, la modélisation géo-mécanique intervient à une échelle plus locale. Elle permet de quantifier les effets de site et la méthode des éléments finis est l'outil adapté pour sa mise en œuvre. Il s'agit de l'une des approches numériques la plus répandue en mécanique des sols [1] [2] [3].



Position du problème

Le but est de traiter le problème en cherchant la réponse à l'excitation sismique dans les géo-matériaux dont on établit l'équation fondamentale du mouvement du sol en utilisant la procédure des éléments finis.

Figure 1 : un milieu continu occupant un domaine Ω

On considère un milieu continu occupant un domaine $\Omega \subset R^3$ de volume V comme illustré sur la figure 1 $S :$

le bord ou la surface extérieure de Ω telle que $S=S_D \cup S_N$ où on applique sur S_N des forces et sur S_D on impose des déplacements.

$S :$ le bord ou la surface extérieure de Ω telle que $S=S_D \cup S_N$ où on applique sur S_N des forces et sur S_D on impose des déplacements.

\bar{F} : vecteur contrainte imposé sur le bord de S_N

σ : la contrainte imposée sur le bord de S_N

\vec{n} : vecteur normal à la surface S_N

U_d : le déplacement imposé sur une partie du bord S_D

U_0 : le déplacement à l'état initial

1.1 Formulation forte

Avant de traiter le problème par éléments finis nous sommes obligés de passer par la formulation forte qui se résume à ce problème.

Dans Ω l'équation d'équilibre $\overline{div} \overline{\sigma} + \vec{f} = \rho \vec{\gamma} + \mu \vec{V}$ reliant le tenseur des contraintes $\overline{\sigma}$, les forces de volume \vec{f} , ρ : masse volumique, μ : coefficient d'amortissement, \vec{V} : vecteur vitesse et $\vec{\gamma}$: vecteur accélération. On suppose que les forces de volume sont négligeables l'équation précédente devient :

$$\overline{div} \overline{\sigma} = \rho \vec{\gamma} + \mu \vec{V} = \rho \frac{\partial^2 \vec{u}}{\partial t^2} + \mu \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} \quad (1)$$

où \vec{u} désigne le vecteur déplacement

Les composantes du tenseur des déformations ε_{ij} sont reliées aux composantes u_i du vecteur déplacement par :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$$

La loi de comportement élastique entre le tenseur des contraintes $\overline{\sigma}$ et le tenseur des déformations $\overline{\varepsilon}$:

$$\overline{\sigma} = C' \overline{\varepsilon}$$

C' désigne la matrice de souplesse.

Les conditions aux limites associées sont :

$U_d = U_0$ sur le bord S_D

$$\overline{\sigma} \vec{n} = \bar{F} \text{ Sur le bord } S_N$$

Comme conditions initiales on suppose qu'à $t = 0$ la structure est en équilibre et $U_d = U_0 = 0$.

Formulation matricielle

En utilisant la convention matricielle de Voigt les vecteurs des déplacements, des déformations et des contraintes s'écrivent respectivement par :

$$u = \begin{pmatrix} u_x \\ u_y \end{pmatrix} \quad \varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 2\varepsilon_{xy} \end{pmatrix} \quad \sigma = \begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{pmatrix}$$

La matrice de souplesse est :

$$[C] = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix}$$

où E désigne le module d'Young et ν le coefficient de Poisson.

1.3 Formulation faible (variationnelle) :

Pour traiter le problème par éléments finis, la formulation faible est d'une grande utilité. Il s'agit de réécrire la formulation forte sous forme énergétique en utilisant le principe des travaux virtuels qui stipule l'égalité entre la somme des travaux intérieurs et la somme des travaux extérieurs pour un déplacement virtuel quelconque $\delta \vec{u}$ appliqué à la région Ω .

En intégrant l'équation (1) sur un volume élémentaire v on obtient :

$$\int_v \delta u_i \sigma_{ij,j} dV = \int_v \delta u_i \rho \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} dV + \int_v \delta u_i \mu \frac{\partial u_i}{\partial t} dV \quad (2)$$

en prenant sur S_D

$$\delta \vec{u} = \vec{0}$$

A partir de l'équation précédente on obtient la formulation variationnelle utilisée pour la méthode des éléments finis :

$$\int_v \delta u_i \rho \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} dV + \int_v \delta u_i \mu \frac{\partial u_i}{\partial t} dV + \int_v \sigma_{ij,j} \delta \varepsilon_{ij} dV - \int_{S_N} \delta u_i \sigma_{ij} n_j dS_N \quad (3)$$

Discretisation en éléments finis au niveau de l'élément:

Le sol est supposé composé de plusieurs couches stratifiées de géo-matériaux. Nous considérons que les interfaces entre les couches sont planes comme indiqué dans la figure 2. La discrétisation en éléments finis consiste à représenter chaque couche de même caractéristique par plusieurs éléments de type quadrilatère à quatre nœuds.

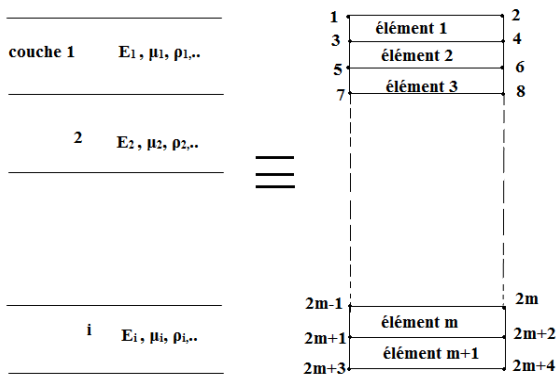


Figure 2 : discrétisation par éléments finis « maillage »

On choisit d'approcher le déplacement par une discrétisation partielle.

Soit $\{\delta q^e\}$ un déplacement virtuel des nœuds, il provoque des déplacements à l'intérieur de l'élément Ω^e qui sont :

$$\delta u(x,t) = [N^e(x)] \{\delta q^e(t)\}$$

où $[N^e]$ définit la matrice d'interpolation élémentaire et x les coordonnées dans l'espace [4].

L'assemblage des quantités élémentaires permet d'obtenir un système différentiel du second ordre par rapport au temps :

$$[M] \ddot{u} + [C] \dot{u} + [K] u - F = 0 \quad (5)$$

Avec

$$[M] = \sum_{e=1}^m [A^e]^T [M^e] [A^e] : \text{Matrice globale de masse.}$$

$$[C] = \sum_{e=1}^m [A^e]^T [C^e] [A^e] : \text{Matrice d'amortissement.}$$

$$[K] = \sum_{e=1}^m [A^e]^T [K^e] [A^e] : \text{Matrice globale de rigidité.}$$

$$\{F\} = \sum_{e=1}^m [A^e]^T \{F^e\} = [M] \ddot{q}_g : \text{Le vecteur de forces nodales.}$$

\ddot{q}_g : est l'accélération de l'excitation.

$[A^e]$ Représentant la matrice d'assemblage de l'élément

(e) dans la structure globale et m le nombre d'élément.

Souvent, on écrira $[C]$ sous la forme d'une combinaison linéaire de $[M]$ et $[K]$:

$$[C] = \alpha [M] + \beta [K]$$

Où : α et β sont des grandeurs scalaires appelées coefficients d'amortissement de Rayleigh. Elles peuvent être liées à une constante d'amortissement par :

$$\mu = \frac{\alpha + \beta \omega^2}{\omega}$$

Résolution par la Méthode Newmark β

Newmark a mis au point différentes méthodes [4] en proposant plusieurs expressions pour calculer les dérivés par rapport au temps. Elles sont basées sur l'approximation suivante:

$$\begin{aligned} \{\dot{u}_N\} &= \{\dot{u}_{N-1}\} + [(1-\gamma)\Delta t] \{\ddot{u}_{N-1}\} + (\gamma \Delta t) \{\ddot{u}_N\} \\ \{u_N\} &= \{u_{N-1}\} + (\Delta t) \{\dot{u}_{N-1}\} + [(0.5+\beta)(\Delta t)^2] \{\ddot{u}_{N-1}\} + \beta (\Delta t)^2 \{\ddot{u}_N\} \end{aligned} \quad (6)$$

Les paramètres β et γ déterminent la variation de l'accélération à un pas de temps donné. La stabilité de la méthode dépend de la valeur de β choisie. Il existe deux cas particuliers de la méthode de Newmark soit l'accélération moyenne ($\beta = 1/4$ et $\gamma = 1/2$), soit l'accélération linéaire ($\beta = 1/6$ et $\gamma = 1/2$).

Les relations (6) peuvent s'écrire de manière équivalente comme :

$$\begin{aligned} \{\dot{u}_N\} &= \{\dot{\tilde{u}}_N\} + (\gamma \Delta t) \{\ddot{u}_N\} \\ \{u_N\} &= \{\tilde{u}_N\} + \beta (\Delta t)^2 \{\ddot{u}_N\} \end{aligned}$$

Résultats

5.1 Exemple

Dans cet exemple nous allons présenter le cas d'un sol est composé de 30 éléments à 62 nœuds avec quatre types de sol différents. Le fichier de requête d'entrée utilisé est présenté dans la figure (3). Il présente l'événement sismique de Kobe, tremblement de terre de Hanshin-Awaji. Le signal a été normalisé à une accélération maximale de 0,3 g.

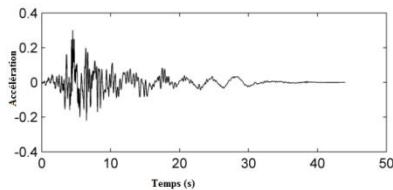


Figure 3: Accélération en fonction du temps « signal d'entrée de Kobe normalisé à 0.3g »

L'accélération à la sortie est calculée dans chaque élément dans les 62 nœuds représentant le sol. La figure 4 montre le signal de sortie dans les deux nœuds 59 qui correspond à la couche la plus proche de l'excitation « signal d'entrée » et le nœud 2 qui correspond à la surface.

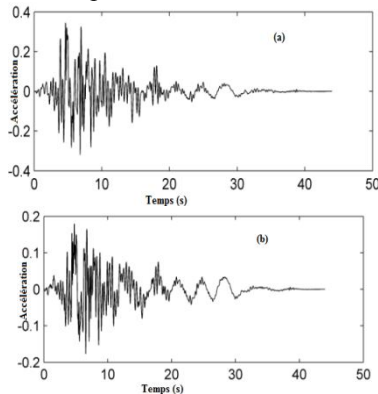


Figure 4 : Accélération à la sortie en fonction du temps.
(a) : signal d'accélération calculé au nœud 59.
(b) : signal d'accélération calculé nœud 2.

La réponse spectrale est donnée en faisant le rapport des amplitudes de Fourier entre le signal de sortie et d'entrée. La figure suivante illustre la réponse spectrale du signal de Kobe normalisé a 0.3g.

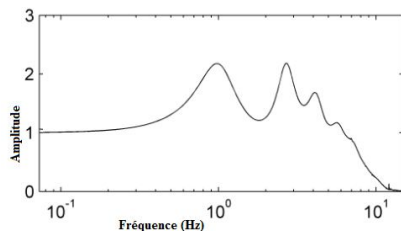


Figure 5 : Rapport spectral de Kobe normalisé à 0.3g

Comparaison des spectres à différentes normalisations

Nous avons effectué le même calcul que précédemment pour les différentes normalisations de l'accélération pour le

même profil d'une couche de sable de 30m sur un sol rocheux. La figure suivante illustre la réponse spectrale pour quatre normalisations différentes.

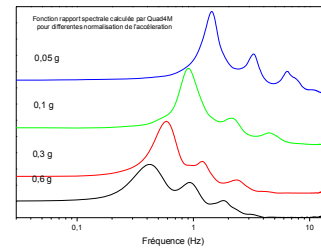


Figure 6 : Réponse spectrale dans différentes normalisations de l'accélération

On constate d'après cette figure que le pic principal d'amplitude ne correspond pas à la même valeur de fréquence pour les différents cas de calcul, cela s'explique par la non-linéarité du comportement du sol.

5.3 Discussion et Conclusion.

Ce travail nous a permis d'étudier le comportement du sol face à un séisme grâce à la méthode des éléments finis, les chercheurs ont été amenés à construire des modèles qui peuvent être plus ou moins complexes pour étudier de telles situations. Au cours du siècle dernier le rôle du sol dans l'amplification du séisme a été observé expérimentalement. On a donc pu noter l'importance de l'effet de site aussi bien géologique que topographique. De même que les sols et leur comportement ont été étudiés. On est amené à établir un certain nombre de modèles qui prennent en compte le comportement non linéaire des géomatériaux.

Références

- [1] Seed, H. B., and Idriss, I. M. (1970). *Soil moduli and damping factors for dynamic response analyses*, College of Engineering University of California Berkeley., Berkeley.
- [2] Idriss, I. M. (1990). "Response of Soft Soil Sites During Earthquakes." *Proceedings of the Symposium to Honor H.B. Seed*, Berkeley, CA, 273-289.
- [3] seed, H.B and Idriss, I.M (1970) "soil moduli and damping factor for dynamic Response Analyses," Report No EERC 70-10, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, December,
- [4] Newmark, N. M. (1959). "A Method of Computation for Structural Dynamics." *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 85, 67-94.

RECONSTRUCTION DE FORCE D'IMPACT VIA L'APPROCHE BAYESIENNE

S. SAMAGASSI¹, A. KHAMLI¹, A. DRIOUACH¹, E. JACQUELIN²

¹Laboratoire SC, FS Tétouan, Maroc

²Laboratoire LMM, UCB Lyon, France

Introduction

La connaissance de la force exercée sur un système mécanique est une information très importante dans de nombreuses applications en dynamique des structures. Cependant sa mesure par des transducteurs est une tâche difficile, voire impossible, dans plusieurs cas.

C'est la raison pour laquelle, les méthodes indirectes sont souvent préférées. Elles consistent à reconstruire la force en inversant le modèle du système mécanique.

Ces dernières années, divers modèles basés sur des méthodes de reconstruction de force ont été proposées [1-8]. Une grande attention a été portée sur la stabilité de l'inversion par exemple au moyen de la décomposition en valeurs singulières suivi d'une régularisation de type Tikhonov [3-5].

Dans ce travail, la reconstruction de la force est étudiée selon une perspective bayésienne en considérant les quantités inconnues comme des variables aléatoires [9,10]. Cette approche fournit un cadre probabiliste rigoureux permettant de tenir compte de toutes les sources d'erreurs possibles qui participent à l'incertitude de la force à reconstruire, y compris le bruit et l'incertitude du modèle.

L'incertitude du modèle peut être codée au niveau de la fonction de réponse temporelle ainsi qu'au niveau des paramètres définissant l'excitation et la mesure. La reconstruction bayésienne de la force est établie au travers de la méthode dite Monte Carlo sur Chaîne de Markov *Markov Chain Monte Carlo* (MCMC). L'intervalle bayésien de confiance contenant la force reconstruite et qui intègre l'information a priori et a posteriori peut être déterminé avec une probabilité donnée. Une estimation de la solution du problème inverse peut aussi être obtenue grâce au calcul de la moyenne conditionnelle.

Reconstruction de force d'impact dans un contexte bayésien
Nous considérons une poutre élastique homogène à section uniforme qui subit une force résultant d'un impact non ponctuel. La pression est supposée uniforme sur toute la zone d'impact. Cette zone est supposée parfaitement connue, de sorte que le problème inverse porte ici uniquement sur la reconstruction du signal temporel de la pression d'impact $P(x_0, \eta, t)$ à partir de la mesure de la déformation longitudinale $\varepsilon(x_c, t)$ en un point de la fibre supérieure de la poutre. Dans les expressions précédentes de la pression et de la déformation, x_0 représente le centre de la zone d'impact, η est la longueur de la zone d'impact $[x_0 - \eta/2, x_0 + \eta/2]$, x_c est le point où le capteur de déformation (jauge de déformation par exemple) est monté et t le temps.

L'approche bayésienne tient compte de la propagation et la quantification des erreurs sur la reconstruction de la pression en délivrant une densité de probabilité a posteriori. Soit p le vecteur collectionnant les valeurs discrètes inconnues de la pression. Alors sa densité de probabilité a posteriori est donnée par la formule de Bayes:

$$\pi(p/y) = \frac{\pi(y/p)\pi_{pr}(p)}{\pi(y)} \quad (1)$$

où $\pi_{pr}(p)$ est la densité de probabilité a priori représentant l'information disponible sur l'inconnue p , $\pi(y/p)$ est la densité de probabilité de vraisemblance reflétant la probabilité d'observer les données y sachant p et $\pi(y)$ la densité de probabilité des observations (qui ne joue pas un grand rôle dans cette approche).

Le modèle de la poutre impactée tenant compte de la présence d'un bruit de mesure additif sera considéré sous la forme linéaire suivante:

$$Y = GP + E \quad (2)$$

où E est un vecteur désignant le bruit.

Nous considérons dans la suite le cas où le bruit E et l'inconnue P suivent des lois de probabilités gaussiennes multivariées: $P \sim N(\bar{p}, \sigma^2 I)$ et $E \sim N(0, \nu^2 I)$ où les quantités σ et ν sont supposées connues alors que \bar{p} est pris comme un hyperparamètre.

La loi de probabilité a posteriori s'écrit alors sous la forme hiérarchique suivante

$$\pi(x/y) \propto \exp\left(-\frac{1}{2\nu^2}(y - Gx)^t(y - Gx)\right) \pi_{pr}(x/\bar{x})\pi_{hpr}(\bar{x}) \quad (3)$$

Cas d'un impact engendrant une pression uniforme sur une poutre élastique

En considérant le cas d'une poutre de longueur L simplement appuyée sur ces deux extrémités, les modes propres sont donnés par

$$\left\{ \omega_m = \frac{m^2 \pi^2}{L^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho S}}, \varphi_m(x) = \sin\left(\frac{m\pi x}{L}\right) \right\} \quad \text{où } m \text{ est un}$$

entier quelconque, E le module d'Young du matériau constituant la poutre, ρ la densité, I le moment d'inertie quadratique et S l'aire de la section droite de la poutre.

Soit h la hauteur de la section de la poutre, ξ_m l'amortissement modal du mode m , Δt le pas de discrétisation temporelle et M le nombre de modes retenus dans la troncature de la réponse dynamique de la poutre. La matrice de Toeplitz G donnant la réponse temporelle discrète en termes de la déformation de la fibre supérieure, $Y = GP$, en fonction du vecteur P représentant la pression d'impact, s'obtient par discrétisation de la convolution [3]. L'approche bayésienne présentée dans la section 2, est appliquée pour reconstruire la pression d'impact.

Nous nous limitons à des problèmes directs où le signal de pression qui est généré par la fonction suivante

$$p(t) = at^2 e^{-bt} \quad (5)$$

dont le maximum $p_{\max} = \frac{4a}{b^2 e^2}$ est réalisé au point

$t_{\max} = \frac{2}{b}$. On peut ainsi choisir les paramètres a et b pour

obtenir une pression maximum donnée à un instant donné par les équations

$$b = \frac{2}{t_{\max}} \quad \text{et} \quad a = \frac{p_{\max} e^2}{t_{\max}^2} \quad (6)$$

L'examen de l'équation (5) montre qu'après discrétisation, il est possible d'écrire le vecteur pression discrétisée sous la forme $p = ap_0$, où le vecteur p_0 dépend uniquement du paramètre b et de la discrétisation choisie, c'est-à-dire du pas de temps Δt et de la durée de calcul T_c .

Comme $P \square N(\bar{p}, \sigma^2 I)$ et $\bar{p} = \overline{ap_0}$, alors

$AP_0 \square N(\overline{ap_0}, \sigma^2 I)$. Deux cas intéressants se présentent:

- Si p_0 est déterministe, alors

$AP_0 \square \frac{1}{\sigma^2} \exp\left(-\frac{1}{2}(a - \bar{a})^2 \frac{\|p_0\|^2}{\sigma^2}\right)$, d'où l'on tire la densité

de probabilité $A \square N\left(\bar{a}, \frac{\sigma^2}{\|p_0\|^2}\right)$.

- Si a est déterministe, alors

$aP_0 \square \frac{1}{\sigma^2} \exp\left(-\frac{1}{2}(p_0 - \bar{p}_0)^2 \frac{a^2}{\sigma^2}\right)$, et la densité de

probabilité de P_0 est de la forme $P_0 \square N\left(\bar{p}_0, \frac{\sigma^2}{a^2} I\right)$.

Le premier cas correspond à la situation où l'information a priori permet de connaître exactement l'instant t_{\max} alors que p_{\max} et donc le paramètre a est aléatoire. Dans ce cas, il est possible de réduire la densité de probabilité conditionnelle a priori sous la forme suivante

$$\pi_{\text{pr}}(a/\bar{a}) \square \exp\left(-\frac{1}{2}(a - \bar{a})^2 \frac{\|p_0\|^2}{\sigma^2}\right) \quad (7)$$

En prenant pour \bar{a} une loi uniforme sur l'intervalle $[a_1, a_2]$, lequel est donc sensé contenir la moyenne de la variable aléatoire A de manière sûre, il vient

$$\pi_{\text{hpr}}(\bar{a}) \square \Pi[a_1, a_2] \quad (8)$$

Les équations (3), (7) et (8) permettent de réduire la loi de probabilité a posteriori sous la forme

$$\pi(p/y) \propto \exp\left(-\frac{1}{2v^2}(y - Gp)^t(y - Gp) - \frac{\|p_0\|^2}{2\sigma^2}(a - \bar{a})^2\right) \Pi[a_1, a_2] \quad (9)$$

L'évaluation des probabilités définies par la densité hiérarchique, équation (9), peut être faite à l'aide d'un algorithme de tirage statistique qui lui est conforme [11,12]. L'estimation de la solution du problème inverse, p , est considérée dans la suite à travers la moyenne conditionnelle de p sachant la réponse mesurée y , dont la densité de probabilité est définie par (9). Elle sera notée \tilde{p} . L'évaluation de cette moyenne peut être obtenue à l'aide de la moyenne ergodique associée à une chaîne de Markov $\{p_j\}$ homogène de noyau de transition K irréductible et apériodique qui peut être générée par l'algorithme de Hastings-Metropolis en utilisant la densité de probabilité (9). D'où

$$\tilde{p} = \int p \pi(p/y) dp = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \pi(p_j/y) \quad (10)$$

Cet algorithme est disponible à travers la commande *mhsample* de Matlab 2012.

Etude de cas

Nous considérons une poutre métallique de module d'Young $E = 2.1 \times 10^{11}$ Pa, de masse volumique $\rho = 7800$ kg.m⁻³ et de longueur $L = 1$ m. La poutre est de section carré de coté $c = 10^{-2}$ m. Le coefficient d'amortissement modal est choisi constant $\xi = 0.5\%$. Le centre du point d'impact est $x_0 = 5L/6$ et la longueur de la zone d'impact est $\eta = L/6$. Le point de mesure de la déformation axiale normale s'exerçant sur la fibre supérieure de la poutre est $x = L/3$. Les 5 premières fréquences de la poutre appuyée sur ses deux extrémités sont : $f_1 = 7.49$ Hz, $f_2 = 15$ Hz, $f_3 = 22.5$ Hz, $f_4 = 30$ Hz et $f_5 = 37.5$ Hz. Ici, on choisit le 5 premiers modes $M = 5$, la durée de calcul est $T_c = 0.08$ s et le pas de temps est $\Delta t = 2.125 \times 10^{-3}$ s. La dimension du problème est 38.

Le signal pression discrétisé du signal de pression est donné dans la figure 1. Il correspond à $a = 10^8$ et $b = 1000$. Le calcul de la réponse par résolution du problème direct donne la déformation représentée par la courbe de la figure 2.

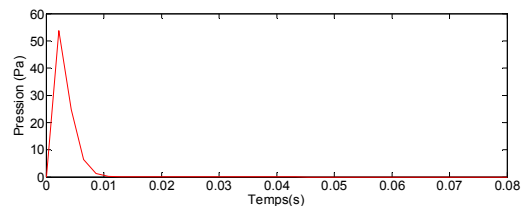


Figure 1 : Signal pression appliquée en entrée P

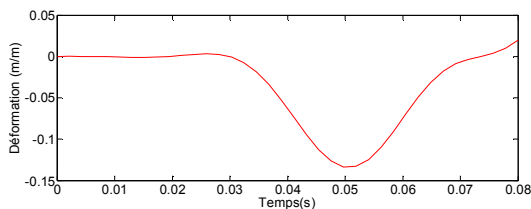


Figure 2 : Déformation normale Y au point de mesure

L'application de l'inversion statistique au moyen de l'approche bayésienne, en utilisant la densité de probabilité a posteriori (9) et l'algorithme de Hasting-Metropolis permettent d'évaluer la moyenne conditionnelle du signal de pression. Celle-ci permet d'estimer le signal de pression reconstruit. La figure 4 montre la superposition des signaux reconstruit et original de la pression. La reconstruction a été faite en admettant que le profil P_0 est connu, ce qui constitue une information a priori sur la nature du signal de pression qui est plutôt de nature forte. Seule alors l'amplitude du signal de pression est à reconstruire grâce à l'échantillonnage de la densité de probabilité (9). Les données suivantes ont été utilisées pour compléter la description de la probabilité à posteriori: $a_1 = 10^7$, $a_2 = 10^9$, $\nu = 100$, $\sigma = 2$. Dans la version de l'algorithme de Hastings-Metropolis que nous avons utilisée, la densité de probabilité de proposition est définie par la gaussienne multivariable de moyenne nulle et de matrice de covariance uniforme d'écart type $\sigma' = 2$.

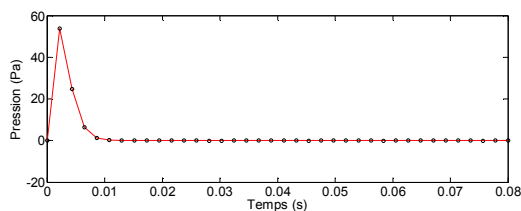


Figure 3 : Signal de pression reconstruite par l'approche bayésienne superposé au signal d'origine (la courbe en points est celle de pression reconstruite)

La figure 3 montre que la reconstruction de la pression d'impact s'obtient avec une précision remarquable. Il faut noter que l'information a priori utilisée durant cette reconstruction porte sur le profil de la pression d'impact c'est-à-dire sur le vecteur P_0 défini ci-dessus. Ce qui ne laisse pour l'aléa que la seule possibilité d'affecter l'amplitude de la pression. Il conviendrait dans le futur de considérer aussi l'aléa au niveau du profil de la pression P_0 et de considérer un modèle hiérarchique plus complet.

Conclusion

Dans ce travail, la reconstruction du signal pression développée durant un impact non ponctuel a été effectuée par l'approche bayésienne. Celle-ci a utilisé la fonction densité de probabilité a posteriori tenant compte des densités de vraisemblance et a priori. L'information a priori a consisté en la donnée du profil de pression de sorte que l'échantillonnage a concerné seulement l'amplitude de la force supposée elle aléatoire. Il serait intéressant de généraliser la méthode au moyen de l'introduction d'hyperparamètres qui permettraient de décrire aussi le profil de la pression en tant que vecteur aléatoire.

Références

- [1] J. Antoni, J. Daniere, F. Guillet, Effective vibration analysis of ic engines using cyclostationarity. Part I-a methodology for condition monitoring, *Journal of Sound and Vibration* 257 (2002) 815-837.
- [2] J. Mottershead, B. Datta, Special issue on inverse problems in mssp, *Mechanical Systems and Signal Processing* 23 (2009) 1731-1733.
- [3] E. Jacquelin, A. Bennani, P. Hamelin, Force reconstruction: analysis and regularization of a deconvolution problem, *Journal of Sound and Vibration* 265 (2003) 81-107.
- [4] Q. Leclère, C. Pezerat, B. Lualagnat, L. Polac, Indirect measurement of main bearing loads in an operating diesel engine, *Journal of Sound and Vibration* 286 (2005) 341-361.
- [5] Y. Liu, W.S. Shepard Jr., Dynamic force identification based on enhanced least squares and total least-squares schemes in the frequency domain, *Journal of Sound and Vibration* 282 (2005) 37-60.
- [6] H. Choi, A. Thite, D. Thompson, Comparison of methods for parameter selection in Tikhonov regularization with application to inverse force determination, *Journal of Sound and Vibration* 304 (2007) 894-917.
- [7] C. Ma, J. Chang, D. Lin, Input forces estimation of beam structures by an inverse method, *Journal of Sound and Vibration* 259 (2003) 387-407.
- [8] F. Gunawan, H. Homma, Y. Kanto, Two-step b-splines regularization method for solving an ill-posed problem of impact-force reconstruction, *Journal of Sound and Vibration* 297 (2006) 200-214.
- [9] P. Lee, Bayesian Statistics: An Introduction, Arnold Publication, 1997.
- [10] A. Tarantola, Inverse Problem Theory and Methods for Model Parameter Estimation, SIAM (Society of Industrial and Applied Mathematics), 2005
- [11] W. Hastings, Monte Carlo sampling methods using Markov chains and their applications, *Biometrika* 57 (1970) 97-109.
- [12] W. Gilks, S. Richardson, D. Spiegelhalter, Markov Chain Monte Carlo in Practice, Chapman and Hall, 1995.

ETUDE PARAMETRIQUE DES EFFETS DE VARIATION DE MAILLAGE PAR ELEMENTS FINIS SUR LES PERIODES DE VIBRATION D'UN MODELE MECANIQUE D'UNE STRUCTURE DE PONT

B. TILIOUINE¹, M. OUANANI²

Laboratoire de Génie Sismique et de Dynamique des Structures, Ecole Nationale Polytechnique, Alger, Algérie
Université Ziane Achour, Djelfa, Algérie

Introduction

Dans les pays du Maghreb, en particulier en Algérie où les besoins en infrastructures routières sont très importants, les ponts vousoirs à inertie variable, de par leur aspect esthétique et leur coût compétitif continuent de jouir d'une évolution croissante. Les facteurs ayant permis un développement rapide de ces derniers sont multiples: nécessité de franchissement de portées plus importantes, maîtrise du procédé de construction par encorbellements, efficacité de la technique et facilité d'entretien, entre autres. Diverses études numériques et expérimentales ainsi que divers règlements techniques (CALTRANS (2006), AASHTO (2002)) sur les ponts ont été développés dans la perspective d'établir des critères d'analyse et de conception parasismique en vue d'un dimensionnement rationnel de cette catégorie particulière de structures.

Dans cette étude, les résultats d'une investigation analytique approfondie des paramètres-clés permettant d'établir des critères d'optimisation de maillage par éléments finis des ponts-caissons à inertie variable sont présentés. Une étude paramétrique est effectuée dans la perspective de mieux appréhender les effets des variations de maillage par éléments finis sur la réponse vibratoire des ponts-caissons pour divers paramètres-clés, notamment, l'élançement géométrique des piles, les modes de liaisons d'appuis et le rapport de la longueur de la travée centrale à la travée de rive.

La portée de la présente étude, est limitée à des ponts-caissons à inertie variable, les modes de liaison entre le tablier et les piles (encastrées dans le sol de fondation) étant assurés par les connections continues ou bien par des appareils d'appui en élastomères frettés.

Description des ponts-caissons considérés

La méthode des éléments finis est appliquée à un ensemble de prototypes présentant des dimensions géométriques différentes associées à des valeurs typiques des paramètres-clés, soit un ensemble de 49 prototypes de ponts-caissons considérés dans cette étude. Le pont de Mascara à inertie variable (Tiliouine et Ouanani, 2011) constitue le pont de référence à partir duquel l'ensemble des prototypes suscités est généré. Il s'étend sur une longueur totale de 216m et comporte trois travées continues en béton précontraint dont une travée centrale de portée (L) égale à 100m et deux travées de rive de longueur (l) égale à 58m chacune (Fig. 1.a). La structure porteuse est constituée d'une poutre caisson unicellulaire de largeur 9.50m (y compris les encorbellements) et de hauteur variable de 5.95m à l'appui et 2.70m à la clé (Fig. 1.b), dont la variation des moments

d'inerties obéit à la relation type (e.g. Calgaro et Virlogeux., 1991).

$$I = I_0 \left(1 + K \left(\frac{x - \alpha L}{l - \alpha L} \right)^2 \right)^{\frac{5}{2}} \quad [1]$$

Dans cette relation, la constante K est estimée par :

$$K = \left(\frac{I_1}{I_0} \right)^{0.4} - 1 \quad [2]$$

où, I_1 représente le moment d'inertie sur pile et I_0 le moment d'inertie à la clé ou sur culée. La constante α désigne le rapport entre la longueur de la partie à section constante et longueur l de la travée de rive.

La section des piles est de type tubulaire, de forme rectangulaire, avec des parois de 0.30m d'épaisseur (Fig. 1.c).

Les extrémités du tablier reposent sur des appuis simples (i.e. déplacements verticaux, latéraux et rotations de torsion bloqués), les piles du pont étant encastrées au sol. Le mode de liaison entre le tablier et les piles du pont est assuré par des appareils d'appui en néoprènes frettés dont les rigidités verticales, translationnelles et rotationnelles sont déterminées conformément aux formules classiques utilisées dans la littérature spécialisée (e.g. Calgaro et Virlogeux., 1991).

Le comportement du béton est supposé linéaire, élastique, isotrope et caractérisé par les propriétés suivantes : masse volumique $\rho=2500\text{Kg/m}^3$, coefficient de Poisson $\nu=0,20$ et module de Young $E=3.5 \times 10^4 \text{ MPa}$.

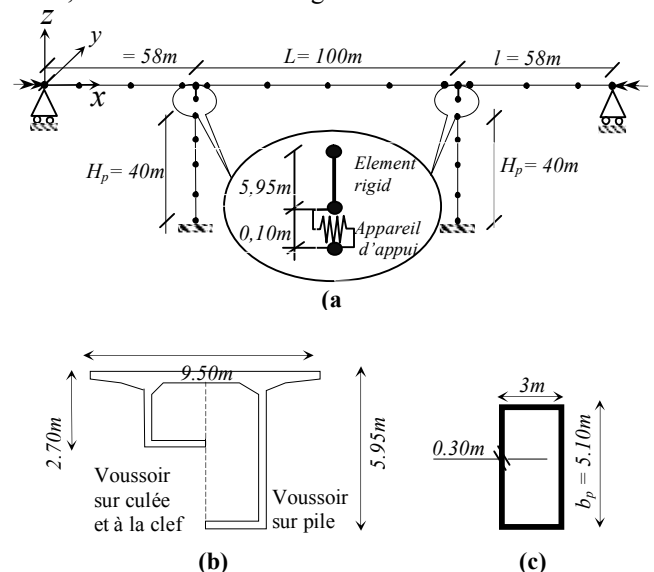


FIG. 1. (A) MODÈLE DISCRET DU PONT DE RÉFÉRENCE (B) SECTIONS TRANSVERSALES DES VOUSOIRS (C) SECTION DES PILES TUBULAIRES.

Méthodologie de détermination du maillage optimal

En vue de s'assurer de la convergence des résultats de l'analyse dynamique indépendamment des variations de maillage considéré d'une part, et de faciliter la saisie du fichier de données d'entrée d'autre part, il est important d'optimiser la taille du modèle d'éléments finis. Le maillage optimal retenu doit simuler au mieux le comportement dynamique tridimensionnel des ponts considérés.

Le critère de convergence retenu est celui des deux premières périodes obtenues. Le maillage final retenu dit maillage optimal est celui correspondant au nombre minimum de nœuds par travée et par pile. Celui-ci est fixé en deux étapes:

i) en étudiant dans une première étape, la convergence des deux premiers modes de vibrations de divers modèles discrets tridimensionnels obtenus en augmentant progressivement le nombre de nœuds par travée; le nombre de nœuds par pile étant fixe (4 nœuds en général). ii) Dans une deuxième étape, la convergence des deux premiers modes de vibrations des divers modèles discrets tridimensionnels obtenus, en augmentant progressivement le nombre de nœuds par pile; le nombre optimal de nœuds du tablier étant égal à celui obtenu lors de la première étape (soit 5 nœuds en général).

Le modèle numérique du pont de référence sera développé en subdivisant la structure par des éléments finis 3-D de type portique, constitué de deux nœuds ayant chacun six degrés de liberté. L'étude paramétrique permettant d'établir les critères d'optimisation du maillage sera effectuée en utilisant le code d'analyse des structures par éléments finis, SAP2000, (2010).

Résultats et discussions

Dans ce qui suit, les résultats de l'analyse de convergence basée sur la méthodologie précédente seront présentés pour diverses discrétisations des piles, (figures, 2.a et 2.b), divers modes de connexion des piles avec le tablier (figures 3.a et 3.b) et divers rapports de la longueur de la travée centrale à celle de la travée de rive (figures, 4.a et 4.b).

Effet de l'élancement géométrique des piles

Trois valeurs de l'élancement géométrique (H_p/b_p) correspondant respectivement à des piles de 40m, 20m et 10m de longueur ont été retenues, où H_p et b_p sont respectivement la longueur de la pile et la hauteur de sa section.

Les résultats obtenus sont résumés dans les figures (2.a et 2.b).

On observe clairement que les valeurs de périodes se stabilisent indépendamment des valeurs de l'élancement géométrique et des modes de vibrations considérés pour un nombre de nœuds supérieur ou égal à 4 nœuds.

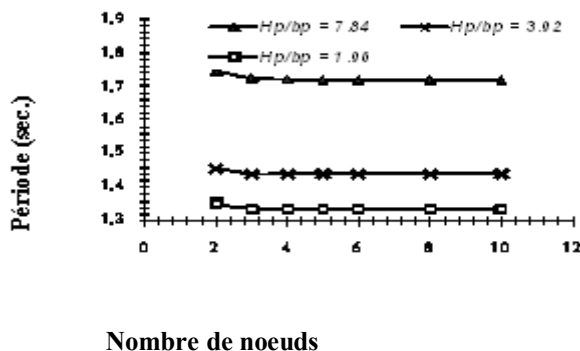
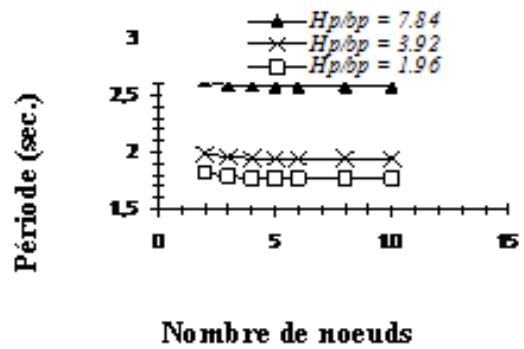


FIG. 2.b Convergence du 2^{ème} mode de vibration Pour une discrétisation variable des piles



Effet des types de connexions

Dans cette étude, l'analyse est effectuée sur des prototypes de pont présentant la même section transversale et la portée du pont est maintenue constante tout au long de l'analyse.

Deux types de connexions entre le tablier et la pile sont considérées dans cette étude: (1) connexions par des appareils d'appui en élastomères frettés et (2) connexions continues.

L'allure des courbes de convergence des deux premiers modes de vibration pour une discrétisation variable de la poutre caisson est aussi reproduite dans les figures 3.a et 3.b correspondant respectivement aux deux types de connexions considérés (élastomère fretté et continu).

On voit clairement que les valeurs de périodes se stabilisent indépendamment des types de connexions et des modes de vibrations considérés pour un nombre de nœuds supérieur ou égal à 5 nœuds.

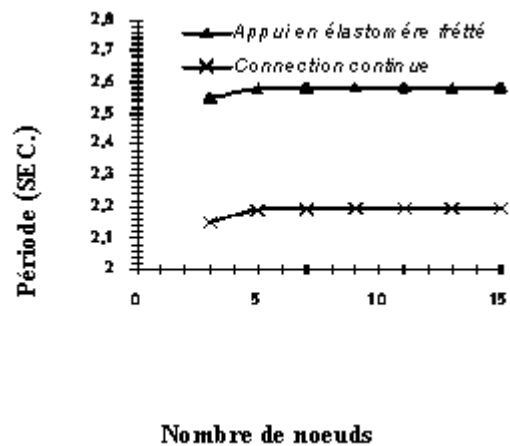


FIG. 3.a Convergence de la periode fondamentale pour une discretisation variable du tablier

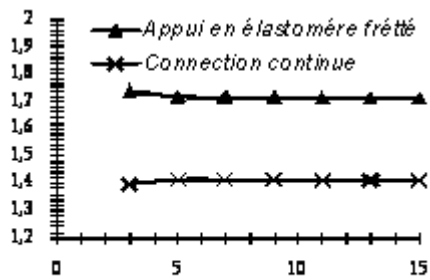


FIG. 3.b Convergence du 2^{ème} mode de vibration pour une discrétisation variable du tablier

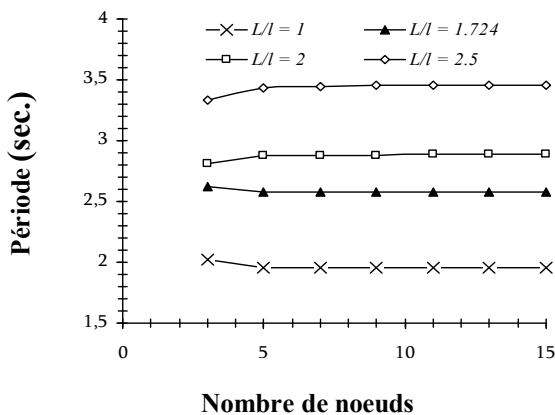


FIG. 4.a Convergence de la période fondamentale pour une discrétisation variable du tablier

Effet de rapport des longueurs des travées

Quatre valeurs du rapport (L/l) de la longueur de travée centrale (L) à la travée de rive (l) ont été retenues. Quatre valeurs de travée centrale (L) correspondant respectivement à 58m, 87m, 116m et 145m de longueur sont considérées. Pour des raisons pratiques, on fait varier essentiellement la travée centrale, la travée de rive étant maintenue constante durant l'étude paramétrique sans toutefois dépasser la longueur maximale typique des travées des ponts-caissons. Les résultats de convergence pour les deux premiers modes de vibrations sont représentés dans les figures (4.a et 4.b). On note de nouveau que les conclusions observées précédemment sont également applicables dans le cas présent.

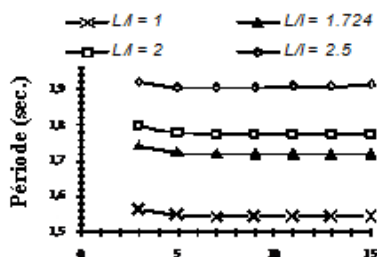


FIG. 4.b Convergence du 2^{ème} mode de vibration pour une discrétisation variable du tablier

L'application de la présente méthodologie à des ponts-caissons aux caractéristiques similaires au pont de référence montre que pour toute fins pratiques qu'une discrétisation de 5 nœuds par travée et 4 nœuds par pile fournit des résultats en excellente concordance avec des modèles numériques basés sur des maillages beaucoup plus raffinés, indépendamment des modes supérieurs de vibration et des valeurs de paramètres-clés considérés.

Conclusion

Une méthodologie basée sur l'analyse du comportement vibratoire de 49 ponts-caissons à inertie variable résultant en un nombre de 63 simulations, a été proposée en vue de déterminer des critères simples d'optimisation de maillage des ponts-caissons à inertie variable par éléments finis 3-D. A partir des résultats de l'étude paramétrique des effets de variation de maillage sur la réponse vibratoire des prototypes de ponts considérés, il est possible de tirer les conclusions.

Les résultats de l'étude d'optimisation du maillage ont permis d'établir deux règles simples exprimant le nombre de nœuds par travée et par pile nécessaires pour une simulation adéquate du comportement dynamique des ponts-caissons à inertie variable.

Pour toute fin pratique, une discrétisation par éléments finis de 5 nœuds par travée et 4 nœuds par pile fournit des résultats en excellente concordance avec des modèles dynamiques discrets basés sur des maillages beaucoup plus raffinés indépendamment des modes supérieurs et paramètres-clés.

Les règles établies dans la présente étude sont en bonne concordance avec celles prescrites par les règlements techniques en vigueur.

References

- AASHTO, Standard Design Specifications for Highway Bridges, 17th ed., American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, D.C. 2002.
- CALTRANS, Seismic Design Criteria, California, Department of Transportation, 2006.
- Calgaro J.A., Virlogeux M., Projet et construction des ponts : Généralités. Fondations. Appuis. Ouvrages, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France, 1991.
- Tiliouine B. and Ouanani M., 3-D Nonlinear Earthquake Response of R.C. Box Girder Bridges with Expansion Joints and Bearing Devices, 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisbon, PORTUGAL, 2012.
- CSI, *csiBridge*. (2012). Computer and Structures. Inc. SAP2000 (Nonlinear version 15), *Nonlinear User's Manual Reference*, Berkeley, CA, USA.

Thème 2 :
Modélisation en mécanique des solides et des structures

ÉLÉMENTS FINIS DE TYPE COQUES VOLUMIQUES POUR LA SIMULATION DES STRUCTURES MINCES

V.D. TRINH ¹, F. ABED-MERAÏM ¹, A. COMBESCORE ²

¹ LEM3 UMR CNRS 7239, Arts et Métiers ParisTech, 4 rue Augustin Fresnel, 57078 Metz – France

² LaMCoS UMR CNRS 5259, INSA-Lyon, 18-20 rue des Sciences, 69621 Villeurbanne – France

Résumé : Ce travail concerne le développement d'une nouvelle famille d'éléments finis (EF) de type coques volumiques quadratiques. Deux éléments seront présentés, un hexaèdre à vingt nœuds et un prisme à quinze nœuds, qui sont formulés à partir d'une approche purement tridimensionnelle. La performance de ces éléments sera montrée à travers l'analyse de problèmes structuraux variés.

Abstract: This work is concerned with the development of a new family of solid-shell finite elements. Two elements will be presented, a twenty-node hexahedron and a fifteen-node prism, which are formulated based on a purely three-dimensional approach. The performance of these solid-shell elements will be shown through the analysis of various structural problems.

Mots-clés : Éléments finis coques volumiques, Principe variationnel mixte, Phénomènes de verrouillage, Intégration réduite, Modes de *hourglass*, Cas tests standards.

1. INTRODUCTION

Un effort considérable a été consacré ces dernières années au développement d'éléments finis tridimensionnels capables de simuler efficacement des structures minces. Ces formulations 3D ont beaucoup d'avantages ; en particulier, ils évitent le recours aux métriques complexes de coques, ils utilisent des lois de comportement complètement 3D, ils permettent de suivre l'évolution d'épaisseur, ils simplifient le traitement des grandes rotations, ils rendent automatique la connexion entre éléments solides et éléments de structures puisque les déplacements y sont les seuls degrés de liberté, et permettent des conditions de contact naturelles sur les deux faces de la structure. La plupart des travaux réalisés pour développer ce nouveau concept de coques volumiques se basent sur des champs de déformation postulés 'enrichis' (voir [1–6]), et consistent soit à utiliser un schéma d'intégration conventionnel avec traitement approprié des phénomènes de verrouillage, soit à adopter un schéma d'intégration réduite avec contrôle des modes de *hourglass*. Les deux approches ont été largement étudiées et évaluées sur des problèmes structuraux variés (voir [7–9]).

Par ailleurs, l'avènement d'outils libres de génération de maillage, qui ne génèrent pas que des hexaèdres, et pour être capable de mailler des structures de géométries complexes, il est nécessaire de disposer de versions complémentaires hexaédriques et prismatiques pour ces éléments de coques volumiques. Dans des travaux antérieurs, nous avons développé deux éléments coques volumiques complémentaires à interpolation linéaire

nommés SHB8PS et SHB6 [10, 11]. Dans cette étude, une alternative est proposée avec des versions quadratiques nommées SHB20 et SHB15, qui seront présentées et évaluées dans ce qui suit.

2. FORMULATION DU SHB15 ET SHB20

2.1 Cinématique et interpolation

Les éléments SHB15 et SHB20 représentent un prisme à 15 nœuds et un hexaèdre à 20 nœuds, respectivement. Basés sur une approche purement 3D, ils possèdent uniquement 3 ddl de déplacements par nœud. Cependant, une direction privilégiée est désignée comme celle de l'épaisseur, perpendiculairement au plan moyen de ces éléments. De même, une intégration réduite dans le plan est utilisée avec $3 \times n_{int}$ et $4 \times n_{int}$ points d'intégration pour le SHB15 et SHB20, respectivement. En d'autres termes, l'intégration dans le plan utilise 3 points pour le SHB15 et 4 points pour le SHB20, tandis que dans la direction de l'épaisseur, on utilise n_{int} points d'intégration. Ce nombre n_{int} peut être librement choisi par l'utilisateur : en élasticité, le choix de $n_{int} = 2$ est suffisant, alors qu'en plasticité 5 points minimum sont préconisés (voir [10, 11]).

Dans ces deux éléments isoparamétriques, les coordonnées spatiales x_i et les déplacements u_i sont reliés aux coordonnées nodales x_{ii} et déplacements nodaux u_{ii} , resp., via les fonctions de forme quadratiques N_i :

$$x_i = x_{ii} N_i(\xi, \eta, \zeta) \quad , \quad u_i = u_{ii} N_i(\xi, \eta, \zeta) \quad (1)$$

Dans l'équation ci-dessus et dans la suite, la convention de sommation sur les indices répétés sera adoptée. Les indices en minuscules i varient de 1 à 3 et représentent les directions des coordonnées spatiales, ceux en majuscules I varient de 1 à 15 pour le SHB15 et de 1 à 20 pour le SHB20 et correspondent aux nœuds de l'élément. Les expressions explicites des fonctions de forme quadratiques N_i ainsi que les coordonnées et poids des points de Gauss, pour les SHB15 et SHB20, peuvent être trouvés dans [12].


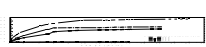
2.2 Opérateur gradient discrétisé

La combinaison de (1) avec l'expression des fonctions de forme conduit au développement du champ de déplacement en une somme d'un terme constant, des termes linéaires en x_i et des termes non linéaires h_α , avec $\alpha = 1, \dots, 11$ pour le SHB15 et $\alpha = 1, \dots, 16$ pour le SHB20 :

$$u_i = a_{0i} + a_{1i} x_1 + a_{2i} x_2 + a_{3i} x_3 + c_{\alpha i} h_\alpha, \quad \alpha = 1, \dots, 11 / 16 \quad (2)$$

Évaluant (2) aux nœuds, on obtient les systèmes suivants :

$$\mathbf{d}_i = a_{0i} \mathbf{s} + a_{1i} \mathbf{x}_1 + a_{2i} \mathbf{x}_2 + a_{3i} \mathbf{x}_3 + c_{\alpha i} \mathbf{h}_\alpha, \quad \alpha = 1, \dots, 11 / 16 \quad (3)$$

où les vecteurs \mathbf{d}_i et \mathbf{x}_i contiennent, respectivement, les composantes u_{ii} des déplacements nodaux et ceux  des coordonnées nodales (), alors que \mathbf{s} et \mathbf{h}_α ($\alpha = 1, \dots, 11$ ou $\alpha = 1, \dots, 16$) sont des vecteurs constants, obtenus analytiquement pour chacun des deux éléments SHB15 et SHB20. Pour déterminer les constantes

inconnues a_{ji} et c_{ai} , on introduit les dérivées des fonctions de forme évaluées à l'origine du repère de référence :

$$\mathbf{b}_i = \mathbf{N}_{,i}(\mathbf{0}) = \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial x_i} \Big|_{\xi=\eta=\zeta=0} \quad i = 1, 2, 3 \quad (4)$$

où le vecteur \mathbf{N} contient les composantes N_i des fonctions de forme. Des expressions explicites pour les vecteurs \mathbf{b}_i peuvent être trouvées, ce qui permet de démontrer des relations d'orthogonalité impliquant les vecteurs \mathbf{b}_i , \mathbf{s} , \mathbf{x}_i et \mathbf{h}_α . Utilisant ces relations d'orthogonalité, on détermine les constantes a_{ji} et c_{ai} comme :

$$a_{ji} = \mathbf{b}_j^T \cdot \mathbf{d}_i, \quad c_{ai} = \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T \cdot \mathbf{d}_i, \quad (5)$$

où les $\boldsymbol{\gamma}_\alpha$ sont fonctions des coordonnées nodales \mathbf{x}_i .

A ce stade, on peut déduire les expressions du gradient de déplacement $u_{i,j} = (\mathbf{b}_j^T + h_{\alpha,j} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T) \cdot \mathbf{d}_i$ et de l'opérateur gradient discrétisé \mathbf{B} qui relie le champ de déformation aux déplacements nodaux par la relation $\nabla_s(\mathbf{u}) = \mathbf{B} \cdot \mathbf{d}$:

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \mathbf{b}_x^T + h_{\alpha,x} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{b}_y^T + h_{\alpha,y} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{b}_z^T + h_{\alpha,z} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T \\ \mathbf{b}_y^T + h_{\alpha,y} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T & \mathbf{b}_x^T + h_{\alpha,x} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{b}_z^T + h_{\alpha,z} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T & \mathbf{b}_y^T + h_{\alpha,y} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T \\ \mathbf{b}_z^T + h_{\alpha,z} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T & \mathbf{0} & \mathbf{b}_x^T + h_{\alpha,x} \boldsymbol{\gamma}_\alpha^T \end{bmatrix} \quad (6)$$

2.3 Principe variationnel

Le principe variationnel mixte de Hu–Washizu, utilisé pour la formulation des éléments de coques volumiques linéaires SHB8PS et SHB6 [10, 11], est considéré ici. Sa forme simplifiée proposée par Simo et Hughes [13] s'écrit :

$$\pi(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}) = \int_{\Omega} \delta \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^T \cdot \boldsymbol{\sigma} \, d\Omega - \delta \dot{\mathbf{d}}^T \cdot \mathbf{f}^{ext} = 0, \quad (7)$$

où δ est une variation, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ le taux de déformation postulée, $\boldsymbol{\sigma}$ la contrainte, $\dot{\mathbf{d}}$ les vitesses nodales et \mathbf{f}^{ext} les forces nodales externes. La méthode de déformation postulée consiste à choisir un opérateur $\overline{\mathbf{B}}$, obtenu par projection de l'opérateur classique \mathbf{B} , tel que $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \overline{\mathbf{B}} \cdot \dot{\mathbf{d}}$. Le but est d'éliminer les phénomènes de verrouillage (cisaillement, membrane,...) qui sont rencontrés, spécialement dans les éléments de bas degré. Cette technique a été justifiée, d'un point de vue variationnel, dans le cadre du principe de Hu–Washizu [13] ; cependant, aucune méthode systématique n'est donnée pour déduire un champ de déformation postulé adéquat. Remplaçant la contrainte dans (7) par la loi de Hooke $\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}$, où \mathbf{C} est la raideur élastique, on obtient :

$$\mathbf{K}_e = \int_{\Omega} \overline{\mathbf{B}}^T \cdot \mathbf{C} \cdot \overline{\mathbf{B}} \, d\Omega, \quad \mathbf{f}^{int} = \int_{\Omega} \overline{\mathbf{B}}^T \cdot \boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{\varepsilon}) \, d\Omega \quad (8)$$

où \mathbf{K}_e et \mathbf{f}^{int} représentent la matrice de raideur et le vecteur des forces internes, respectivement. Due à l'absence d'un verrouillage significatif dans les éléments finis

quadratiques proposés, sur les cas tests considérés, aucune projection n'a été appliquée à l'opérateur gradient discrétisé, ce qui revient à prendre $\overline{\mathbf{B}} = \mathbf{B}$ dans l'équ. (8).

3. ÉVALUATION SUR DES CAS TESTS

3.1 Test de l'hémisphère pincé

Ce cas test de coque doublement courbée, qui a été souvent utilisé pour évaluer le comportement en flexion inextensionnelle de coques, est devenu très populaire depuis qu'il a été introduit par MacNeal et Harder [14]. Ce test est connu pour être sévère car les phénomènes de verrouillage en cisaillement transverse et membrane sont dominants et accentués par la géométrie du problème (éléments courbes et distordus). La Fig. 1 montre la géométrie, le chargement et les conditions aux limites pour ce problème de coque élastique mince ($R/t = 250$).

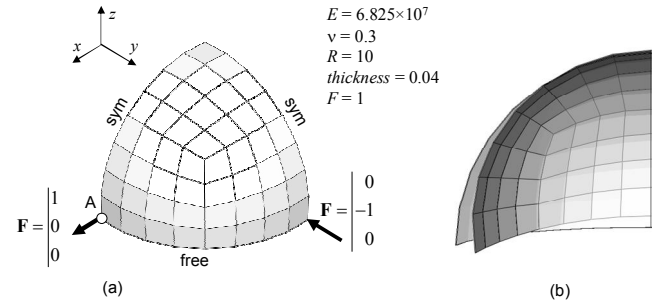


Fig. 1. Hémisphère pincé : géométrie et propriétés matérielles.

Par symétrie, un quart du problème est maillé avec un seul élément dans l'épaisseur. Les résultats sont donnés dans les Tableaux 1 et 2 en termes de déplacements normalisés au point A dans la direction Ox en fonction du nombre d'éléments. Pour les EF hexaédriques, la nomenclature de maillage consiste en un maillage $3 \times (N \times N \times 1)$, où un quart de l'hémisphère est divisé en trois zones contenant chacune $(N \times N \times 1)$ éléments (voir Fig. 1 pour un exemple de maillage $3 \times (4 \times 4 \times 1)$). Pour les EF prismatiques, en divisant chaque hexaèdre en deux prismes, en maintenant un seul élément dans l'épaisseur, la nomenclature devient $(3 \times (N \times N \times 1)) \times 2$.

Tab. 1. Déplacement normalisé en A (EF prismatiques).

Maillage	PRI15	SHB15
	u_x / u_x^{ref}	u_x / u_x^{ref}
$(3 \times (5 \times 5 \times 1)) \times 2$	0,229	0,168
$(3 \times (10 \times 10 \times 1)) \times 2$	0,795	0,708
$(3 \times (15 \times 15 \times 1)) \times 2$	0,954	0,934
$(3 \times (20 \times 20 \times 1)) \times 2$	0,981	0,974
$(3 \times (25 \times 25 \times 1)) \times 2$	0,993	0,992

Tab. 2. Déplacement normalisé en A (EF hexaédriques).

Maillage	HEX20	SHB20
	u_x / u_x^{ref}	u_x / u_x^{ref}
$3 \times (1 \times 1 \times 1)$	0,001	0,115
$3 \times (2 \times 2 \times 1)$	0,014	0,564
$3 \times (3 \times 3 \times 1)$	0,065	0,927
$3 \times (4 \times 4 \times 1)$	0,177	0,985
$3 \times (5 \times 5 \times 1)$	0,342	0,997

Les résultats ci-dessus montrent que les EF prismatiques ont une convergence similaire sur ce test, tandis que les EF

hexaédriques convergent plus rapidement, avec une bien meilleure performance pour le SHB20 comparé au HEX20.

3.2 Test du cylindre pincé avec diaphragmes

Une coque cylindrique chargée en son milieu par une paire de forces verticales concentrées est considérée ici (voir Fig. 2). Ses deux extrémités sont recouvertes par des diaphragmes rigides qui n'autorisent que des déplacements radiaux. Ce test a été traité par plusieurs auteurs, parmi eux Belytschko et al. [15] et Chen et Wu [4]. Il est considéré comme un test sélectif car il a été montré que le verrouillage en cisaillement est plus sévère que celui en membrane. La géométrie et les paramètres matériau sont décrits dans la Fig. 2.

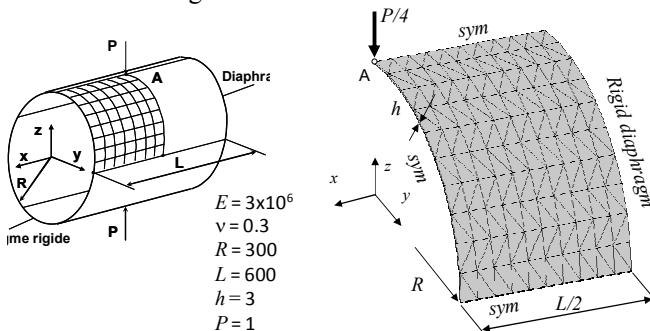


Fig. 2. Cylindre pincé : géométrie et propriétés matériau.

Par symétrie, seulement un huitième du problème est maillé en utilisant différents maillages $N \times N \times 1$ pour les EF hexaédriques et $(N \times N \times 1) \times 2$ pour les EF prismatiques. Un exemple de maillage avec $(10 \times 10 \times 1) \times 2$ EF prismatiques est montré en Fig. 2. Le déplacement vertical au point A, normalisé par rapport à la solution de référence, est reporté dans les Tableaux 3 et 4 pour différents maillages.

Tab. 3. Déplacement normalisé en A (EF prismatiques).

Maillage	PRI15	SHB15
	u_z / u_z^{ref}	u_z / u_z^{ref}
$(10 \times 10 \times 1) \times 2$	0,625	0,646
$(15 \times 15 \times 1) \times 2$	0,838	0,913
$(20 \times 20 \times 1) \times 2$	0,919	0,951
$(25 \times 25 \times 1) \times 2$	0,956	0,996

Tab. 4. Déplacement normalisé en A (EF hexaédriques).

Maillage	HEX20	SHB20
	u_z / u_z^{ref}	u_z / u_z^{ref}
$4 \times 4 \times 1$	0,140	0,883
$6 \times 6 \times 1$	0,328	0,961
$8 \times 8 \times 1$	0,523	0,979
$10 \times 10 \times 1$	0,675	0,990

Les résultats ci-dessus révèlent encore une fois une convergence similaire pour les EF prismatiques, avec une performance légèrement meilleure pour le SHB15. Pour les EF hexaédriques, on peut remarquer, d'une part, que leur performance est bien meilleure que celle des prismatiques, et d'autre part, que le SHB20 affiche un taux de convergence significativement meilleur que celui de l'HEX20.

4. DISCUSSION ET CONCLUSIONS

Deux nouveaux EF de coques volumiques quadratiques ont été formulés et testés sur un ensemble sélectif et représentatif de cas tests standards. L'idée est de partir d'une approche purement 3D dans laquelle on incorpore

certaines propriétés essentielles des EF coques. Par exemple, les points d'intégration disposés selon la direction de l'épaisseur avec une intégration réduite dans le plan contribuent à réduire les phénomènes de verrouillage tout en augmentant l'efficacité des éléments. L'utilisation d'un repère local pour l'écriture de la loi constitutive contribue aussi à réduire le verrouillage en cisaillement transverse.

L'évaluation sur des cas tests a montré une très bonne performance des EF coques volumiques proposés. Si dans certains tests, le SHB15 montre une convergence similaire à celle de son homologue 3D PRI15, il autorise en revanche des élancements bien plus importants. Le SHB20 montre une performance remarquable en termes de précision, avec des maillages grossiers, et aussi en termes d'efficacité.

RÉFÉRENCES

- [1] Sze KY, Yao LQ (2000) A hybrid stress ANS solid-shell element and its generalization for smart structure modelling. Part I - solid-shell element formulation. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 48:545–564.
- [2] Abed-Meraim F, Combescure A (2002) SHB8PS – a new adaptive, assumed-strain continuum mechanics shell element for impact analysis. *Comput. Struct.* 80:791–803.
- [3] Vu-Quoc L, Tan XG (2003) Optimal solid shells for non-linear analyses of multilayer composites. I. Statics. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 192:975–1016.
- [4] Chen YI, Wu GY (2004) A mixed 8-node hexahedral element based on the Hu-Washizu principle and the field extrapolation technique. *Struct. Eng. Mech.* 17:113–140.
- [5] Kim KD, Liu GZ, Han SC (2005) A resultant 8-node solid-shell element for geometrically nonlinear analysis. *Comput. Mech.* 35:315–331.
- [6] Reese S (2007) A large deformation solid-shell concept based on reduced integration with hourglass stabilization. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 69:1671–1716.
- [7] Wall WA, Bischoff M, Ramm E (2000) A deformation dependent stabilization technique, exemplified by EAS elements at large strains. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 188:859–871.
- [8] Puso MA (2000) A highly efficient enhanced assumed strain physically stabilized hexahedral element. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 49, 1029–1064.
- [9] Soulat D, Cheruet A, Boisse P (2006) Simulation of continuous fiber reinforced thermoplastic forming using a shell finite element with transverse stress. *Comput. Struct.* 84:888–903.
- [10] Abed-Meraim F, Combescure A (2009) An improved assumed strain solid-shell element formulation with physical stabilization for geometric nonlinear applications and elastic-plastic stability analysis. *Int. J. Num. Methods Eng.* 80:1640–1686.
- [11] Trinh VD, Abed-Meraim F, Combescure A (2011) A new assumed strain solid-shell formulation “SHB6” for the six-node prismatic finite element. *J. Mech. Sci. Tech.* 25:2345–2364.
- [12] Trinh VD (2009) Formulation, développement et validation d'éléments finis de type coques volumiques sous-intégrés stabilisés utilisables pour des problèmes à cinématique et comportement non linéaire. Thèse de Doctorat, ENSAM Metz.
- [13] Simo JC, Hughes TJR (1986) On the variational foundations of assumed strain methods. *J. Appl. Mech.* 53:51–54.
- [14] MacNeal RH, Harder RL (1985) A proposed standard set of problems to test finite element accuracy. *Finite Elements Anal. Des.* 1:3–20.
- [15] Belytschko T, Wong BL, Stolarski H (1989) Assumed strain stabilization procedure for the 9-node Lagrange shell element. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 28:385–414.

ANALYSE MODALE DU COUPLAGE MECANIQUE DANS LA CONCEPTION STRUCTURALE DES SATELLITES

H. SALEM⁽¹⁾, A. BOUDJEMAI⁽¹⁾, D. BOUTCHICHA⁽²⁾; A. MANKOUR⁽¹⁾

¹Centre des techniques spatiales ; BP 13 ARZEW 31200 ORAN, ALGERIE.

²Faculté de Génie Mécanique USTO.MB ; BP 1505 El M'Naouar Oran, ALGERIA

Résumé

La connaissance du comportement vibratoire des structures couplées pouvant prendre en compte son environnement est un problème difficile et l'ingénieur a souvent recours à des artefacts pour en donner une estimation. Une analyse modale d'un système couplé composé de trois plaques sandwich à peaux métalliques et d'âme en nid d'abeille en vibrations libre est présentée dans cette étude pour le cas encastré/libre ainsi l'étude comparative avec les méthodes expérimentales. Les résultats obtenus de cette étude montrent qu'une bonne cohérence observée entre les résultats issues du modèle éléments finis et ce du modèle expérimentale en acceptant une erreur de l'ordre de moins de 6%.

Mot clés : couplage mécanique, véhicule spatiaux; mode propres ; structures sandwichs.

Introduction

Les satellites sont des engins spatiaux qui peuvent se déplacer dans l'espace et qui doivent subir des conditions éprouvantes : des forts gradients de température et de pression, de fortes contraintes structurales, des vibrations. Afin de permettre la survie de ces engins tout en leur permettant de remplir leur mission, les ingénieurs spatiaux doivent prendre en compte un grand nombre de domaines différents, comme par exemple la mécanique des structures, la propulsion, la thermique, la mécanique spatiale.[1]

La mécanique des structures concerne l'étude du comportement dynamique des éléments structuraux des engins spatiaux, tels les treillis de la Station Spatiale Internationale ou les coques qui forment l'enveloppe des lanceurs. Elle permet notamment l'étude des modes de vibration de ces structures, qui sont souvent très importants pour les dimensionner [2]

L'assemblage mécanique des structures dans le satellite est une étape très importante. Des problèmes peuvent être rencontrés parmi lesquels le couplage mécanique.

Au commencement de l'ère spatiale, on disposait de bonnes connaissances sur les matériaux métalliques très utilisés dans l'automobile et l'aéronautique. Les premières structures de satellites dérivait donc des technologies de l'aéronautique utilisant principalement des éléments auto-raïdis en alliage d'aluminium et le

rivetage comme moyen d'assemblage. Avec le souci de réduire la masse structurale des satellites, sont apparues les

structures dites "sandwich" dont à la fois l'âme (NID d'abeille) et les peaux sont en aluminium, comme montre la figure 1. [3] ; [4]

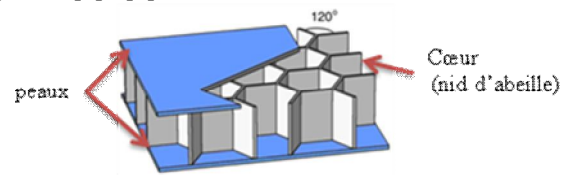


Fig1. Structure sandwich en nid d'abeille

Modèle EF

Dans de nombreux domaines industriels, l'analyse modale d'une structure ou d'un composant mécanique peut être souvent limitée à l'étude de son régime libre conservatif.

Connaitre les vibrations d'une structure, c'est avant tout connaitre ses modes propres avec leurs fréquences de vibration. La théorie ne peut donner la solution de ce problème que dans des cas particuliers simples (poutre de RERNOUILLI, plaques minces de KIRCROFF, ...), Mais dès qu'il s'agit de structures concrètes et complexes, (satellites, avions, ...), on doit faire appel aux méthodes approchées de résolution numérique.[5] ;[6] ;[7]

Le modèle élément finis a été réalisé par la méthode sous structure en utilisant les logiciels Msc Patran et Msc Nastran.

Le modèle développé dans notre étude est composé de trois plaques identiques en nid d'abeille comme illustré sur la figure 2.

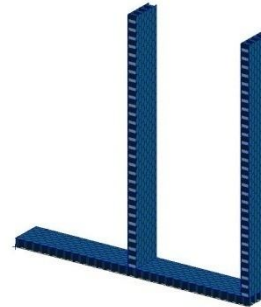


Fig2. Modèle EF.

2.1 Maillage

On utilisant différent types de maillage ; pour les peaux, le maillage est surfacique de type manuel ; pour l'âme, le maillage est automatique de type quadratique.

2.2 Conditions aux limites

On a traité l'analyse géométrique du comportement vibratoire du couplage structure- structure en nids d'abeilles pour le cas encastrée-libre comme montre la figure 3.

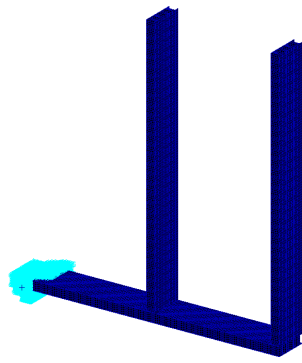


Fig 3. Conditions aux limites

2.3 Dimensions et propriétés du matériau

Les dimensions des plaques sont données par le tableau 1.

Longueur (mm)	Largeur (mm)	Epaisseur peaux (mm)	Epaisseur coeur (mm)
300	40	1	9

Tableau 1 : les dimensions des plaques.

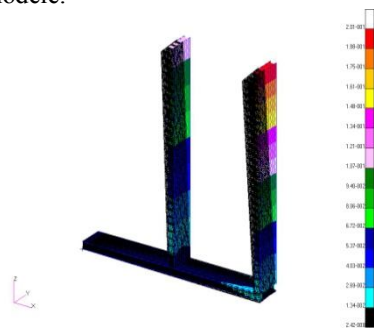
Les propriétés du matériau utilisé sont données par le tableau 2.

Coeur, peaux (Aluminium)	E (MPa)	ρ (g/mm ³)	ν
	72000	0.0028	0.33

Tableau 2 : Propriétés du matériau.

3. Analyse modale du couplage structure-structure

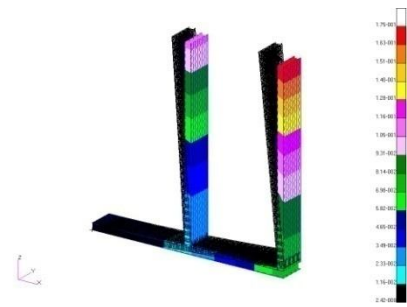
La figure 4 est le résultat obtenu du modèle éléments finis des trois structures couplées, elle montre les formes modales du modèle.



Mode1 $f1=40.677$



Mode2 $f2=47.342Hz$



Mode3 $f3=84.834$

Fig 4. Les trois premiers modes propres du modèle éléments finis.

Les franges colorées donnent l'amplitude du vecteur déplacement décrivant la forme propre de chaque mode. Le nœud de vibration (déplacement nul) correspond à la couleur noire. L'amplitude maximale est donnée par la couleur rouge.

La figure précédente permet de voir où se font les déformations et quels éléments les plus sollicités, ce qui laisse pressentir qu'ils jouent un rôle particulier le choix du type de matériaux ainsi les dimensions géométrique de la structure.

On remarque qu'une déformation des trois structures en même temps ce qui peut causer des interactions structurales à cause de l'énergie transmise et qui a influé l'un sur l'autre.

Ce type de déformation peut engendrer des dommages au niveau des équipements électroniques portés par ces structures.

4. Analyse expérimentale du couplage structure-structure

4.1 Modèle expérimentale

La détermination des fréquences propres s'effectue sur la base de l'expérimentation présentée dans la figure 5. Après excitation du spécimen avec marteau, on mesure la réponse du système en déplaçant le capteur aux différents points de mesure. Au niveau de l'essai, il est nécessaire de prévoir suffisamment de points de mesure. L'appareil d'analyse affiche directement les différentes mesures.



Fig5. Dispositif expérimental

4.2 Résultats obtenus

Les fréquences sont tirées directement de l'analyseur comme abscisses des pics dans la réponse fréquentielle. L'analyse spectrale nous a permis de déterminer les fréquences (naturelles) propres de la plaque. Les résultats sont présentés par la figure 6.

La figure 6 représente la variation de l'amplitude efficace en fonction de la fréquence.

On remarque que la fréquence du premier mode est de l'ordre de 40.25Hz.

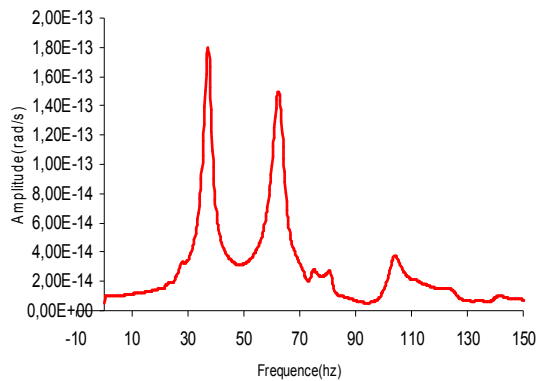


Fig6. Les modes propres du modèle (méthode expérimentale)

Après avoir effectué l'analyse expérimentale, on s'intéresse dans ce travail à la comparaison entre les résultats obtenus expérimentalement et numériquement. Le tableau 3 regroupe les valeurs expérimentales et numériques des trois fréquences propres.

Fréquence propres (Hz)	Expérimentale	Numérique	Ecart %
f_1	40.25	40.677	1.06
f_2	82.65	84.834	2.64
f_3	109	114.89	5.40

Tableau 3 : Comparaison en le modèle éléments finis et le modèle expérimentale.

On remarque qu'une bonne cohérence entre les résultats obtenus par la méthode expérimentale et celle de la méthode des éléments finis en acceptant une erreur de l'ordre de 6%.

5. Conclusion

Etude et analyse du couplage mécanique dans la conception structurale des satellites s'avèrent très important dont l'objectif est d'éviter tout risque d'interaction entre les éléments structurale du satellite.

Les résultats obtenus de cette étude s'avère intéressants, qui montrent qu'une bonne cohérence observée entre les résultats issues du modèle éléments finis et ce du modèle expérimentale en acceptant une erreur de l'ordre de moins de 6%.

Références

- A. Boudjemai, M. Bekhti, M.H. Bouanane, A.M. Si Mohammed, G. Cooper and G. Richardson, Small satellite Computer-Aided Design and Manufacturing, pp.181-188, SP-581, August 2005, Proceedings of the European conference on Spacecraft Structures, Materials & Mechanical Testing, 10-12 May 2005, ISSN: 1609-042X
- CNES, "techniques et technologies des véhicules spatiaux", tome II, Cépaduès Editions, 1994
- Meifeng He, Wenbin Hu, A study on composite honeycomb sandwich panel structure, Materials and Design, 29 (2008) 709-713.
- A. Boudjemai, M.H. Bouanane and, M.A. Si Mohammed, Structural Modelling and Small Satellite Optimisation, page 51, Second International Congress Design and Modelling of Mechanical Systems, CMSM'07, proceeding, 12-21 march 2007, Monastir Tunisia.
- A. Boudjemai, M.H. Bouanane, L. Merad and M.A. Si Mohammed, Small Satellite Structural Optimisation Using Genetic Algorithm Approach, 3rd International Conference on Recent Advances in Space Technologies, RAST '07, pp. 398-406, Istanbul, Turkey, ISBN: 1-4244-1057-6, © IEEE 2007.
- Kepeng QIU, Analysis and optimal design of lightweight sandwich structures and materials, PhD. Thesis, 2008.
- J Mackerle, Finite element analyses of sandwich structures: a bibliography (1980-2001), Engineering Computations, Vol.19, No.2, Mar 2002, pp.206-245.

ETUDE EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE DE LA FISSURATION D'UNE TRAVERSE DE BOGIES DE L'OFFICE NATIONAL DES CHEMINS DE FER

M. E. AIT ALI¹, S. CHOUKRI¹, M. AGOUZOUL¹

¹ Université Mohammed V Agdal, Ecole Mohammadia d'Ingénieurs, Equipe de Recherche et de Développement en Modélisation et Mécanique Multimédia, Rabat - Maroc

aitali@emi.ac.ma, choukri@emi.ac.ma,
agouzoul@emi.ac.ma

Introduction

Le secteur du transport ferroviaire marocain connaît une croissance soutenue ces dernières années. Cette croissance est due à l'augmentation continue du nombre de voyageurs, environ 8.4% en moyenne par an depuis 2004 à 2010. D'autre part, la masse transportée en marchandise est passée de 8 à 30 millions tonnes sur la même période. Cette tendance oblige l'Office National des Chemins de Fer (ONCF) à optimiser l'utilisation de son matériel roulant.

Dans une série de locomotives, des fissures sont apparues dans le châssis des bogies de celles-ci. Ces locomotives sont prévues, principalement, pour le transport des voyageurs. Elles peuvent rouler à une vitesse de 160 km/h sur des rails électrifiés à courant continu, avec un effort de traction allant jusqu'à 15.5 tonne. Ces locomotives ont deux cabines de conduite et disposent de deux bogies indépendants. Ces bogies peuvent être qualifiés comme des bogies à trois essieux non-articulés [1]. Chaque bogie est équipé de trois moteurs de traction. Chaque essieu est associé à un moteur. Le châssis des bogies est composé de deux longerons et de quatre traverses, numérotées de 1 à 4, voir la figure 1. La traverse qui s'est fissurée, et qui fait l'objet de l'étude, est la traverse de numéro 4.

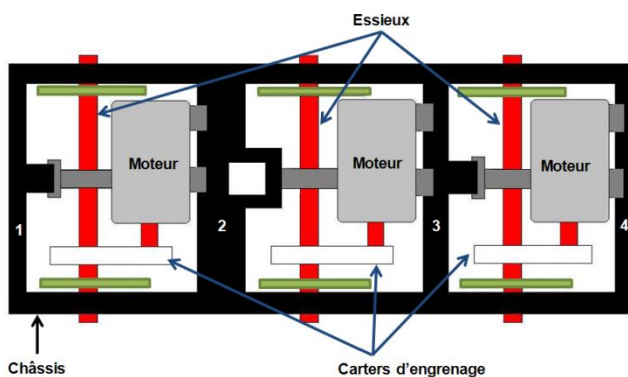


Figure 1 : Représentation schématique d'un bogie (vue de dessus).

L'objectif de cette étude est d'analyser, en détails, les conditions d'apparition de cette fissure, à partir des données réelles enregistrées par l'ONCF. Nous développons, ensuite, un modèle numérique, basé sur la méthode des éléments finis, reproduisant le comportement statique de la traverse fissurée. En utilisant le même modèle nous

évaluons les modes propres de cette traverse afin d'évaluer son comportement dynamique.

Analyse expérimentale de la durée de vie de la traverse fissurée

Grâce au suivi réalisé par l'ONCF de l'état de structure des bogies, nous disposons de données réelles que nous analysons dans cette partie.

2.1. Description de la traverse fissurée

Après une constatation visuelle de la fissure sur la traverse d'un bogie, un contrôle de fissure par ressuage est utilisé. La figure 2 montre un contrôle par ressuage dans différents endroits d'un bogie et l'emplacement de l'apparition de la fissure : la traverse 4 du bogie.

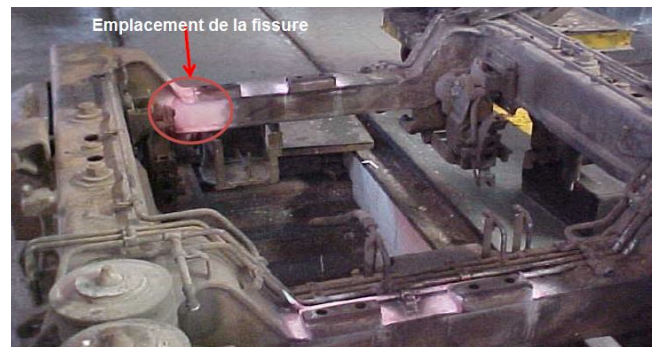


Figure 2 : Exemple de contrôle de fissure par ressuage sur un bogie montrant l'emplacement d'une fissure.

La figure 3 montre un exemple de fissure détectée. Cette fissure a été détectée sur 24 bogies différents, toujours au même emplacement, à côté d'un siège du moteur de traction. Elle touche deux surfaces perpendiculaires de la traverse avec des dimensions qui changent d'un bogie à un autre. L'analyse visuelle de cette fissure sur les différents bogies montre qu'elle est due à une rupture par fatigue.



Figure 3 : Exemple de fissure détectée dans une traverse.

Une solution de réparation de cette fissure a été adoptée. Elle consiste à recharger la fissure par soudage. Cette technique de réparation a permis de résoudre temporairement le problème. En effet après une certaine période cette fissure réapparaît. Ce qui perturbe énormément la disponibilité des bogies et pose des problèmes de sécurité. Pour avoir une idée sur la durée de vie de ces traverses, nous examinons, dans le paragraphe suivant, la durée d'utilisation des bogies avant l'apparition de la première fissure.

2.2. Analyse de la durée de vie des traverses

Les locomotives, concernées par cette étude, ont été mises en service depuis les années 80 (1984). Les distances enregistrées et parcourues par ces locomotives couvrent seulement dix années. La figure 4 montre ces distances pour 12 locomotives.

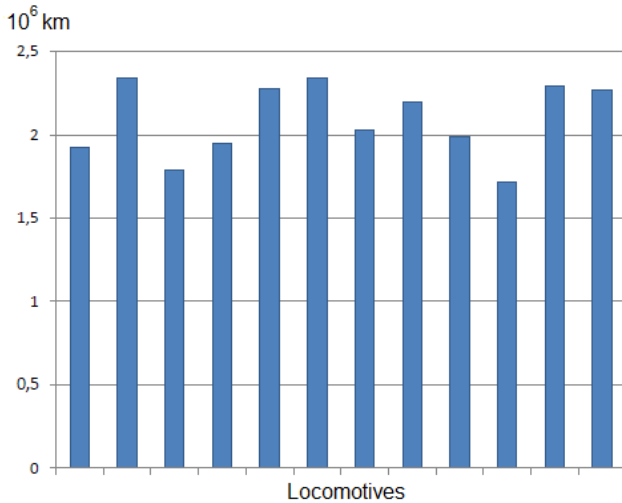


Figure 4 : Distances parcourues par 12 locomotives sur une période de 10 années (chaque barre correspond à une locomotive).

Nous constatons que la distance moyenne est d'environ 2 millions de km. Les bogies sont utilisés de manière quasi-uniforme et seul un bogie est utilisé lors d'une trajectoire. Ainsi, nous pouvons supposer que la distance globale depuis la mise en circulation jusqu'à 2010 est plus que le double. Nous en déduisons que la distance parcourue par chaque bogie est d'environ $2 \cdot 10^6$ km. Ceci confirme que l'apparition de cette fissure est un phénomène répétitif. Et que cette apparition est inhérente à la conception initiale de la structure du bogie.

Afin d'analyser cette conception, nous développons, dans la partie suivante, une modélisation numérique afin d'étudier le comportement statique et dynamique de la traverse.

Evaluation du comportement statique et dynamique de la traverse

3.1. Développement d'un modèle Eléments Finis

Hypothèses et géométrie

La complexité de la structure d'un bogie et son interaction, avec les différentes composantes de la locomotive et les rails, nous amènent à adopter certaines hypothèses simplificatrices pour développer notre modèle EF. Pour la géométrie du bogie, nous nous contentons de modéliser seulement la traverse fissurée au lieu de modéliser l'ensemble du bogie. La traverse est en interaction avec les deux longerons du châssis et avec le moteur de traction à travers les deux attaches. La largeur de la traverse est 1.8 m (dimension selon l'axe x, voir figure 5), la largeur longitudinale (selon l'axe y, figure 5) est de 22 cm.

Conditions aux limites et matériaux

Les longerons du châssis et la traverse sont assemblés de manière rigide. En négligeant le déplacement des longerons, nous pouvons considérer, dans le modèle EF, que tous les points de la traverse qui sont en contact avec les longerons, i.e. la zone colorée en rouge de la figure 5, n'ont aucun degré de liberté.

Le moteur de traction applique sur la traverse des efforts notés \vec{F}_1 pour l'attache de gauche et \vec{F}_2 pour l'attache de droite, figure 5. L'estimation des efforts statiques appliqués à la traverse a été faite en prenant en compte les éléments suivants :

- La force due au poids du moteur (3150 kg).
- L'effort de contact entre le pignon moteur et la roue dentée de la boîte de transmission.

Connaissant la position géométrique d'application de ces forces, l'équilibre statique de solides indéformables permet de les déterminer. Le résultat obtenu est :

$$\vec{F}_1 = \begin{pmatrix} -3\,000\,N \\ -24\,391\,N \\ 27\,561\,N \end{pmatrix} \text{ et } \vec{F}_2 = \begin{pmatrix} -3\,000\,N \\ -8\,371\,N \\ 13\,172\,N \end{pmatrix}$$

Le matériau de la structure est un acier de construction répandu. Le matériau est supposé homogène et isotrope. Sa masse volumique est 7850 kg/m³, son module d'Young a une valeur de 210 GPa, son coefficient de Poisson de 0.33 et une limite élastique de 260 MPa. Le comportement plastique du matériau n'est pas pris en compte puisque la structure est dimensionnée pour avoir un comportement linéaire.

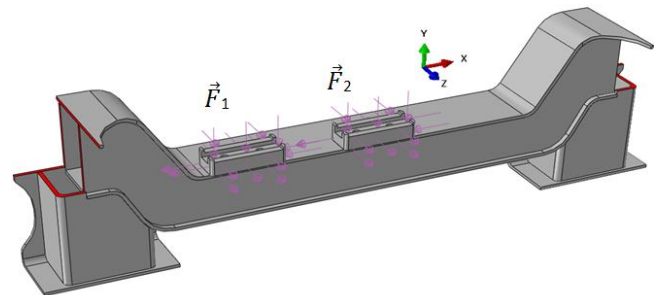


Figure 4 : Géométrie de la traverse fissurée : la zone en rouge est une zone d'encastrement (avec les longerons), les deux attaches du moteur appliquent deux forces \vec{F}_1 et \vec{F}_2 .

Modèle mécanique et maillage

Le modèle est développé en utilisant le logiciel Abaqus. Nous utilisons un modèle élastique en grands déplacements.

Nous avons maillé la traverse avec 228 880 éléments volumiques. Les éléments utilisés sont issus de la bibliothèque des éléments d'Abaqus. Ce sont des éléments quadratiques à intégration réduite pour les hexaèdres appelés C3D20R et sans intégration réduite pour les éléments tétraèdres appelés C3D10. Ces éléments ont été choisis principalement pour leur performance en simulation dynamique, d'après l'étude menée par Brown [2].

3.2. Etude du comportement statique de la traverse par EF

Le niveau de contrainte de Von Mises dans la traverse, donné par le modèle développé dans la partie précédente, est présenté dans la figure 6.

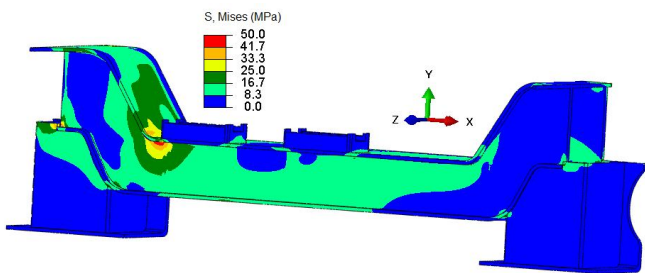


Figure 5 : Distribution des contraintes de Von Mises dans la traverse due au chargement appliqué \vec{F}_1 et \vec{F}_2 .

Nous observons que les contraintes équivalentes les plus intenses sont concentrées autour de la zone effectivement fissurée. La valeur maximale de 50 MPa est très inférieure à la limite élastique du matériau (260 MPa). Ceci est cohérent avec la constatation que la nature de la fissuration est de nature fissuration par fatigue. Ainsi, la conception initiale en statique, selon ce modèle, est adéquate.

Par ailleurs, mentionnons que la zone à l'extrémité gauche de la traverse, où nous observons des contraintes de Von Mises aussi élevées que celles autour de la zone fissurée, est une zone de concentration de contrainte due aux angles vifs de la géométrie.

3.3. Calcul des modes propres de la traverse par EF

Nous effectuons dans cette partie une analyse modale pour extraire les fréquences propres de la traverse. Nous pouvons alors comparer ces fréquences avec la fréquence d'excitation de la traverse qui correspond, dans notre modèle, à la fréquence de rotation du moteur. Sachant qu'il peut atteindre 1330 tours/min, cela correspond à une fréquence d'excitation d'environ 140 Hz.

En se basant sur le modèle précédent, avec les mêmes conditions de fixation, les dix premières fréquences propres de la traverse sont données par le tableau ci-dessous.

Numéro du mode	1	2	3	4	5	6	7
Fréquence (hz)	257	372	472	544	548	761	787

Nous remarquons que la première fréquence propre de la traverse est très grande par rapport à la fréquence de rotation du moteur. D'après ces résultats, nous pouvons déduire qu'il n'y pas de risque de résonance de la traverse. D'autre part, nous avons constaté une réapparition de cette fissure même après réparation par soudage. Ceci semble indiquer que cette réparation par réparation est inefficace. Or le procédé de rechargement est réalisé selon une procédure bien établie, il semble être d'explorer la possibilité de modifier légèrement la conception en rajoutant des renforts. Ces renforts permettront, entre autres, de réduire le risque de réapparition des fissures.

Conclusion

Après avoir mené l'analyse des données expérimentales enregistrées sur le fonctionnement des bogies ; nous avons pu confirmer la fissuration par fatigue de la traverse. Nous avons ensuite vérifié le comportement statique et dynamique de la traverse, à l'aide du modèle EF développé.

La réapparition des fissures après réparation nécessite des précautions supplémentaires. Une des précautions possibles est le renfort de la traverse. Cette solution sera explorée dans un autre travail en tant que suite de cette étude.

Références

- [1] Railway Technical Research Institute, East Japan Railway Culture Foundation. *Japanese Railway Technology Today* P 52-61, December 1998.
- [2] BROWN J., *Characterization of MSC/NASTRAN & MSC/ABAQUS Elements for turbine Engine Blade Frequency Analysis*, Proceeding of MSC 1997 Aerospace Users' Conference.

SIMULATION NUMERIQUE DU RENFORCEMENT DES POTEAUX EN BOIS PAR LA FIBRE DE CARBONE

MOHAMMED EL GANAOU^a, MOURAD KHELIFA^b

^a Université de Lorraine, LERMAB, Institut Universitaire de Technologie de Longwy, 54400 Cosnes et Romain, France

^b Université de Lorraine, LERMAB, Ecole Nationale Supérieure des Technologies et Industries du Bois ENSTIB, 88 000 Epinal, France

Résumé

L'objectif principal de ce travail étant la mise au point d'une méthodologie numérique de prédiction du comportement mécanique des poteaux en bois renforcés par la fibre de carbone. Une modélisation basée sur la thermodynamique des processus irréversibles avec variables d'état est utilisée pour traduire le couplage entre le comportement plastique anisotrope à écrouissage isotrope non linéaire et l'effet du renforcement. Les aspects théoriques et numériques du modèle proposé sont détaillés. L'intégration numérique des équations constitutives du modèle utilisant un schéma implicite itératif basé sur la technique des corrections radiale est discutée. La résolution du problème d'équilibre global est assurée par un schéma Dynamique Explicite. L'application est ensuite faite à la simulation des éprouvettes circulaires en bois renforcées par la fibre de carbone. Des comparaisons avec les résultats expérimentaux sont réalisées et discutées.

Mots clés : CFRP, matériau composite, matériau bois, renforcement, confinement, élasticité orthotrope, plasticité, MEF

Introduction

L'utilisation de la fibre de carbone pour le renforcement des structures bois a été largement conseillée [1-2]. Le procédé de renforcement par un composite a émergé comme une nouvelle technique pour la réparation des structures bois.

Un autre cas de fissuration provoquée par les sollicitations appliquées au poteau en lamellé-collé à inertie variable est illustré par la Fig. 1 dans [3]. Le poteau est instable et ce cas de pathologie n'est pas rare dans la construction bois. D'où l'utilité de renforcer les structures avant l'effondrement.



Fig. 1. Renforcement d'un pied de poteau par des plaques en acier

Rappelons que les principales études et applications de renforcement des éléments de la structure qui existent dans la littérature ont été réalisées sur le confinement des

poteaux en béton armé sous l'effet de l'effort normal [4-5]. Toutefois, l'examen des hypothèses de dimensionnement et de mise en application montre à ce jour, qu'un certain nombre de paramètres manquent encore à la maîtrise du fonctionnement de ces procédés de renforcement ce qui conduit dans plusieurs cas à adopter des dispositions compensatoires et des coefficients de sécurité élevés.

Dans ce présent travail, on s'intéresse à l'étude du comportement non-linéaire des poteaux en bois renforcés par la fibre de carbone. Les résultats des simulations sont comparés à ceux de l'expérience. Les aspects théoriques et numériques du modèle sont discutés brièvement.

1. Aspects théoriques du modèle

1.1. Bois non-renforcé

La modélisation théorique retenue dans cette étude est formulée dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles avec variables internes. Les relations d'état sont données par [6-7] :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\Lambda}} : \underline{\underline{\varepsilon}}^e \quad (1)$$

$$\mathbf{R} = \mathbf{Q} \times r \quad (2)$$

$\underline{\underline{\varepsilon}}^e$ étant la déformation élastique ; $\underline{\underline{\sigma}}$ étant la contrainte de Cauchy ; (r, \mathbf{R}) étant la variable couple représentant l'écrouissage isotrope ; $\underline{\underline{\Lambda}}$ étant l'opérateur des propriétés d'élasticité ; \mathbf{Q} étant le module d'écrouissage isotrope.

L'écoulement plastique est décrit par un critère de plasticité défini par :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}, \mathbf{R}) = \|\underline{\underline{\sigma}}_{eq}\| - \mathbf{R} - \sigma_c = 0 \quad (3)$$

$$\|\underline{\underline{\sigma}}_{eq}\| = \sqrt{\underline{\underline{\sigma}} : \underline{\underline{H}} : \underline{\underline{\sigma}}} \quad (4)$$

σ_c étant la limite d'élasticité, $\underline{\underline{H}}$ étant l'opérateur traduisant l'anisotropie de Hill et est fonction de six paramètres F, G, H, L, M et N .

Les relations complémentaires qui en découlent sont :

$$\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p = \dot{\lambda} \frac{\underline{\underline{H}} : \underline{\underline{\sigma}}}{\|\underline{\underline{\sigma}}_{eq}\|} = \dot{\lambda} \underline{\underline{n}} \quad (5)$$

$$\dot{r} = -\dot{\lambda} [1 - br] \quad (6)$$

$\dot{\lambda}$ étant le multiplicateur plastique, $\underline{\underline{n}}$ étant la normale à la surface de charge dans l'espace des contraintes, b est un coefficient d'écrouissage isotrope.

1.2. Bois renforcé par la fibre de carbone

Partant du même raisonnement que celui de Samaan dans [8], nous proposons de cumuler l'effet du renforcement de la fibre à celui du bois. La variation de la contrainte mono-axiale équivalente σ'_c du modèle devient- alors :

$$\sigma'_c = \sigma_c + \mathbf{R} + k_1 \times (\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p)^m \times f_r \quad (7)$$

σ'_c est décomposée en deux termes. Le terme $(\sigma_c + R)$ traduit le comportement élastoplastique du matériau bois et le terme $k_1 \times (\dot{\epsilon}^p)^m \times f_r$ traduit l'effet de la fibre.

k_1 et m représentent les paramètres du renforcement et ils sont déterminés sur la base des résultats expérimentaux spécifiques à chaque essence du bois. f_r étant la pression due au confinement et elle est donnée par:

$$f_r = \frac{2f_j \times t_j}{D} \quad (8)$$

t_j étant l'épaisseur de la fibre et D étant le diamètre de l'éprouvette.

2. Aspects numériques du modèle

La résolution par la méthode des éléments finis est basée sur la discrétisation spatiale des équations aux dérivées partielles du problème associées à des conditions aux limites. L'équilibre global du solide s'exprime par :

$$[M]\{\ddot{U}\} + \{R\} = 0 \quad (9)$$

$[M]$ étant le matrice masse ; $\{\ddot{U}\}$ étant le vecteur accélérations et $\{R\}$ étant le vecteur résidu.

La résolution globale de l'équation (9) dans ABAQUS/EXP [9] consiste à déterminer le vecteur accélération à l'instant t_n et connaissant l'accélération, on calcule le vecteur vitesses à demi-pas $t_{n+1/2}$ pour ensuite calculer le vecteur déplacements à la fin du pas t_{n+1} .

Pour évaluer le vecteur résidu $\{R\}$, il faudra connaître les forces de contact ainsi que les contraintes. Le tenseur des contraintes est calculé en intégrant numériquement et en chaque point de Gauss de chaque élément les équations différentielles (5) et (6). L'intégration locale sur chaque incrément du temps est réalisée par un algorithme implicite itératif de Newton-Raphson appelé schéma du retour radial pour déterminer les variables forces σ_{n+1} et R_{n+1} à la fin de chaque incrément. La discrétisation de l'équation (5) est faite par la θ -méthode et celle de l'équation (6) par la méthode asymptotique.

Dans ce cas, le système d'équations à résoudre se réduit à :

$$\begin{cases} f_{n+1}(\Delta\lambda, \underline{n}_{n+1}) = \|\sigma_{n+1}^{eq}\| - R_{n+1} - \sigma_c - \sigma'_c = 0 \\ h_{n+1}(\Delta\lambda, \underline{n}_{n+1}) = \underline{H} : \sigma_{n+1} - \|\sigma_{n+1}^{eq}\| \underline{n}_{n+1} = 0 \end{cases} \quad (10)$$

Avec :

$$\sigma_{n+1} = \sigma_n + \underline{\Delta} : [\Delta\epsilon - \Delta\lambda \times \underline{n}_{n+1}] \quad (11)$$

$$R_{n+1} = Q \times \left[r_n e^{-b\lambda} + \frac{(1 - e^{-b\lambda})}{b} \right] \quad (12)$$

Les inconnues du d'équations (10) sont le multiplicateur plastique $\Delta\lambda$ et le vecteur normal \underline{n} à la surface de charge f . La résolution du système d'équations (10) se fait par l'algorithme itératif de Newton-Raphson.

3. Résultats et discussions

Des essais de compression uni-axiale suivant la direction longitudinale des fils du bois ont été réalisés sur la machine INSTRON. Une seule essence du bois "épicéa" est utilisé pour l'ensemble des tests et elle est la plus utilisée en région Lorraine. Le diamètre de l'éprouvette $D=90\text{mm}$ et la hauteur de l'éprouvette $h=180\text{mm}$. Les éprouvettes sont conçues de manière à ce que la hauteur soit égale deux fois le diamètre pour éviter le risque du flambement. La vitesse du chargement de l'ensemble des essais est d'environ $v=1\text{mm/min}$. Le chargement est parallèle au sens des fibres du bois Fig. 2.



Fig. 2. Direction du chargement

La fibre de carbone ainsi que la résine époxy sont issues de la marque MAPEI. La fibre de carbone est bidirectionnelle et ses caractéristiques mécaniques sont récapitulées dans le Tab. 1

Module d'élasticité moyen	230GPa
Résistance à la traction	4,8GPa
Allongement maximal	2,1%
Epaisseur de la fibre	0,1mm

Tab. 1. Caractéristiques du CFRP

L'identification des paramètres du modèle est faite sur la simulation des essais de compression. Les constantes qui en découlent sont résumées dans le Tab. 2

Elasticité	Plasticité	Renforcement
$E_L=14500\text{MPa}$	$\sigma_c = 35\text{MPa}$	$m = 0,001$
$E_R=E_T=850\text{MPa}$	$Q = 2,1\text{MPa}$	$k_1 = 40,5$
$G_{LR}=G_{LT}=970\text{MPa}$	$b=17$	
$G_{RT}=395\text{MPa}$	$F=0,55$	
$\nu_{LR}=\nu_{LT}=0,3$	$G=0,35$	
$\nu_{RT}=0,03$	$H=0,65$	
	$L=1,5$	
	$M=1,4$	
	$N=1,7$	

Tab. 2. Constantes du modèle

La simulation est réalisée par la VUMAT en utilisant un maillage à 3000 éléments hexaédriques de type C3D8R disponibles dans ABAQUS/EXP. Pour l'ensemble des simulations, on considère une vitesse d'essai $v=1\text{mm/min}$ et une densité du matériau bois $\rho = 460\text{kg/m}^3$.

La Fig. 3 montre la distribution de la contrainte équivalente à un déplacement vertical $v=2\text{mm}$ de l'éprouvette renforcée.

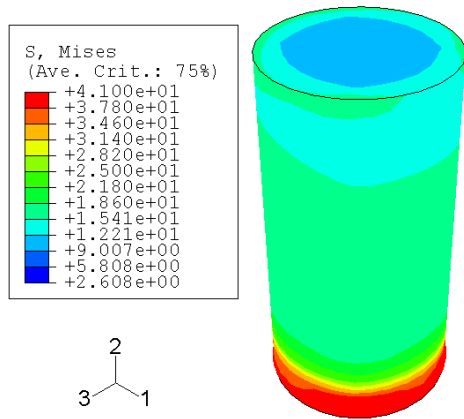


Fig. 3. Distribution de la contrainte équivalente

On remarque une concentration de contraintes à la base du cylindre où l'encastrement est parfait. La contrainte maximale est de l'ordre de 41MPa (Fig.3).

Les résultats des simulations approchent avec succès ceux de l'expérience (Fig. 4)

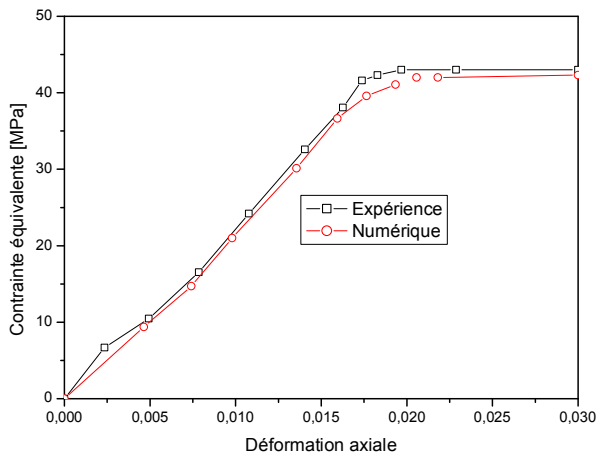


Fig. 4. Courbes contraintes-déformations

Conclusion

L'objectif de cette étude étant la mise au point d'une méthodologie numérique de prédiction du comportement local d'une éprouvette circulaire en bois renforcée par la fibre de carbone. Une approche locale basée sur le couplage entre le comportement élastoplastique à écrouissage isotrope avec effet du renforcement a été utilisée.

Les aspects théoriques et numériques de la modélisation mécanique sont discutés. L'application de la méthodologie a été faite sur la simulation d'un essai de compression d'une éprouvette en bois renforcée. Les résultats obtenus sont très réalistes comparés à ceux de l'expérience.

Références bibliographiques

- [1] H. Gezer, B. Aydemir, The effect of the wrapped carbon fiber reinforced polymer material on fir and pine woods, *Materials and Design* 31, 3564–3567, 2010
- [2] R. Lopez-Anido, Antonis P. Michael, Thomas C. Sandford, Experimental characterization of FRP composite-wood pile structural response by bending tests, *Marine Structures* 16, 257–274, 2003
- [3] Lobel Y. – Problèmes de calcul des barres à inertie variable en bois lamellé collé. Recueil de contributions au calcul des éléments et structures bois (première partie). *Annales de l'ITBTP*, no 466, juil.-août 1988.
- [4] Wu G., Lu Z.T., Wu Z.S., "Strength and ductility of concrete cylinders confined with FRP composites", *Construction and Building Materials* 20 (2006) 134–148
- [5] Bentayeb F., Ait Tahar K., Chateaufneuf A., "New technique for reinforcement of concrete columns confined by embedded composite grid", *Construction and Building Materials* 22 (2008) 1624–1633
- [6] Oudjene M., Khelifa M., "Elasto-plastic constitutive law for wood behaviour under compressive loadings", *Construction and Building Materials* 23 (2009) 3359–3366
- [7] Oudjene M., Khelifa M., "Finite element modelling of wooden structures at large deformations and brittle failure prediction", *Materials and Design* 30 (2009) 4081–4087
- [8] Samaan M., Mirmiran A., Shahawy M., "Model of concrete confined by fiber composites", *J. Struct. Eng. ASCE* 124 (1998) 1025-1031.
- [9] ABAQUS, Theory manual, Version 6.2, Hibbit, Karson and Sorensen, Inc, 2001

HOMOGENEISATION NUMERIQUE D'UN COMPOSITE A MATRICE LIQUIDE ET INCLUSION SOLIDEI

BAHRAOUI¹, H. ELMINOR¹, H. ELMINOR¹, E. HILALI¹, A. IMAD² T. KANIT²

¹Laboratoire Mécanique Procédés Energie et environnement (LMPEE), ENSA Agadir Maroc.
imanebhr@gmail.com
hanane.elminor@gmail.com

²Laboratoire de Mécanique, Lille Polytechnique, France.

Mots clés : Composite, Homogénéisation, Rigidité, Isotropie

Résumé : Le travail présent est une étude numérique d'un composite contenant une matrice liquide et des inclusions solides à l'aide du code de calcul Zebulan afin d'étudier l'influence de la rigidité et la répartition des inclusions solides dans une matrice liquide sur l'isotropie du matériau.

Abstract : The present work is a numerical study of a composite containing a liquid matrix and solid inclusions using calculation Zebulan code in order to study the influence of the stiffness and the distribution of solid inclusions in a matrix liquid on the isotropy of the material.

Introduction

Les matériaux composites [1] occupent une place de plus en plus grande dans de multiples applications, à commencer par le secteur automobile et des transports, aéronautique, radiocommunications, informatique et ameublement,

Ces composites sont généralement réalisés par l'association de deux matériaux différents aussi bien par leur forme que par leurs propriétés mécaniques ou chimiques, afin de tenter d'accroître leurs performances [2-3]. Les deux constituants du composite sont une matrice et des inclusions [4], ces derniers sont noyés dans la matrice.

Au cours des dernières années, l'utilisation des composites d'une matrice liquide et des inclusions solides a considérablement augmenté, ce type de composites a une place très importante dans de nombreux secteurs de l'activité humaine aussi bien naturels (sable et dunes, roches etc.) qu'industriels (préparation de médicaments, fabrication de bétons, peintures etc.) ou même agroalimentaires

(Grains de maïs ou de blé par exemple).

Exemples des matériaux dont la matrice est liquide et les inclusions sont solides:

l'os qui est composé d'une matrice liquide organique (composée principalement d'une protéine, le collagène) et d'un renfort minéral (Denanoplaquettes d'hydroxy-apatite qui est un phosphate de calcium).

le sang et les liquides organiques sont les matériaux de base de l'organisme

Les milieux granulaires : sable humide, les granulats pour le transport d'énergie.

Traitement des eaux par des résines échangeuse d'ions contre de calcaire.

L'objectif majeur de cette présentation est de mettre en œuvre un modèle numérique qui permette d'étudier la convergence, l'influence de la rigidité et la répartition des inclusions pour les granulaires composites à base liquide.

Description de composite utilisé

Tab. 1 : Les propriétés mécaniques du composites utilisés :

	Module d'Young	Coefficient de poisson
Matrice	1Gpa	0,49
inclusions	20000Gpa	0,3

La fraction surfacique:

$P_i = (N * S_i) / S_c$,

N: le nombre d'inclusions.

S_i: la surface du cercle, $S_i = r^2 * \pi$

S_c: surface du carré,

$S_c = a^2$

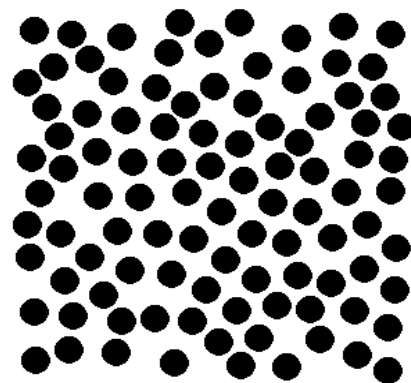


Fig. 1 : Exemple du modèle 2D du matériau utilisé

Les images sont réalisées avec le logiciel Paintshop avec une dimension de 300×300.

En gardant le même volume et en variant le rayon et le nombre d'inclusions afin de garder la même fraction volumique.

$$r = ((P_i * V) / (N * \pi))^{1/2}$$

Etude de la convergence

Plusieurs images sont réalisées avec un nombre d'inclusions variant (1, 2, 5, 10,20,50,80,100, 150, 200) et

une fraction volumique de 30% invariante.

Un maillage de 400X400 s'est effectué à l'aide du logiciel de traçage Zmaster.

Les matrices de rigidité pour chaque nombre d'inclusions sont obtenues avec le code de calcul Zebulon en superposant les images faites avec le maillage.

La superposition des graphes de C11, C22, C21 et C12

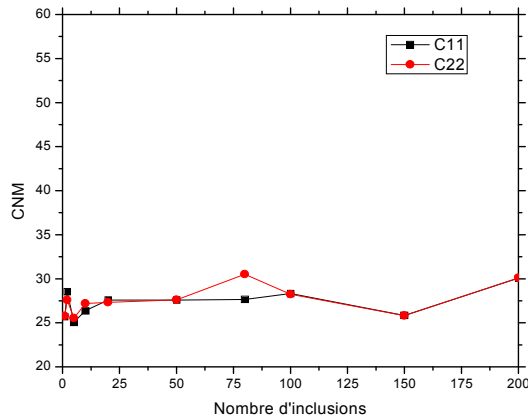


Fig. 2 : La superposition des graphes C11 et C22

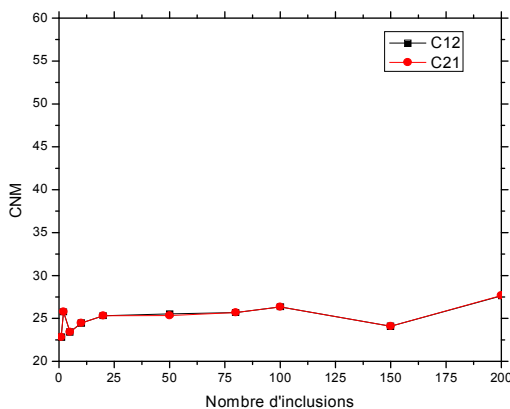


Fig 3 : La superposition des graphes C12 et C21

D'après les graphes, les courbes de C11 et C22, C12 et C21 sont pratiquement confondues. Le calcul d'erreur montre une meilleure convergence **200 inclusions**.

L'influence de la rigidité et de la répartition des inclusions sur la matrice

Dans cette partie le nombre d'inclusions reste le même dans les quatre répartitions : aléatoire, doublets, triplets et en blocs de cinq, avec une fraction volumique constante de 18%.

Les matrices des 4 réalisations pour 300 inclusions sont présentées dans le tableau ci-dessous :

Type de répartition	Matrices de rigidité
Répartition aléatoire (E=20000)	$\begin{pmatrix} 21,22 & 20,18 & 0 \\ 20,18 & 21,70 & 0 \\ 0 & 0 & 1,04 \end{pmatrix}$
Répartition aléatoire (E=200000)	$\begin{pmatrix} 25,86 & 20,18 & 0 \\ 20,18 & 21,23 & 0 \\ 0 & 0 & 1,04 \end{pmatrix}$
300 inclusions : 75 doublets et 150 aléatoires	$\begin{pmatrix} 21,14 & 20 & 0 \\ 20,0 & 21,53 & 0 \\ 0 & 0 & 0,99 \end{pmatrix}$
300 inclusions : 50 triplets et 150 aléatoires	$\begin{pmatrix} 21,23 & 20 & 0 \\ 20 & 21,09 & 0 \\ 0 & 0 & 0,99 \end{pmatrix}$
300 inclusions : des blocs de cinq répartis aléatoirement	$\begin{pmatrix} 21,12 & 19,89 & 0 \\ 19,89 & 21,47 & 0 \\ 0 & 0 & 1,07 \end{pmatrix}$

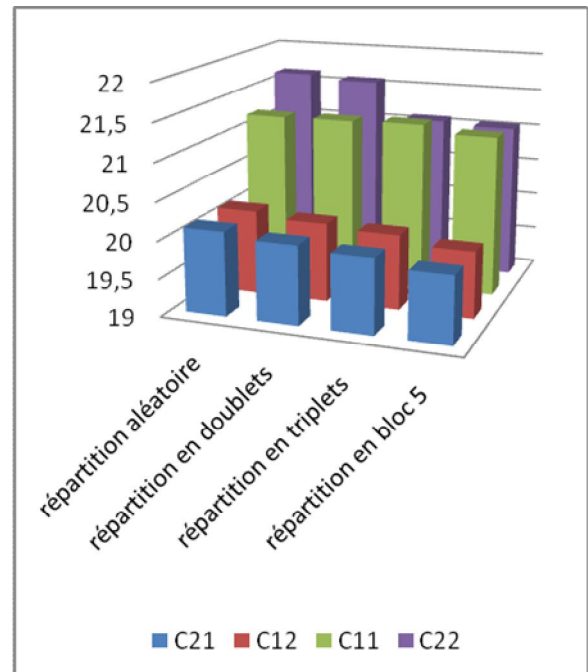


Fig. 4 : les composantes de la matrice de rigidités pour les quatre répartitions.

Pour le matériau avec un module de Young E=200000GPA, les composantes C11 et C22 sont différentes. Pour ce type de matériau supposé très rigide la microstructure du composite influence fortement l'isotropie, par contre un

Tab.2 : Les matrices de rigidité pour chaque répartition

matériau semi rigide avec un $E=20000\text{GPa}$ la microstructure n'a pas d'influence sur l'isotropie du matériau ;

Pour les quatre répartitions et d'après les matrices de rigidité, les composantes C_{11} et C_{22} , C_{12} et C_{21} ne varie pas ce qui montre que le type de répartitions des inclusions dans la matrice n'influence pas sur l'isotropie du matériau. Aussi d'après le graphe les composants C_{11} , C_{22} , C_{12} et C_{21} des matrices gardent presque les mêmes valeurs en changeant le type de répartition donc ce dernier n'a pas d'influence sur le comportement mécanique.

Conclusion

Pour un matériau semi rigide avec un $E= 20000\text{MPa}$ la microstructure n' pas d'influence sur l'isotropie du matériau.

Pour un matériau très rigide avec un $E=200000\text{MPa}$ la microstructure influence l'isotropie du matériau.

Le type de répartition des inclusions n'a pas d'influence sur l'isotropie et le comportement mécanique du matériau.

Référence bibliographique

- [1] El Hadji Babacar LY : ‘Nouveaux matériaux composites thermoformables à base de fibres de cellulose’, pp 18-20, thèse, 2008

- [2].Christensen GJ. Amalgam VS. Composite resin. J Am Dent Assoc 1998;129:1757-1759.

- [3]. Wilson NH. Conference report. Direct adhesive materials: current perceptions and evidence –future solutions. J Dent 2001;29:307-316.

- [4] Joël LÉVEQUE & Alain PARISSÉ : ‘ Elaboration des nouveaux matériaux composite a base de la noix des dattes pour la prothèse des genoux et des hanches ; thèse doctorale, 2006.

COMPORTEMENT ELASTIQUE ET ELASTO-PLASTIQUE DES JONCTIONS TUBULAIRES SOUDEES DE FORME T ET Y

SALAH EDDINE JALAL ^{(1)*}, LAHBIB BOUSSHINE ⁽²⁾, ZAKARIA EL MASKAOUI ⁽³⁾, AHMED MJIDILA ⁽⁴⁾

^(1,2,3,4) Laboratoire des Technologies de Construction et des Systèmes Industriels,
Ecole Nationale Supérieure d'Electricité et de Mécanique,
Université Hassan II Ain Chock,
BP 8118, Oasis, 20103 Casablanca, Maroc
* salah_eddine.jalal@yahoo.com

Résumé

Les supports des plateformes offshore de type Jacket, sont constitués d'éléments structuraux dont les zones d'intersection présentent des discontinuités structurales. Ainsi, une forte concentration de contrainte apparaisse au niveau de ces zones, particulièrement, dans les points chauds. L'objectif de ce travail est de comparer les réponses élastiques et élasto-plastiques des jonctions de forme T et Y d'une part. Pour l'étude élastique, on a comparé l'évolution de la contrainte équivalente de von Mises le long du pied de cordon de soudure suite à un chargement axial appliqué à l'extrémité libre de l'entretoise. Pour l'étude élasto-plastique, une comparaison des charges limites de traction de ces mêmes jonctions a été réalisée suite à un chargement de la traction plastique monotone appliquée à l'extrémité libre de l'entretoise.

Le maillage et le calcul numérique sont réalisés à l'aide des logiciels Patran et Nastran respectivement.

MOTS-CLÉS : *Elastique, Elasto-plastique, Concentration de Contraintes, Jonction tubulaire, Point chaud, Simulation numérique, Charge limite.*

1 Introduction

Les assemblages soudés sont très utilisés dans l'industrie offshore, en particulier, les supports de plateformes de type Jacket. Ces supports géants sont constitués généralement de profilés tubulaires, soudés entre eux, en créant des jonctions de différentes formes géométriques (T, Y, K, KT, DT, DY, DK, DKT, ...). Ainsi, quand la station offshore est en service, deux sortes de défaillances mécaniques peuvent apparaître :

- Endommagement par la présence du phénomène de la fatigue élastique causée par des chargements répétés ou alternés en fonction du temps (houle, courant d'eau, marée basse et haute, vents forts et faibles).
- Endommagement par déformations élasto-plastiques causées par le chargement monotone croissant et proportionnel qui donnent naissance à des dislocations qui amorcent la plastification de la jonction au voisinage des

cordons de soudure, ce qui peut conduire à la ruine plastique.

2 Bibliographie

La majorité des travaux antérieurs visait principalement des études élastiques des jonctions tubulaires soudées. Dans l'objectif de la recherche des positions des points chauds, une jonction de forme T a été sollicitée, numériquement, en TRA, FDP et FHP [1], il a été montré que pour un chargement axial (TRA) et de FHP, les points chauds coïncident avec les deux points de Quartier. Par contre, quatre points chauds apparaissent quand l'éprouvette est chargée en FDP. Ils sont positionnés entre le point de Quartier et celui d'Arçon, c'est-à-dire à $\psi=45^\circ$. Dans [2], la position des points chauds a été confirmée expérimentalement pour ce type de jonctions, mais cette étude a été limitée uniquement aux essais TRA et de FDP. Dans [3], une simulation numérique a été réalisée pour une jonction de forme T mais cette fois pour déterminer les courbes CCC- ψ suite à un chargement axial combiné avec les moments déviés. Ceci a permis de définir la courbe qui représente les minimums et les maximums du CCC pour tous les chargements combinés possibles. Pour contribuer à l'établissement d'une base de données pour les jonctions raidies, des études numériques élasto-plastiques ont été réalisées pour des jonctions de forme DT [4] et T [5] raidies à l'aide d'anneaux circulaires intérieurs. Les résultats ont montré que les courbes effort-déplacement sont identiques pour les jonctions, raidie et non raidie, de la même forme. Ces travaux ont montré aussi que la diffusion de la zone plastifiée est presque la même pour les jonctions de la même forme.

3 Choix des jonctions, maillage et matériau

Les jonctions étudiées sont choisies de mêmes dimensions et de mêmes paramètres géométriques adimensionnels (Fig. 1). Les études antérieures ont montré que le maillage des jonctions tubulaires avec des éléments 2D donne des résultats proches à la réalité que celle maillée avec des éléments 3D [6,7]. Dans le présent travail, le maillage est réalisé avec des éléments coques minces de forme quadrilatère.

Le matériau choisi est l'acier de construction de module d'Young $E=2,1.10^5$ MPa, de coefficient de Poisson $\nu=0,33$ et de limite élastique $\sigma_e=240$ MPa.

4 Réponses élastiques des jonctions T et Y

4.1 Chargement et conditions aux limites

Pour les deux jonctions étudiées, les extrémités libres des manchons sont encastées et un effort de 90kN est appliqué à l'extrémité libre de l'entretoise. Un mode de plaque rigide est créé au niveau des extrémités des éléments structuraux de chaque jonction. Les conditions aux limites sont appliquées au niveau des nœuds centraux qui font partie des corps rigides créés (Fig. 3).

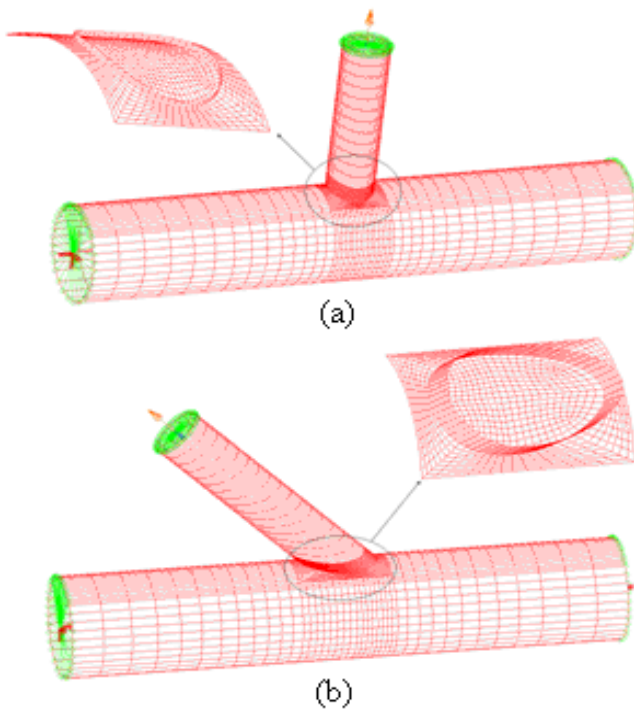


Fig. 1 : Maillage des jonctions : Forme T, (b) Forme Y
 $D=505,6\text{mm}$, $\alpha=2L/D=12,66$, $\beta=d/D=0,5$, $\gamma=D/2T=25$,
 $\tau=t/T=1$, $\theta=45^\circ$

4.2 Résultats du comportement élastique

La figure 2 présente une comparaison entre les contraintes géométriques enregistrées le long du pied du cordon de soudure pour les deux jonctions planaires T et Y, de mêmes dimensions, sollicitées en traction. On remarque que, pour les deux formes, les points chauds coïncident avec les points de Quartier avec une contrainte maximale de 255MPa pour la jonction T et 144MPa pour la jonction Y. Au niveau des points d'Arçon, la contrainte locale reste très faible. Elle est égale à 17,8MPa pour la jonction T et le talon du point d'Arçon de la jonction Y. Par contre, elle est de l'ordre de 7,76MPa à l'orteil du point d'Arçon de cette dernière. On remarque aussi qu'au niveau du point chaud (Quartier dans ce cas de charge), la contrainte maximale de la jonction T est plus importante que celle de la jonction Y avec un rapport de 1,78. Ce qui prouve que la jonction Y est plus robuste que celle de forme T.

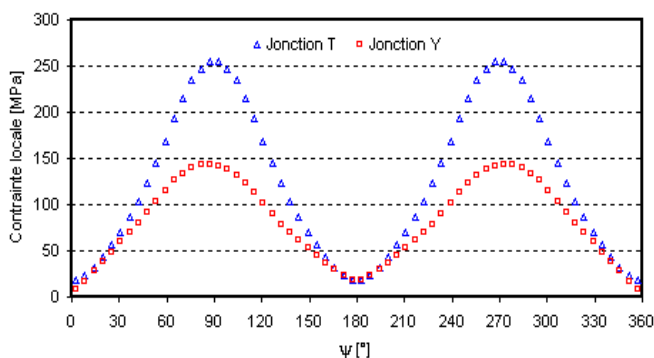


Fig. 2 : Contraintes géométriques autour du pied de cordon en fonction de l'angle ψ compté à partir de l'orteil du point d'Arçon, suite à un effort de traction de 90kN

5 Réponses non linéaires des jonctions T et Y

5.1 Chargement et conditions au limites

Pour comparer les réponses non linéaires des jonctions planaires de forme T et Y, un effort de traction proportionnel et progressif est appliqué à l'extrémité libre de l'entretoise de chaque éprouvette, sachant que les extrémités des manchons sont encastrees.

Dans ce cas, le matériau est considéré identique à celui utilisé dans l'étude élastique, mais il est idéalisé comme étant élastique parfaitement plastique. Les phénomènes de l'écroutissage et de l'instabilité géométrique sont négligés.

5.2 Charges limites

La figure 3 présente la variation de l'effort de traction appliqué à l'extrémité libre de l'entretoise, en fonction du déplacement de cette dernière. On remarque qu'avec l'augmentation de l'effort extérieur, cet effort tend vers la charge limite. C'est la valeur de la force à partir de laquelle le déplacement devient incontrôlable. Cette charge limite est égale à 615kN pour la jonction T et 910kN pour celle de forme Y. Ce qui prouve que la jonction Y résiste mieux à la ruine plastique que la jonction T. Ceci confirme le résultat élastique trouvé qui dit que le CCC de la jonction T est plus important que celui de la forme Y. Ceci coïncide aussi avec d'autres études antérieures qui disent que le CCC augment avec l'angle θ dont la jonction T présente le cas extrême de la jonction Y avec $\theta=90^\circ$ [10,11].

5.3. Diffusion des zones plastifiées

Jonction T : On remarque qu'en augmentant le paramètre de charge, la zone plastifiée au voisinage du cordon de soudure augmente. Les éléments perdent progressivement leurs raideurs et la courbe charge-déplacement tend vers la charge limite. Pour la jonction de forme T, dans le cas d'un chargement axial, le point chaud coïncide avec les deux points de Quartier, et ce sont les points à partir desquels la jonction commence à se plastifier. Par contre, au fur et à mesure de l'augmentation du paramètre de charge, l'extension de la plastification évolue vers d'autres zones situées à mi-distance entre le point d'Arçon et celui de Quartier (Fig. 4d). Ces figures montrent, aussi, que la zone dont un nombre important d'éléments finis qui se plastifient les premiers ne sont pas au voisinage du point d'Arçon ou du point de Quartier. C'est la zone qui est située à mi-distance entre ces deux points qui se plastifie (Fig. 4).

Jonction Y : L'amorçage de la plastification commence par les deux points de Quartier comme dans le cas de la jonction de forme T. Avec l'augmentation du chargement extérieur, on constate que la couleur rouge prédomine est tend à remplir le voisinage de l'orteil du point d'Arçon. On constate que même si la zone chaude se plastifie la première, La propagation de la zone plastifiée est orientée vers la zone située à mi-distance entre le point de Quartier et l'orteil du point d'Arçon. On remarque, aussi, une extension de la zone plastifiée vers la zone centrale entre le point de Quartier et le talon du point d'Arçon, mais, ce n'est pas avec le même degré que la propagation enregistrée entre le point de Quartier et l'orteil du point d'Arçon (Fig. 5).

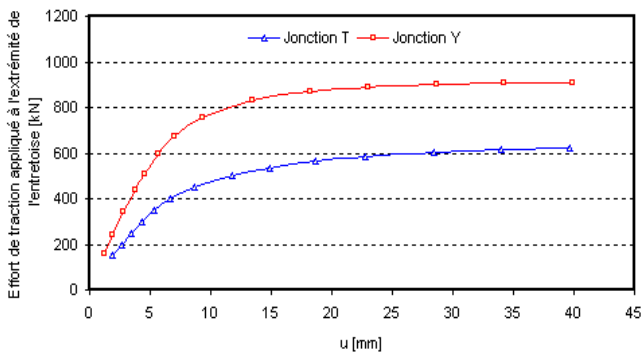


Fig. 3 : Comparaison des charges limites des jonctions T et Y suite à un chargement axial excessif

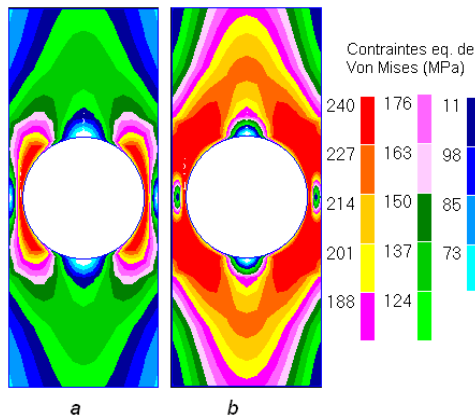


Fig. 4 : Zones critiques de la jonction de forme T, (a) iso-contraintes à 200kN, (b) iso-contraintes à 300kN

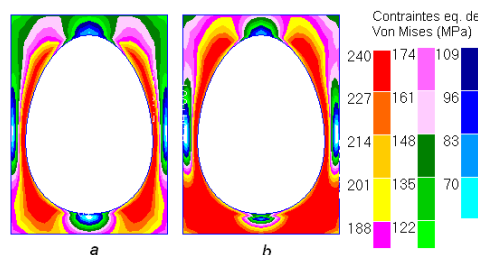


Fig. 5 : Zone critique de la jonction Y, (a) iso-contraintes à 400kN, (b) iso-contraintes à 480kN

6 Conclusions

Les réponses élastiques, des jonctions T, Y, sollicitées en traction, conduisent aux résultats suivants :

- Pour les deux jonctions étudiées, les points chauds sont situés aux points de Quartier

- Le CCC des jonctions de forme T est plus important que celui des jonctions Y. Ceci renforce les résultats des formules paramétriques qui disent que le CCC augmente avec l'angle d'inclinaison θ [6,7].

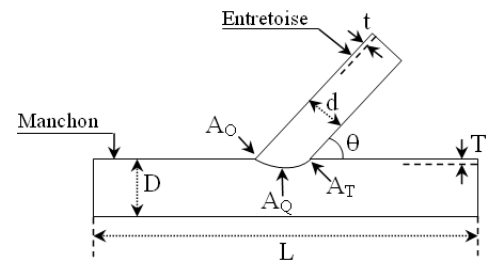
Le chargement de traction plastique, proportionnel et progressif, appliqué aux extrémités des entretoises conduit aux conclusions suivantes :

- La charge limite de la jonction Y est plus importante que celle de la jonction T, on conclut alors que la jonction Y résiste à la ruine plastique mieux que celle de forme T.

- Pour les deux jonctions, bien que l'amorçage de la plastification soit localisé au niveau des points de Quartier (point chaud dans les cas de charges étudiés), la

plastification est diffusée vers la zone située à mi-distance entre le point de Quartier et l'orteil du point d'Arçon.

7 Notations



TRA : Effort de traction

FDP : Effort de la flexion dans le plan

FHP : Effort de la flexion hors plan

u : Déplacement de l'extrémité libre de l'entretoise

A_0 : Orteil du point d'Arçon

A_T : Talon du point d'Arçon

A_Q : Point de Quartier

L : Longueur du manchon

D : Diamètre extérieur du manchon

T : Epaisseur du manchon

d : Diamètre extérieur de l'entretoise

t : Epaisseur de l'entretoise

$\alpha=2L/D$: Elancement du manchon

$\beta=d/D$: Rapport des diamètres

$\gamma=D/2T$: Minceur du manchon

$\tau=d/D$: Rapport des épaisseurs

θ : Angle de piquage

ψ : Angle définissant l'orientation du cordon de soudure compté à partir de l'orteil du point d'Arçon

8 Références

- [1] H. L. J. Pang, C. W. Lee, Three-dimensional finite element analysis of a tubular T-joint under combined axial and bending loading, *Int. J. Fatigue*, 17 (1995) 313-320.
- [2] C. Juan, C. Ju, J. Wei-liang, Experiment investigation of stress concentration factor of concrete-filled tubular T joint, *J. Constr. Steel Res.*, 66 (2010) 1510-1515
- [3] M.F. Ghanamah, D. Thevenet, A. ZEGHLOUL, Evaluation of stress concentration for planar tubular joints, *Trans. of Nonferrous Met. Soc. China*, 16(2006) s1-s10.
- [4] M. M. K. Lee, A. Llewelyn-Parry, Strength prediction for ring-stiffened DT-joints in offshore jacket structures, *Eng. Struct.*, 27 (2005) 421-430.
- [5] M. M. K. Lee, A. Llewelyn-Parry, Strength of ring-stiffened tubular T-joints in offshore structures: a numerical parametric study, *J. of Constr. Steel Res.*, 51 (1999) 239-264.
- [6] ARSEM, Guides pratiques sur les ouvrages en mer - Assemblages tubulaires soudés, TECHNIP, Paris, 1980.
- [7] M. F. Ghanamah, Etude numérique et expérimentale des jonctions tubulaires soudées des plateformes offshore soumises à des sollicitations complexes, Thèse en Sciences des Matériaux, Université Paul Verlaine de Metz, 2007.

MODELISATION DE LA COMPRESSION DES COMPOSITES A FIBRES LONGUES PAR UNE ANALYSE DE FOURIER A DEUX ECHELLES

KHADIJA MHADA, BOUAZZA BRAIKAT, NOUREDDINE DAMIL

Laboratoire de Calcul Scientifique en Mécanique, Faculté des Sciences Ben M'Sik, Université Hassan II Mohammedia - Casablanca, Sidi Othman, Casablanca, Maroc.

I Introduction

Les structures composites sont très largement utilisées dans les domaines de l'aérospatial et de l'aéronautique. On constate souvent des pertes de rigidité dans ces structures composites lorsqu'elles sont soumises à une compression en comparaison à la traction, ceci peut être expliqué par le fait que lors de la compression, la rupture est gouvernée par l'apparition d'une instabilité locale ou un microflambage des fibres. La modélisation de ce phénomène reste complexe, car impliquant de nombreuses échelles de plusieurs dizaines de plis. Plusieurs recherches ont été effectuées afin d'étudier les interactions entre le flambage local et global dans les structures composites. Dans [1], les auteurs ont proposé deux modèles différents pour décrire les instabilités qui se produisent dans deux échelles différentes. Pour caractériser le flambage global, ils ont utilisé un modèle équivalent de poutre homogène alors que pour décrire les plissements qui se produisent dans la peau (les fibres) ils ont utilisé le modèle de poutre sur fondation. Ces modèles donnent de bons résultats pour le flambage global, mais ils sont incapables de prédire les plissements. Récemment, dans [3] les auteurs ont établi un modèle macroscopique pour le plissement des poutres sandwich en utilisant une approche de séries de Fourier à coefficients lentement variables [4,5] en partant d'un modèle 1D pour chacune des trois couches.

Dans ce travail, on propose, pour les structures sandwich, un modèle macroscopique 2D, permettant l'étude de l'interaction entre le plissement local et le flambage global, à partir des équations de l'élasticité non linéaire 2D en utilisant une analyse de Fourier à deux échelles. Une application est présentée dans le cas d'une poutre sandwich. Les résultats sont comparés au cas 2D complet et au modèle de la référence [5]. Les équations non linéaires obtenues sont résolues par la Méthode Asymptotique Numérique MAN [6].

II Formulation du problème en élasticité non linéaire

Considérons la structure sandwich de la figure 1, où h_f et h_c sont respectivement les épaisseurs des peaux et du cœur.

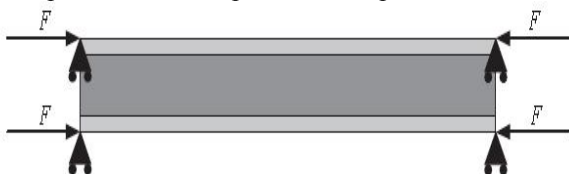


Figure 1 : poutre sandwich

Les inconnues sont le déplacement, la contrainte de Piola-Kirchoff S , le gradient du déplacement et la déformation de Green-Lagrange γ . Les équations du problème de départ sont la loi de comportement, la relation déplacement-déformation et l'équation des puissances virtuelles :

$$\{s\} = [D]\{\gamma\}, \quad \{\gamma\} = [H]\{\theta\} + \frac{1}{2}[A(\theta)]\{\theta\} \quad (1)$$

$$\int_{\Omega} \{\delta\gamma\} s d\Omega = \int_{\Omega} \{\delta u\} \{f\} d\Omega + \int_{\Omega} \{\delta u\} \{f^{bord}\} dS \quad (2)$$

ou δu est le déplacement virtuel, les matrices $[D], [H]$ et $[A(\theta)]$ sont celles définies dans [6].

III Analyse de Fourier à deux échelles

On va suivre la même démarche que dans [4,5]. Les inconnues du problème sont écrites sous forme de séries de Fourier tronquées, dont les coefficients varient spatialement. Mais leur variation est supposée lente devant les variations des harmoniques, ce qui revient en pratique à supposer ces coefficients constants sur une période $\left[x, x + \frac{2\pi}{q} \right]$.

$$\{\Lambda\} = \sum_{+\infty}^{-\infty} \begin{Bmatrix} u_j(x) \\ s_j(x) \\ \theta_j(x) \\ \gamma_j(x) \end{Bmatrix} \exp(ijqx) = \sum_{+\infty}^{-\infty} \{\Lambda_j(x)\} \exp(ijqx) \quad (3)$$

Le nombre d'ondes q est une donnée dans cette approche, ayant pour valeur $q = \frac{\pi}{L} q_0$, avec L la longueur de la structure sandwich et q_0 est la longueur d'onde ($q_0 \in N, q_0 \geq 2$).

III-1 Loi de comportement macroscopique

La loi de comportement (1) conduit à la loi de comportement macroscopique suivante:

$$\{s_j\} = [D]\{\gamma_j\}, \quad \{\gamma_j\} = [H]\{\theta_j\} + \frac{1}{2} \sum_{k=-\infty}^{+\infty} [A(\theta_k)]\{\theta_{j-k}\} \quad (4)$$

On se limite à 3 harmoniques $j \in [-1, 1]$. Pour faciliter la compréhension et l'implémentation, on remarque qu'on peut mettre la loi macroscopique (4) sous la même forme générique que la loi de départ (1).

$$\{S\} = [D^{gen}]\{\Gamma\}, \quad \{\Gamma\} = [H^{gen}]\{\Theta\} + \frac{1}{2}[A^{gen}(\Theta)]\{\Theta\} \quad (5)$$

Rappelons que chaque vecteur du modèle initial est remplacé par un vecteur de taille trois fois plus importante, puisque ce dernier vecteur prend en compte l'harmonique 0 à représenter par un vecteur réel et les harmoniques $\pm q$, qui sont représentées par un vecteur complexe ou encore par deux vecteurs réels. La définition de ces vecteurs généralisés est la suivante:

$$\{S\} = \begin{Bmatrix} S_0 \\ S_1^R \\ S_1^I \end{Bmatrix}, \quad \{\Gamma\} = \begin{Bmatrix} \Gamma_0 \\ 2\Gamma_1^R \\ 2\Gamma_1^I \end{Bmatrix}, \quad \{\Theta\} = \begin{Bmatrix} \{\theta\}_0 \\ \{\theta\}_1^R \\ \{\theta\}_1^I \end{Bmatrix} \quad (6)$$

$$[D^{gen}] = \begin{pmatrix} D & 0 & 0 \\ 0 & \frac{D}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{D}{2} \end{pmatrix}, [H^{gen}] = \begin{pmatrix} H & 0 & 0 \\ 0 & 2H & 0 \\ 0 & 0 & 2H \end{pmatrix} \quad (7)$$

Les matrices qui représentent des relations linéaires sont diagonales puisque les couplages entre harmoniques n'apparaissent que pour les phénomènes non linéaires. Les aspects non linéaires sont pris en compte par

$$[A^{gen}(\Theta)] = 2 \begin{pmatrix} \frac{1}{2} A(\theta_0) & A(\theta_1^R) & A(\theta_1^I) \\ A(\theta_1^R) & A(\theta_0) & 0 \\ A(\theta_1^I) & 0 & A(\theta_0) \end{pmatrix} \quad (8)$$

III-2 Théorème des puissances virtuelles pour le modèle macroscopique

On va montrer maintenant, qu'avec les définitions (6) (7), (8), l'équation des puissances virtuelles du modèle généralisé se met sous la forme générique (2). La démarche est la même que dans [4], formule (12), et s'appuie sur l'identité de Parseval. La prise en compte des termes de bord nécessite un traitement particulier. Pour simplifier, on suppose ici qu'il n'y a pas de forces aux bords. Dans ce cas, l'équation des puissances virtuelles (2) conduit à l'équation des puissances virtuelles macroscopique:

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \{ \delta \gamma_{-j} \} \{ s_j \} d\Omega = \int_{-\infty}^{+\infty} \{ \delta u_{-j} \} \{ f_j \} d\Omega \quad (9)$$

En se limitant aux trois harmoniques 0, $\pm q$, et en passant aux variables réelles, la puissance des efforts intérieurs (premier membre de (9)) se réécrit :

$$\sum_{-1}^1 \{ \delta \gamma_{-j} \} \{ s_j \} = \{ \delta \gamma_0 \} \{ s_0 \} + 2 \sum_{-1}^1 \{ \delta \gamma_j^R \} \{ s_j^R \} + \{ \delta \gamma_j^I \} \{ s_j^I \} \quad (10)$$

De même, le deuxième membre de (9) se met sous la forme standard, en définissant le déplacement généralisé et la contrainte généralisée sous la forme:

$$\{ U \} = \begin{Bmatrix} u_0 \\ u_1^R \\ u_1^I \end{Bmatrix}, \{ F \} = \begin{Bmatrix} f_0 \\ 2f_1^R \\ 2f_1^I \end{Bmatrix} \quad (11)$$

D'où l'expression de l'équation des puissances virtuelles:

$$\int_{\Omega} \{ \delta \Theta \}^t \{ [H^{gen}] + [A^{gen}(\Theta)] \} \{ S \} d\Omega = \int_{\Omega} \{ \delta U \} \{ F \} d\Omega \quad (12)$$

III-3 Discrétisation des équations du problème macroscopique.

On passe à la discrétisation de l'équation (12). On va utiliser l'élément 2D, Q8 avec 8 nœuds et 2 degrés de liberté par nœuds. Sur chaque élément, un champ de type déplacement $\{ u(x) \}^e$ s'écrit en fonction des variables

nodales de l'élément $\{ v(x) \}^e$ via une matrice d'interpolation [N]. De même, son gradient s'exprime en fonction du déplacement nodal via une matrice qu'on note habituellement [G]. Bien évidemment, le déplacement généralisé défini en (11) va s'exprimer en fonction du déplacement nodal généralisé via une matrice diagonale par bloc:

$$[N^{gen}] = \begin{bmatrix} N & 0 & 0 \\ 0 & N & 0 \\ 0 & 0 & N \end{bmatrix} \quad (13)$$

De même, on peut construire la matrice définissant le gradient du milieu continu généralisé.

$$[G^{gen}] = \begin{bmatrix} [G] & 0 & 0 \\ 0 & [G] & -[Q][N] \\ 0 & [Q][N] & [G] \end{bmatrix}, [Q] = \begin{pmatrix} q & 0 \\ 0 & q \end{pmatrix}$$

On notera que les formules pour tenir compte des variations à deux échelles se trouvent concentrées dans cette dernière matrice. En particulier, la loi de comportement généralisé (4) tient compte d'une décomposition en trois harmoniques, mais pas du fait que ces harmoniques sont des fonctions de l'espace: cette dépendance en espace est concentrée dans la seule matrice $[G^{gen}]$.

$$\begin{cases} \int_{\Omega} \{ \delta q^{gen} \}^e \int_{\Omega} \{ B^{gen}(q) \} \{ S^{gen} \} d\Omega = \lambda \{ F \} \\ \{ S^{gen} \} = [D^{gen}] [B^{gen}(q)] \{ q^{gen} \}^e \end{cases} \quad (14)$$

IV- Résolution du problème par la MAN

La résolution des équations (14) est effectuée à l'aide de la Méthode Asymptotique Numérique MAN. Pour le problème considéré dans cette étude, toutes les variables sont développées en séries. Nous représentons ces variables dans le vecteur mixte U . Pour calculer une branche j par la MAN, on commence par chercher la solution (U, λ) sous la forme d'une représentation en série vectorielle par rapport à un paramètre "a" autour d'un point solution supposé connu (U^j, λ^j) sous la forme:

$$\begin{Bmatrix} U(a) \\ \lambda(a) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} U^j \\ \lambda^j \end{Bmatrix} + \sum_{p=1}^N a^p \begin{Bmatrix} U_p \\ \lambda_p \end{Bmatrix} \quad (15)$$

où N est l'ordre de troncature. En injectant (15) dans (14) et en identifiant terme à terme suivant les puissances croissantes de "a", on obtient une suite récurrente de problèmes mixtes linéaires vérifiés par les nouvelles inconnues (U_p, λ_p) .

IV-1 Problème à l'ordre 1, matrice tangente

On applique la technique de perturbation, en injectant les équations (14) dans (15), ainsi les équations à l'ordre 1 s'écrivent :

$$\sum_e \{ \delta q^{gen} \}^e [K_t^e((q^{gen})^j)] \{ q^{gen}_1 \}^e - \lambda_1 \{ f^e \} = 0 \quad (16)$$

où $[K_t^e((q^{gen})^j)]$ représente la matrice de rigidité tangente élémentaire de la structure.

$$[K_t^e((q^{gen})^j)] = \int_{\Omega} \left\{ \int_{\Omega} \left[B^{gen}((q^{gen})^j) \right] [D^{gen}] \left[B^{gen}((q^{gen})^j) \right]^t + \left[G^{gen} \right] \left[S^{gen} \right]^j \left[G^{gen} \right] \right\} d\Omega$$

Après l'opération d'assemblage on déduit un problème linéaire de la forme :

$$[K_t((q^{gen})^j)] \{ q^{gen}_1 \} = \lambda_1 \{ F \} \text{ dans } \Omega \quad (17)$$

où la matrice tangente globale $[K_t((q^{gen})^j)]$ et le vecteur force global $\{F\}$.

IV-2 Problème à l'ordre p, second membre

De l'équation des puissances virtuelles on obtient un problème linéaire satisfait par le déplacement $\{q_p\}$:

$$\sum_e^t \left\{ \delta q^{gen} \right\}^e \left[K_t^e((q^{gen})^j) \right] \left\{ q_p^{gen} \right\}^e = \lambda_p \{F\} + \sum_e^t \left\{ \delta q^{gen} \right\}^e \left\{ (f_p^{nl})^{gen} \right\}^e$$

$$\left\{ S_p^{gen} \right\} = [D^{gen}] \left[B^{gen}((q^{gen})^j) \right] \left\{ q_p^{gen} \right\} + \left\{ S_p^{nl} \right\} \quad (18) (19)$$

Les termes non linéaires ont conduit à la présence de deux seconds membres l'un dans l'équation d'équilibre (18)

$\left\{ f_p^{nl} \right\}^{gen}$ et l'autre dans la loi de comportement (19)

$\left\{ (S_p^{nl})^{gen} \right\}$. Ces deux seconds membres dépendent du

déplacement et des contraintes aux ordres antérieurs et ils s'expriment grâce à la formule de récurrence.

$$\left\{ (f_p^{nl})^{gen} \right\}^e = -i \Omega \sum_{r=1}^{p-1} \left[B_{nl}^{gen}(q^{gen}_{p-r}) \right] \left\{ S_r^{gen} \right\} + [D^{gen}]^{-1} \left[B_{nl}^{gen}(q^{gen}_{p-r}) \right] \left\{ q_r^{gen} \right\}^e d\Omega$$

$$\left\{ S_p^{nl} \right\} = [D^{gen}] \sum_{r=1}^{p-1} \left[B_{nl}^{gen}(q^{gen}_{p-r}) \right] \left\{ q_r^{gen} \right\}$$

Ainsi on obtient, dans le cas de l'élasticité non linéaire 2D, une équation linéaire pour chaque terme $\{q_p\}$:

$$\left[K_t((q^{gen})^j) \right] \left\{ q_p^{gen} \right\} = \lambda_p \{F\} + \left\{ (F_p^{nl})^{gen} \right\}$$

V-Applications numériques : Couplage entre instabilités locales et globales dans une poutre sandwich

Les paramètres de la structure sandwich figurent dans le tableau 1.

E_f (Pa)	l (m)	G_c (Pa)	E_c/E_f	h_c (m)	h_f/h_c
$6.9e^{10}$	0.5	$2.65e^{10}$	$1.0e^{-4}$	$9.4e^{-3}$	0.033

Tableau 1. Les paramètres géométriques et matériels

Dans ces testes on ne considère que la moitié de la poutre vue la symétrie du problème. Le nombre d'onde des instabilités locales est considéré égal à $q_0 = 30$. Une petite perturbation transversale $F=10^3$ est appliquée au centre de la structure afin de suivre la bifurcation. Le modèle de départ 2D microscopique est discrétisé en 1120 éléments Q8 avec 160 éléments sur la longueur et de 7 éléments sur l'épaisseur ce qui conduit à 7390 degrés de liberté. Pour le modèle macroscopique 2D proposé il est discrétisé en 30 éléments avec 6 éléments sur la longueur et de 5 éléments sur l'épaisseur ce qui conduit à 1356 degrés de liberté. Sur la figure 3, on compare les courbes de bifurcation pour le modèle macroscopique 2D et le modèle microscopique 2D au point $(x= L/2, y = (h_c + h_f)/2)$. La courbe représente la charge en fonction du déplacement transversal.

On constate à partir de la figure 3, que le modèle macroscopiques 2D prédit bien les deux points de bifurcation que le modèle 2D microscopique. Sur les figures (4, 5) on constate que le modèle 2D macroscopique est capable de décrire les instabilités locale (point B) et globale (point A)

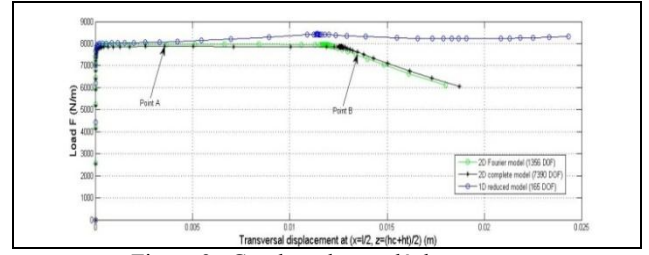


Figure 3 : Courbes charge-déplacement

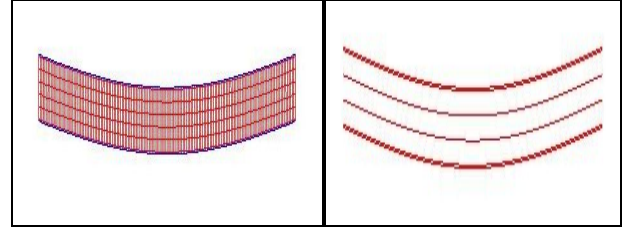


Figure 4 : La déformée au point A du modèle complet et du modèle 2D macroscopique.

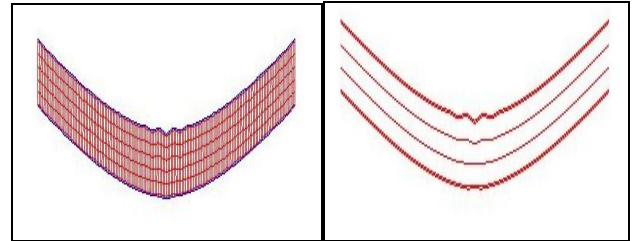


Figure 5: La déformée au point B du modèle 2D complet et du modèle 2D macroscopique.

IV- Conclusion

Dans ce travail, nous avons proposé et testé un modèle 2D macroscopique pour l'étude des poutres sandwich sous compression. Le modèle est capable de tenir compte du couplage entre instabilité locale et globale, les résultats sont en accord avec le modèle 2D microscopique.

Références

[1] D. Zenkert. An introduction to sandwich construction. EMAS; 1995.
 [2] L. Léotoing, S. Drapier, and A. Vautrin. Nonlinear interaction of geometrical and material properties in sandwich beam instabilities. International Journal of Solids and Structures, 39:3717–3739, 2002.
 [3] Y. Liu, K. Yu, H. Hu, S. Belouettar, M. Potier-Ferry, and N. Damil. A new Fourier-related double scale analysis for instability phenomena in sandwich structures. International Journal of Solids and Structures 49 : 3077–3088, 2012.
 [4] N. Damil and M. Potier-Ferry. Influence of local wrinkling on membrane behaviour: a new approach by the technique of slowly variable fourier coefficients. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 58:1139–1153, 2010.
 [5] K. Mhada, B. Braikat, H. Hu, N. Damil, M. Potier-Ferry. About macroscopic models of instability pattern formation. International Journal of Solids and Structures 49: 2978–2989, 2012
 [6] B. Cochelin, N. Damil, and M. Potier-Ferry. Asymptotic-numerical methods and Padé approximants for nonlinear elastic structures. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 37:1187–1213, 1994.

CONSTRUCTION D'UN NOUVEAU TYPE D'APPROXIMANTS DE PADÉ VECTORIEL: APPLICATION EN CALCUL DES STRUCTURES

ABDELLAH HAMDAOUI, RACHIDA HIHI, BOUAZZA BRAIKAT, NOUREDDINE TOUNSI, NOUREDDINE DAMIL

Laboratoire de Calcul Scientifique en Mécanique, Faculté des Sciences Ben M'Sik, Université Hassan II Mohammedia - Casablanca, B.P 7955 Sidi Othman, Casablanca, Maroc

hamdaoui.abdellah@gmail.com, hihi_rachida@hotmail.com, b.braikat@gmail.com, no_tounsi@live.fr, nouredine.damil@gmail.com

Résumé

On propose dans ce travail, une nouvelle façon de construire directement un type d'approximants de Padé vectoriel à partir d'une série vectorielle tronquée dans le cadre de la Méthode Asymptotique Numérique (MAN). Nous montrons que les approximants de Padé dans [1], sont un cas particulier de cette classe. Des applications en calcul des structures sont présentées.

1. Introduction

De nombreux problèmes se ramènent à la résolution de problèmes non linéaires dépendant d'un paramètre λ :

$$R(\{U\}, \lambda) = 0 \quad (1)$$

où $\{U\}$ est le vecteur inconnu de \square^n , R est une fonction vectorielle à valeurs dans \square^n . La MAN permet d'obtenir la courbe $\{U\}$ en fonction de λ . L'obtention d'un bout de cette branche se fait à partir d'un développement en séries entières autour d'un point solution $(\{U^j\}, \lambda^j)$ de (1) sous la forme

$$\{V\}(a) = \sum_{k=0}^{k=N} a^k \{V_k\} \quad a \in [0, a_{Max}]$$

$$\text{où } \{V\} = \begin{Bmatrix} \{U\} \\ \lambda \end{Bmatrix}, \quad \{V_k\} = \begin{Bmatrix} \{U_k\} \\ \lambda_k \end{Bmatrix} \quad (2)$$

$(\{U^j\}, \lambda^j) = (\{U_0\}, \lambda_0)$ et a est un paramètre de contrôle défini par une équation auxiliaire. En remplaçant les développements (2) dans (1) nous déduisons, pour $k \geq 1$, les vecteurs $\{U_k\} \in \square^n$ et les réels λ_k . Nous évaluons ensuite le nombre strictement positif a_{Max} , définissant le domaine de validité de la série (2) par:

$$a_{Max} = \left(\varepsilon \frac{\|U_1\|}{\|U_N\|} \right)^{\frac{1}{N-1}} \quad (3)$$

où ε_0 (enlever l'indice 0) est un paramètre de précision. Pour obtenir le bout de branche suivant, on pose $\{U^j\} = \{U(a_{Max})\}$ et $\lambda^j = \lambda(a_{Max})$. Dans les travaux de

la MAN et dans l'objectif d'augmenter le domaine de validité (a_{Max}), on utilise souvent la technique des approximants de Padé [1]. La méthode la plus utilisée consiste d'abord à orthonormaliser la base $\{U_k\}$, $k = 1, N$, et à remplacer ensuite les polynômes qui apparaissent par des approximants de Padé ayant un même dénominateur. L'orthonormalisation peut se faire selon la procédure de Gram-Schmidt, ou Gram Schmidt modifié, ou Gram Schmidt itératif, ou comme on le présente pour la première fois ici, en utilisant la méthode de Householder. Dans ce travail, nous proposons un nouveau type d'approximants de Padé vectoriel dans le cadre de la MAN sans passer par la procédure d'orthonormalisation. Nous montrons comment construire ce nouveau type d'approximants de Padé vectoriels en généralisant la définition de l'approximant de Padé d'une série scalaire. Nous montrons que cette procédure permet de retrouver les approximants de Padé introduits dans [1]. Afin d'illustrer ces approximants, des applications numériques dans le cadre du calcul des structures bidimensionnelles en contraintes planes sont présentées. Il s'agit d'une plaque élastique soumise à une flexion.

2. Construction d'un type d'approximants de Padé

Définition: Un approximant de Padé vectoriel d'une fonction vectorielle $\{V(a)\}$ de \square^n dans \square^n est une «fraction vectorielle» dont le développement de Taylor, à un ordre donné, coïncide avec celui de la fonction vectorielle. Plus précisément, l'approximant de Padé vectoriel $\{V[L, M]\}(a)$ est la «fraction rationnelle»:

$$\{V[L, M]\}(a) = \left(\sum_{m=0}^M a^m [B_m] \right)^{-1} \left(\sum_{l=0}^L a^l \{A_l\} \right), \quad [B_0] = [I_d]$$

qui admet le même développement de Taylor que $\{V(a)\}$ jusqu'à l'ordre $L+M$. Comme dans le cas scalaire, cet approximant $\{V[L, M]\}(a)$ est défini par:

$$-\{A\}(a) + [B](a) \{V\}[L, M](a) = 0 \quad (4)$$

où $\{A\}(a)$ est un vecteur dont les composantes sont des polynômes de degré L , et $[B](a)$ est une matrice dont les éléments sont des polynômes de degré M , $L \leq M$:

$$\{A\}(a) = \sum_{l=0}^L a^l \{A_l\}, \quad [B](a) = \sum_{m=0}^M a^m [B_m] \quad (5)$$

Ces polynômes sont déduits de $\{V\}(a)$ par la condition:

$$-\{A\}(a) + [B](a) \{V\}(a) = O(a^{L+M+1}) \quad (6)$$

Cette nouvelle définition permet de retrouver les approximants de Padé introduits dans [1].

3. Equations satisfaites par les $[B_m]$ et les $\{A_l\}$

En utilisant (5) et (6), on obtient la relation suivante:

$$\sum_{k=0}^{L+M} a^k \{C_k\} = \sum_{l=0}^L a^l \{A_l\} + O(a^{L+M+1})$$

$$\text{ou } \{C_k\} = \sum_{m=0}^{\text{Min}(k,M)} [B_m] \{V_{k-m}\}$$

L'annulation des termes correspondants aux coefficients de $a^{L+1}, a^{L+2}, \dots, a^{L+M}$ montre que les matrices $[B_m], 1 \leq m \leq M$, doivent vérifier, comme dans le cas scalaire, un système d'équations de la forme :

$$[\mathbb{V}] [B^T] = [\square] \quad (7)$$

Les termes de $a^l, 0 \leq l \leq L$; donnent le système définissant les $\{A_l\}$

$$\{A_l\} = \{C_l\} = \sum_{m=0}^l [B_m] \{V_{l-m}\} \quad (8)$$

On pourra remarquer que si les termes des séries de $\{A\}$ et $[B]$ sont des scalaires, on retrouve exactement le système définissant le Padé scalaire [1]. Remarquons aussi que dans le cas où la matrice $[B](a)$ est de la forme $P(a)[I_d]$, avec $P(a)$ un polynôme de degré M , on retrouve la définition du Padé type introduit dans les références [2] [3].

4. Quelques approximants de Padé vectoriel

L'équation (7) admet une infinité de solutions. Une famille de ces solutions peut être écrite sous la forme:

$$[B] = [\mathbb{V}] \left([\mathbb{V}] [\mathbb{V}]^T \right)^{-1} [\square] + [I_d] - [\mathbb{V}]^T \left([\mathbb{V}] [\mathbb{V}]^T \right)^{-1} [\mathbb{V}] [W]$$

où $[W]$ est une matrice carrée quelconque d'ordre $(n+1)M$. Remarquons que dans le cas scalaire, le système (7) est carré et n'admet qu'une seule solution quand $[\mathbb{V}]$ est inversible contrairement au cas présenté ici. Ces solutions, dans les cas pratiques, demandent un coût de calcul élevé du fait que pour chaque valeur de a , il faudrait inverser la matrice $[B](a)$. Il existe des solutions dont on peut calculer explicitement l'inverse de cette matrice $[B](a)$ en fonction de a . Si nous cherchons, les matrices $[B_m]$ sous forme diagonale et si pour tout $j, 0 \leq j \leq L+M$, on note $v_1^j, v_2^j, \dots, v_{n+1}^j$ les composantes du vecteur $\{V_j\}$, alors celles du vecteur $[B_m] \{V_j\}$ sont $v_1^j b_1^m, v_2^j b_2^m, \dots, v_{n+1}^j b_{n+1}^m$. Par conséquent, si on remplace chaque $[B_m] \{V_{k-m}\}, 1 \leq m \leq M, L+1 \leq k \leq L+M$, par ses composantes, on déduit pour chaque $i, 1 \leq i \leq n+1, \{X_m\}, 1 \leq m \leq M$ sont donnés par

$$\{X_1\} = -\{V_{L+1}\}$$

$$\{X_m\} = -\{V_{L+m}\} - \sum_{i=1}^{m-1} \beta_{L+m-i} \{X_i\}, 2 \leq m \leq M$$

et que

$$\{A_l\} = \{V_l\}, 0 \leq l \leq L.$$

Il est évident que si la matrice

que les termes diagonaux $b_1^l, b_2^l, \dots, b_{n+1}^l$ vérifient un système. Si ce système admet une solution, alors la

composante A_l^l de $\{A_l\}$ est donnée par $A_l^l = \sum_{k=0}^l b_k^l v_k^{l-k}$.

Comme la matrice $\sum_{m=0}^M a^m [B_m]$ est diagonale et que ses

éléments diagonaux sont $\sum_{m=0}^M b_k^m a^m, 1 \leq k \leq n+1$, nous

concluons, à partir de (4), que la composante d'indice k du Padé $\{V\}[L, M](a)$ est

$$\frac{\sum_{l=0}^L \left(\sum_{i=0}^l b_k^i v_k^{l-i} \right) a^l}{\sum_{m=0}^M b_k^m a^m}, 1 \leq i \leq M \quad (9)$$

On retrouve ainsi l'approximant de Padé, utilisé dans la MAN, que l'on construit directement en remplaçant chaque composante de la série vectorielle par son approximant de Padé scalaire. Dans l'objectif d'introduire des approximants de Padé avec un même dénominateur, désignons par $\{Y\}$

un vecteur de \square^{n+1} de la forme:

$$\{Y\} = \{V_L^*\} + \sum_{i=1}^M \sigma_i \{V_{L+i}^*\} \quad (10)$$

où $\sigma_i, 1 \leq i \leq M$, sont des scalaires quelconques donnés de \square et $\{V_L^*\}, \{V_{L+1}^*\}, \dots, \{V_{L+M}^*\}$ sont les vecteurs construits par le procédé d'orthogonalisation de Gram-Schmit de $\{V_0\}, \{V_1\}, \{V_2\}, \dots, \{V_{L+M}\}$. Il est évident que ce vecteur vérifie

$$\langle Y \rangle \{V_L\} = 1 \text{ et } \langle Y \rangle \{V_i\} = 0, 0 \leq i < L \quad (11)$$

Nous cherchons les matrices $[B_m], 1 \leq m \leq M$, sous la forme $[B_m] = \{X_m\} \langle Y \rangle$ où les vecteurs $\{X_m\}, 1 \leq m \leq M$, de \square^{n+1} sont déterminés de façon à satisfaire le système (7). En remplaçant, dans (7), $[B_m]$ par $\{X_m\} \langle Y \rangle$ et en posant $\beta_i = \langle Y \rangle \{V_i\}$ nous obtenons

$$\sum_{j=1}^k \beta_{L+k-j} \{X_j\} = -\{V_{L+k}\}, i \leq k \leq M \quad (12)$$

On montre que les

$$\sum_{m=0}^M d^m [B_m] = I_{n+1} + \sum_{m=0}^M d^m \{X_m\} \langle Y \rangle = I_{n+1} + \{X\} \langle Y \rangle \text{ où } \{X\} = \sum_{m=0}^M d^m \{X_m\}$$

est inversible, alors son inverse est de la forme $I_{n+1} + x \{X\} \langle Y \rangle$, où x est un réel. Si c'est le cas, x vérifie

$$I_{n+1} + \{X\} \langle Y \rangle + x \{X\} \langle Y \rangle + x (\langle Y \rangle \{X\}) \{X\} \langle Y \rangle = I_{n+1}$$

Par suite,

$$x = \frac{-1}{1 + \langle Y \rangle \{ X \}} = \frac{-1}{1 + \sum_{m=1}^M \langle Y \rangle \{ X_m \} a^m}$$

En choisissant un vecteur $\{ X_0 \} \in \square^{n+1}$ tel que $\langle Y \rangle \{ X_0 \} = 1$ et en posant $b_m = \langle Y \rangle \{ X_m \}$, $0 \leq m \leq M$ et $\Delta_k(a) = 1 + b_1 a + \dots + b_k a^k$, $0 \leq k \leq M$, l'égalité (4) s'écrit

$$\begin{aligned} \{ V \} [L, M](a) &= \left(I_{n+1} - \frac{1}{\Delta_M(a)} \{ X \} \langle Y \rangle \right) \left(\sum_{l=0}^L a^l \{ V_l \} \right) \\ &= \sum_{l=0}^L a^l \{ V_l \} - \frac{1}{\Delta_M(a)} \sum_{l=0}^L a^l (\langle Y \rangle \{ V_l \}) \{ X \} \\ &= \sum_{l=0}^L a^l \{ V_l \} - \frac{a^L}{\Delta_M(a)} \{ X \} \end{aligned}$$

On obtient ainsi l'approximant de Padé vectoriel suivant:

$$\{ V \} [L, M](a) = \sum_{l=0}^L a^l \{ V_l \} + a^L \sum_{m=1}^M \frac{\Delta_{M-m}(a)}{\Delta_M(a)} a^m \{ V_{L+M} \} \quad (13)$$

Dans l'expression du Padé vectoriel (13), les scalaires b_1, b_2, \dots, b_M peuvent être choisis quelconques dans \square . Remarquons que si $L = 0$, l'égalité (13) se réduit à

$$\{ V \} [L, M](a) - \{ V^j \} = \sum_{m=1}^M \frac{\Delta_{M-m}(a)}{\Delta_M(a)} a^m \{ V_m \} \quad (14)$$

Nous trouvons ainsi l'approximant de Padé introduit dans les travaux de la MAN [1], où les coefficients b_1, b_2, \dots, b_M sont déterminés à partir d'une procédure d'orthogonalisation.

5. Applications numériques: flexion d'une plaque

On présente une application dans le cadre bidimensionnel en contraintes planes. On utilise l'élément fini CST pour la discrétisation de la structure. L'objectif de ce test étant de montrer la performance des différents approximatifs de Padé vectoriels dans une procédure de continuation MAN. L'exemple étudié concerne la flexion d'une plaque, figure 1, de longueur 100mm et de largeur 10mm. La plaque est encadrée au bord gauche et soumise à une force de flexion sur l'autre extrémité. Les caractéristiques du matériau sont le module d'Young $E=10000$ MPa et le coefficient de Poisson $\nu=0.3$. Sur la figure 2, on représente la courbe de réponse donnant le paramètre de chargement λ en fonction du déplacement au nœud 246 lorsqu'on lance trois pas de calcul MAN soit avec des séries soit avec des Padé. Le calcul est réalisé avec un ordre de troncature $N=10$, le critère choisi pour la continuation avec les Padé est 10^{-6} et pour la continuation avec les séries est 10^{-3} .

Sur la figure 2, on a comparé les résultats obtenus lorsqu'on utilise un approximant de Padé vectoriel avec un même dénominateur, formule (14), les coefficients b_i étant calculés par quatre méthodes d'orthogonalisation : Gram-Schmit (GS), Gram-Schmit Modifié (GSM), Gram-Schmit itératif (IGS) et Householder. On constate que les trois pas MAN Padé sont toujours plus grands que les trois pas MAN série, surtout lorsqu'on utilise Gram-Schmit Modifié (GSM). La qualité de la solution est donnée sur la figure 3, où on a représenté le logarithme du résidu en fonction du déplacement.

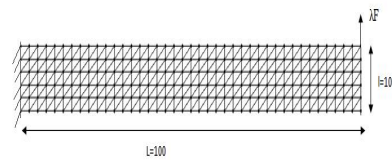


Figure 1 : Plaque soumise à une charge λF
On a aussi testé le Padé vectoriel (14) mais avec des choix quelconques des coefficients b_i , et donc sans procédure d'orthonormalisation. Les résultats sont donnés sur la figure 4. Plusieurs valeurs des b_i ont été testées, les bons résultats sont obtenus pour des b_i tendant vers zéro.

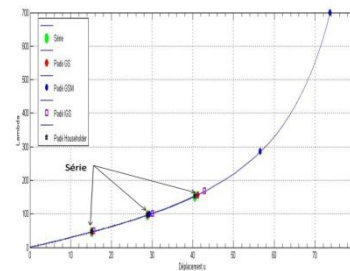


Figure 2 Courbe charge-déplacement

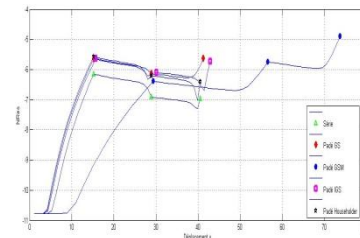


Figure 3: Courbe résidu

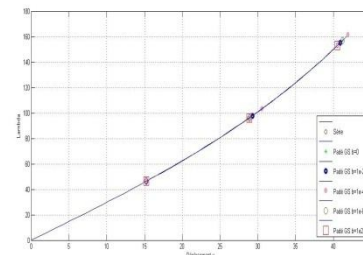


Figure 4: Courbe charge-déplacement pour $b_i=0, 10^{-2}, 10^{-4}, 10^{-8}, 10^2$

Conclusion

Dans ce travail, on a présenté une nouvelle façon de construire directement un nouveau type d'approximatifs de Padé vectoriel à partir d'une série vectorielle tronquée dans le cadre de la MAN. Nous avons montré que les Padé introduits dans [1], [2], [3], sont un cas particulier de cette classe. Les Padé introduits peuvent être déterminés sans procédure d'orthonormalisation, ce qui permet de gagner en temps de calcul pour les problèmes avec un grand nombre de degré de liberté. Il reste à explorer les différents choix possibles de cette nouvelle classe.

Références

- [1] B. Cochelin, N. Damil, M. Potier-Ferry. Méthode Asymptotique Numérique, Hermès Lavoisier Paris 2007.
- [2] Van Iseghem J. Vector Padé approximants, in Numerical Mathematics and Applications, R. Vichnevetskyand, J. Vignes eds, North-Holland, Amsterdam, 1985, 73-77.
- [3] C. Brezinski. Comparisons between Vector and Matrix Padé Approximatants, Journal of Nonlinear Mathematical Physics Vol 10, Suppl 2 (2003), 1-12.

BGA WARPAGE INVESTIGATIONS BY MEASUREMENT AND STOCHASTIC

O. BENDAOU¹, F. BOURZEIX², B. LAKSSIR², A. EL HAMI³, M. AGOUZOUL⁴, L. EL BAKKALI¹

¹Faculté des Sciences de Tétouan, Equipe MS2M

²MASCIR-Microelectronics

³Institut National des Sciences Appliquées de Rouen, LMR

⁴Ecole Mohammadia des Ingénieurs, Equipe ERD3M

Introduction

Electronic packages experience several phases of temperature exposure during the assembly processes, this is caused by the CTE mismatch of various used materials, resulting in package deformation from the ideal state of flatness i.e. warpage. Package warpage is typically temperature dependent and when this phenomena is excessive, it can cause short or non-wet during solder ball attachment reflow process as well as during board mounting process. This is why designers should predict packages warpage before prototyping to get reliable products at the end.

It's known that the Shadow Moiré technique is the most efficient and wide-spread technique to measure packages warpage Vs. temperature variation (especially reflow temperature profile). However, Shadow Moiré Machine is an expensive investment (> 250 k\$), knowing that we need to evaluate warpage only at room temperature. Subcontract measurements to a supplier still expensive too (~1K\$ for one package sample). Then inevitably, performing a DOE (Design Of Experiment) will consume prohibitive cost.

We dispose of two tools which have the potential to measure and to predict packages warpage: a "High Precision Microscope (HPM)" and a "FEA model performed with Ansys Mechanical". But, those tools need calibration to be sure that they provide reliable results. To achieve this goal, we adopted the following: calibrate the Microscope tool first by comparing its results to Shadow Moiré Machine ones (performed by a subcontractor for 4 μ BGA). Then, calibrate the Ansys FEA Model to the Microscope without restricting to just a deterministic study, we also perform a stochastic study to integrate uncertainty parameters (especially the Epoxy Mold Compound properties).

1. Aims of the study: calibration of HPM & Warpage Ansys model

HPM Calibration to ensure its capability to measure accurately the warpage @ room temperature: Indeed, Warpage measurement @ room temperature can be performed by any equipment capable of measuring the deviation of the terminals from coplanarity with measurement accuracies within +/- 10% of the specified deviation ([1 & 2]). We guess that HPM it's a potential equipment to use for Warpage measurement @ room temperature. But, we need accurate measurement to calibrate it (via comparison).

Warpage Ansys model Calibration to ensure its capability to estimate accurately the warpage: For analysis by simulation, an Ansys model for warpage calculation is already performed. It seems that this model gives credible results. But, to validate it, we should make comparison with measurement results (as reference).

μ BGA 10×10 mm

Both measurements and simulations are done for μ BGA (Micro Ball Grid Array) 10mm ×10mm which is presented below:

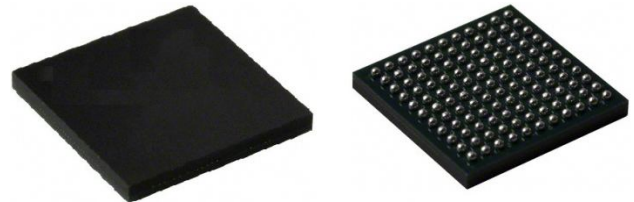


Fig.1. μ BGA overview

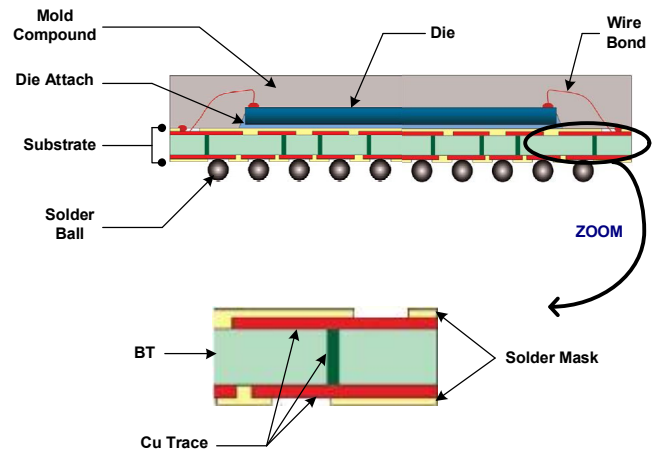


Fig.2. μ BGA sectional view

3. HPM Calibration

HPM equipment is a semi-automatic vision measuring System which allows conducting non-contact measurements for geometric parts and profiles control. It's a compact machine equipped with a high resolution color CCD camera.

Warpage measurement was done via HPM tool and shadow moiré technique for 4 packages (P1, P2, P3 and P4) which are encapsulated with resin stocked in questionable conditions and close to expiry date. Packages belonged to same matrix (in a strip) and sawed just after the molding process.

Results confrontation presented in Tab.1 shows that there is questionable correlation between HPM results and Shodow Moiré ones. Actually, Error average is nearly close to the minimum of accuracy "+/- 10%" recommended by JEDEC (JESD22-B108A). **Therefore, we can say that HPM is equipment which can provide acceptable results regarding packages warpage.**

	Warpage @ room temperature (μ m)		
	Shadow Moirré	HPM	Error %
P1	92	103.6	12,6
P2	93	106.3	14,3

P3	101	104.6	3,6
P4	97	116.3	20
ErrorAverage %			12.6

Tab.1. Shadow Moirré results Vs. OGP Results

4. Warpage Ansys model Calibration

A numerical model is based on a mathematical model which reflects faithfully as possible the physical reality. In our case, Ansys numerical model doesn't take into account some considerations (listed below) which affect the warpage:

Resin Visco-Elastic behaviour

Resin Pre-heating

Post Mold Cure process

Sawing process

Doesn't model all physical considerations and/or adopting simplifications can lead to potential miss-match between simulation results and measurements ones.

4.1. Simplifications

4.1.1. Elasticity

In this work, material property of polymers like EMC was considered linear elastic. Although, EMC is visco-elastic in nature, such property data is not readily available from suppliers. Characterization of visco-elasticity in-house for each EMC consumes prohibitive cost and time and presents a non-economical solution. To palliate this, we will introduce (in the next paragraph) the "effective CTE" which gives reasonable and also economical estimation of polymers behaviour.

4.1.2. Polymers CTE's

The CTE (Coefficient of Thermal Expansion) plays an important role in the package warpage. CTE equals the ratio of thermal strain "ε" by unit temperature change. Knowing that the CTE "α" is strongly depending on the temperature especially in polymers case, the strain can be written as:

$$\epsilon = \int_{T1}^{T2} \alpha(T) dT \quad (1)$$

The CTE can be regarded as bilinear properties about the glass transition temperature [3], so it also can be written as:

$$\epsilon = \int_{T1}^{Tg} \alpha1(T) dT + \int_{Tg}^{T2} \alpha2(T) dT \quad (2)$$

Where: T : Temperature (variable)

Tg: Glass transition temperature

T1: Initial Temperature

T2: Final Temperature

After development:

$$\epsilon = \alpha_{eff}(T2 - T1) \quad (3)$$

With:

$$\alpha_{eff} = \frac{\alpha1(Tg-T1)+\alpha2(T2-Tg)}{(T2-T1)} \quad (4)$$

α1 : CTE when T < Tg

α2 : CTE when T > Tg

For the simulation work, the effective CTE (for each Polymer) was calculated using Equ.4 when Tg falls in the simulated temperature range.

4.1.3. Cu trace FEA modelling

The Cu trace into a substrate is normally performed by the package design engineer via a routing software (Cadence in our case). The question which is asked by a FEA engineer is: should we model Cu trace and Vias in a Package warpage Finite Elements Model? To decide, we inspected 2 options:

Option 1: modelling faithfully all package elements

To do this, we exported the μBGA_10×10 Cu trace designed in Cadence (electronic routing software) to CST (electromagnetic analysis software) via a Macro, we saved the geometry as *.SAT file (standard exchange format), we opened the last file by SolidWorks (CAD software) and we save it as *.IGS file (another standard exchange format) which can be opened by Ansys. Fig.3 shows Cu trace geometry in Ansys.

After exporting the Cu trace geometry to Ansys. The next step is to insert the BT, SolderMask, Die_Attach, Die and Molding Compound to form the μBGA.

Option 2: Model the Cu trace by 2 full layers of cooper

We model substrate by 5 full layers of BT (1 layer), copper (2 layers) and Solder Mask (2 layers).

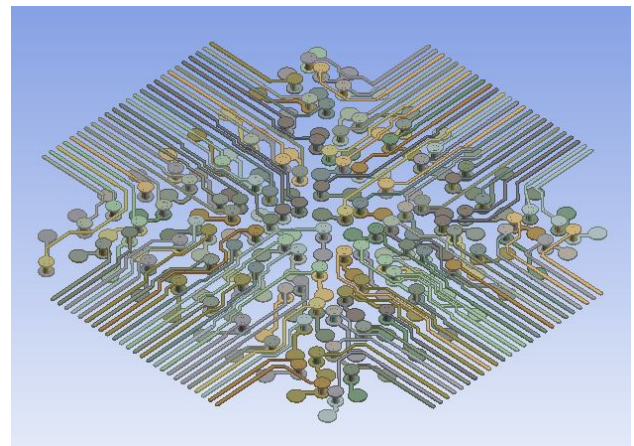


Fig.3. μBGA Cu trace in Ansys

Option 1 Vs. Option 2:

As seen in Tab.2 there isn't big mismatch in term of warpage if we model Cu trace using the option 1 or 2. Whoever, it's not easy to implement the first option: several software are needed (4 in our case), in addition there is difficulty to generate the mesh and the CPU time for solving is prohibitive. Then, it's not interesting to adopt it (option 1) for warpage advanced analysis like numerical DOE or optimization. Option 2 (modelling Cu trace by 2 Cu full layers) is thus adopted for the next analysis.

	Option 1	Option 2
Warpage (μm)	26	30

Tab.2. Warpage values using options 1 and 2

4.2. Simulation results

4.2.1. Deterministic analysis

In deterministic analysis, we suppose that parameters are constants (fixed or invariable). So, we use nominal values for all inputs (dimensions, material parameters and loads parameters). Warpage value in this case is 30 μm.

4.2.2. Probabilistic analysis

Preliminary study shows that warpage is highly sensitive to the effective CTE which is an estimation based on α_1 , α_2 , T_g , initial temperature and final temperature (Equ. 4). In addition, we shouldn't 100% believe in material datasheet given by supplier. Then, it will be not a realistic warpage analysis if we don't suppose that Mold CTE is stochastic parameter. The estimation of warpage of a structure could be obtained by the Monte Carlo method[4]. Ansys mechanical APDL includes a probabilistic analysis system which adopts the Monte Carlo method. Therefore, warpage moments are calculated supposing that Mold_CTE is gaussian probabilistic variable whose moments are: $\alpha_{avg} = \alpha_{eff} = 32.75e^{-6}$ and $\alpha_{std} = 10\% \cdot \alpha_{eff} = 2.37e^{-6}$. Stochastic analysis is performed for 800 samples via an Ansys script. Results are presented in Tab.3.

	Average	Standard Deviation	Maximum (smily)	Minimum (crying)
Warpage (μm)	30.3	13.7	69.3	12.9

Tab.3. Simulated warpage moments

Actually, warpage is highly sensitive to the Mold_CTE: 10% in Mold_CTE standard deviation produce ~ 40% in warpage standard deviation which shows the outlier if inputs uncertainty is neglected.

4.3. HPM results

HPM measurements were done for 25 packaged which are encapsulated with good resin contrary to packages measured in the section "4. HPM Calibration". Results are presented in Tab.4.

Actually, EMC is the mainly influencing parameter regarding to warpage: the warpage is 2 times greater when resin is wrong stocked and/or expired.

	Average	Standard Deviation	Maximum (smily)	Minimum (crying)
Warpage (μm)	51	4.8	65.4	36.6

Tab.4. Measured warpage moments

4.4. Simulation results Vs. HPM Results

From Figure Fig.4., it's remarkable that there isn't a good correlation between measurement and simulation. Save that, the HPM is not the perfect tool to make measurements of warpage. Indeed, it can lead to errors up to 20 μm

compared to a reference measurement performed by the "shadow moire" technique (tab.x.). So, in reality, simulation results are close to actual measurement (if shadow moiré technique was used) ones. **Thus, we can say that our model developed via Ansys is able to provide fairly reliable warpage estimation.**

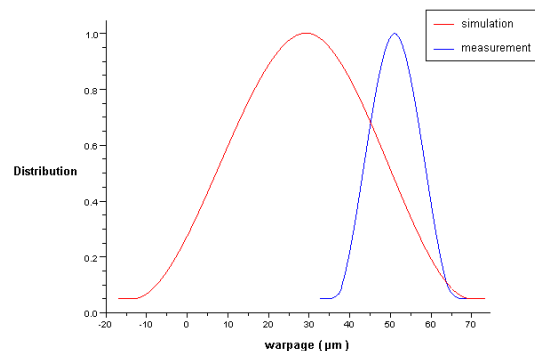


Fig.4. simulation histogram Vs. HPM measurements histogram

6. Conclusions

Two powerful tools have been validated to predict and measure the μBGA warpage in a non-expensive, reliable and fast way. The FEA model simulates the thermomechanical behavior of electronic package. Thanks to this tool, DOE may be performed numerically to give guidelines regarding to BOM and dimensions to be adopted to get reliable product. Meanwhile, the HPM allows inspecting the warpage in the prototyping phase.

Bibliography

- JEDEC Standard n° 22B108A, "Coplanarity Test for Surface-Mount Semiconductor Devices", 2003
- JEDEC Standard n° 22B112, "High Temperature Package Warpage Measurement Methodology", 2005.
- W. S. Zhu, W.H. Wang, C.K. Sun, A.Y.S. Tan, H.B. , "Warpage simulation and DOE analysis with application in package-on-package development", EuroSimE 2008. IEEE International Conference on : Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Micro-Systems, 20-23 April, Freiburg imBreisgau, 2008.
- O. Bendaou, J. E. Rojas, A. El Hami, A. Annaque, M. Agouzoul, "Stochastic and reliability analysis of a propeller with model reduction", European Journal of Computational Mechanics. Volume 18 – No. 2/2009.

INSTABILITE D'UN RESERVOIR DE TYPE COQUE MINCE REMPLI PAR UN FLUIDE SOUS PRESSION LATERALE

J. EL BHAOUI, H. ESSAOUINI, L. EL BAKKALI

Equipe M2SM, UAE/ER28/FS

Faculté des sciences, Université Abdelmalek Essaâdi – Tétouan - Maroc

Introduction

Du fait de leurs excellentes capacités à transmettre et à supporter des chargements très variés, les réservoirs de type coques cylindriques minces sont utilisées dans de nombreux domaines comme éléments structurels : génie civil, domaine médical et aérospatiales. Elles sont malheureusement souvent sujettes à des phénomènes d'instabilité (flambage) plus ou moins catastrophiques. La charge de flambage dépend crucialement des défauts géométriques présents initialement sur la structure de la coque ainsi de types des sollicitations telles que la pression interne qui traduit l'existence des fluides à l'intérieur de la coque. Concernant les imperfections une large étude a été réalisée dans ce sens. El bahaoui (2012), Limam (2011), Jamal (1999). Il faut remarquer en effet que, quel que soit le procédé de fabrication de ce type de structures, la géométrie finale n'est jamais parfaite. L'influence pression latérale (environnement extérieur) perturbe la forme idéale visée lors de la conception Lo Frano (2008). L'objectif est donc de déterminer pour ce type de structures les paramètres qui ont une influence significative sur le comportement en situation de flambement et à les intégrer d'une manière plus rationnelle lors du dimensionnement. L'attention est focalisée dans ce travail sur l'effet d'une pression interne sur la stabilité d'un réservoir de type coque remplie dans un premier temps par un fluide homogène et deuxième temps on intègre la notion des fluides hétérogènes. Notre structure présente un défaut axisymétrique localisé ayant une forme triangulaire rentrante. L'analyse de son effet sur la charge critique de flambement est conduite au moyen du calcul éléments finis direct en utilisant l'élément S8R du code Abaqus. Une comparaison des résultats obtenus pour la nature des fluides est discutée ensuite la prise en compte de la pression latérale est présentée.

Equations de coques cylindriques avec imperfections

Le modèle de Von Kármán-Donnell introduit par Donnell (1933) pour étudier le flambement des coques cylindriques circulaires en torsion s'est distingué par son efficacité, et son usage s'est généralisé. Une version de ce modèle qui date de 1950 et qui introduit une petite perturbation initiale \bar{w} sur la structure pour étudier l'effet des imperfections a été présentée par Gros(1999). Les équations de Von Kármán-Donnell prennent alors la forme suivante:

$$\nabla^4 F - \frac{Et}{R} w_{,xx} + \frac{1}{2} \Lambda(w, w + 2\bar{w}) = 0 \quad (1)$$

$$D \nabla^4 w + \frac{t}{R} F_{,xx} - h \Lambda(F, w + \bar{w}) = 0 \quad (2)$$

où w est le déplacement radial de la coque compté positivement vers l'extérieur, \bar{w} le défaut géométrique, F

la fonction d'Airy des contraintes, E le module d'Young, D la rigidité de flexion de la coque, h l'épaisseur de la coque, x la coordonnée axiale, y la coordonnée orthoradiale, enfin ∇^4 est l'opérateur bi-laplacien et $\Lambda(X, Y) = X_{,xx} Y_{,yy} - 2X_{,xy} Y_{,xy} + X_{,yy} X_{,xx}$.

Dans le cas d'une coque élastique axisymétrique à géométrie parfaite et soumise à la compression axiale, on montre qu'elle flambe sous la contrainte critique, dite contrainte critique classique, donnée par :

$$\lambda_{cl} = \frac{h}{R \sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad (3)$$

où R est le rayon de la coque, h son épaisseur de la coque, ν le coefficient de Poisson. En termes de pression critique classique la relation (3) devient :

$$P_{cl} = \frac{2\pi E h^2}{3\sqrt{6}(1-\nu^2)^{3/4} R L} \sqrt{\frac{h}{R}} \quad (4)$$

Modèle éléments finis sous Abaqus

Même dans le cas où le comportement du matériau est élastique linéaire, l'analyse de la stabilité des structures minces par éléments finis est une tâche qui exige beaucoup de délicatesse. Ceci est dû au fait que les problèmes de stabilité sont de nature non linéaire et qu'il faut que la formulation de l'élément soit bien adaptée pour rendre compte de la nature physique du problème en intégrant éventuellement les grandes déformations et les imperfections géométriques initiales. Dans le cas des coques axisymétriques minces remplies par des fluides et soumises à une pression latérale, l'analyse de la stabilité peut être conduite en admettant un schéma de bifurcation selon la méthode dite d'Euler. Celle-ci consiste en la résolution du problème d'équilibre non linéaire durant la phase de pré-flambement, suivie à chaque incrément de chargement par la résolution d'un problème aux valeurs propres afin de détecter une éventuelle bifurcation d'équilibre. Nous considérons dans cette étude l'analyse de l'effet d'un fluide existant à l'intérieur de la coque sous forme d'une pression interne, point de vue physique, on modélise l'influence de la nature de ce fluide telle que l'homogénéité et l'hétérogénéité sur la résistance au flambage des coques cylindriques minces soumises à un chargement de pression latérale. Plusieurs éléments de type coque sont disponibles dans (Abaqus 2006). Ces éléments se différencient par le nombre de nœuds par élément et par le nombre de degrés de liberté par nœud. Deux familles d'éléments sont particulièrement intéressantes dans le cas du flambage des coques cylindriques minces. Il y a les éléments à géométrie linéaire (S4R, S4R5) à quatre nœuds et admettant respectivement 6 et 5 cinq degrés de liberté par nœud, puis les éléments à géométrie quadratique (S8R, S8R5) avec huit nœuds et admettant respectivement 6 degrés de liberté et 5 degrés de liberté par nœud. Utilisant la formule analytique dans le cas d'une coque axisymétrique sans défaut sous chargement axiale uniforme (Kim, et al 2002) ont comparé à la contrainte critique avec celles qui sont obtenues par calcul éléments finis sous Abaqus en employant les éléments S8R, S4R et S4R5. C'est l'élément S8R qui s'est avéré le plus précis. Les simulations numériques présentées dans ce travail sont réalisées à l'aide de cet élément.

La procédure Buckle du code de calcul aux éléments finis Abaqus est utilisée. Celle-ci utilise une technique de perturbations linéaires pour résoudre le problème aux valeurs propres associé au flambement de la coque. On applique d'abord un incrément de chargement Q^N où N indique le degré de liberté global défini par la discrétisation de la coque. L'amplitude du chargement n'est pas importante, mais sa direction l'est largement. En effet le chargement Q^N sera proportionné par les multiplicateurs de charge λ_i qui seront calculés suite à la résolution du problème aux valeurs propres :

$$(K_0^{NM} + \lambda_i K_{\Delta}^{NM}) V_i^M = 0 \quad (5)$$

où K_0^{NM} est la matrice de rigidité initiale incorporant s'il y a lieu l'effet d'un pré-charge P_0^N , K_{Δ}^{NM} la matrice de rigidité géométrique, dite matrice des contraintes initiales dues au chargement Q^N , les λ_i sont les valeurs propres du problème (5) et les V_i^M sont les modes de flambement associés, M et N indiquent les degrés de libertés globaux du modèle entier et i le ième mode de flambement.

Les charges critiques de flambement sont données par $P_0 + \lambda_i Q$. Normalement c'est la plus petite valeur propre λ_i qui est la plus intéressante. Les modes de flambement V_i^M sont des vecteurs normalisés et ne représentent pas les modes réels de déformation qui apparaissent à la charge critique. Abaqus propose deux méthodes pour extraire les valeurs propres λ_i : la méthode de Lanczos et les itérations de sous espaces. La méthode de Lanczos est plus rapide lorsqu'on désire calculer un grand nombre de modes propres pour un système admettant un grand nombre de degrés de liberté. La méthode des itérations de sous espace est par contre plus rapide lorsque seulement un petit nombre de modes propres est requis.

Résultats et discussions

Notre étude examine le comportement des coques cylindriques soumises à un chargement combiné de pression interne qui traduit par la présence d'un fluide et de pression latérale. La problématique présentée dans ce modèle et comment on peut modéliser le comportement global au flambage en tenant en compte la nature des fluides élaborés. On considère donc le fluide comme étant une pression interne qui admet la caractéristique physique (l'homogénéité et l'hétérogénéité). Le fluide est homogène dans lequel chaque élément finie S8R de ce fluide exerce une pression interne uniforme sur la surface intérieure de réservoir ainsi que les parois. Dans le cas du fluide hétérogène on le modélise par une distribution axisymétrique périodique de pression variable selon les deux sens (circonférence et axial). Donc on a une grande possibilité de contrôler la variation de la densité totale afin de la considérer dans l'analyse des modes de bifurcations. Le modèle simplifié alors se rapproche de celui d'Euler, dans il s'agit d'un calcul non linéaire de bifurcation au sens d'Euler. Tout au moins au niveau de l'analyse du comportement mécanique d'un réservoir de type coque, en

calculons la charge de référence critique et par suite la contrainte critique et la pression critique. Nous présentons dans un premier temps le comportement d'une coque imparfaite remplie par un fluide homogène et dans le deuxième temps par un fluide hétérogène, puis nous compléterons cette présentation par le cas du chargement qui nous intéresse plus particulièrement, c'est bien la pression latérale. Nous avons choisi un défaut de type triangulaire rentrant Limam (1994). Ce défaut a le double avantage d'être très facilement modélisé et d'être parfaitement représentatif des défauts qui résultent du soudage et qui apparaissent à la jonction de deux alvéoles servant à assembler la coque. Il permet en outre de rendre compte des caractéristiques essentielles des défauts, à savoir la longueur d'onde axiale, et l'amplitude. Le défaut sera localisé à mi-hauteur de la génératrice du cylindre afin d'éviter l'interaction avec les conditions aux limites de la coque. Les conditions aux limites retenues sont de type encastrement aux deux extrémités de la coque. Les caractéristiques mécaniques du matériau élastique constituant la coque imparfaite sont les suivantes: module d'Young $E = 70000 \text{ MPa}$ et coefficient de Poisson $\nu = 0.3$. Les données de calcul sont: $R = 0.135 \text{ m}$, $L = 5R$, $h = 0.09 \text{ mm}$. On trouve alors $\lambda_{cl} = 2.8 \times 10^7 \text{ Pa}$. On montre que l'utilisation de vingt sept éléments circonférentiels et d'une centaine suivant la direction axiale sont largement suffisants pour atteindre la convergence éléments finis.

La figure 1 présente le mode de flambage obtenu dans le cas d'un réservoir rempli par un fluide homogène. La contrainte critique réduite est $\lambda_{\max} = 1.59$. Il s'agit d'un mode asymétrique suivant l'axe axial.

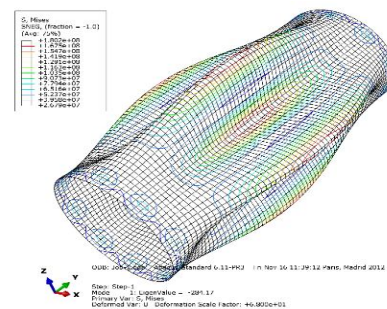


Figure 1. Premier mode de flambage (Sans pression latérale)
 La figure 2 présente le mode de flambage obtenu dans le cas de même réservoir mais cette fois est remplie par un fluide homogène sous pression latérale. La contrainte critique réduite est $\lambda_{\max} = 0.91$. Il s'agit toujours d'un mode asymétrique. La pression latérale augmente la résistance au flambage de notre structure.

Tests	1	2	3	4	5	6
Pression critique 10^8 Pa (fluide homogène)	15.6	7.6	3.89	2.59	1.94	1.56
Pression critique 10^8 Pa (fluide hétérogène)	17.7	8.83	4.43	2.95	2.21	1.77

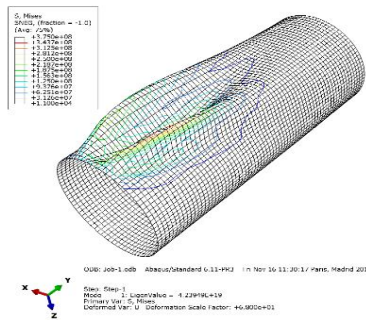


Figure 2. Premier mode de flambage (Avec pression latérale)

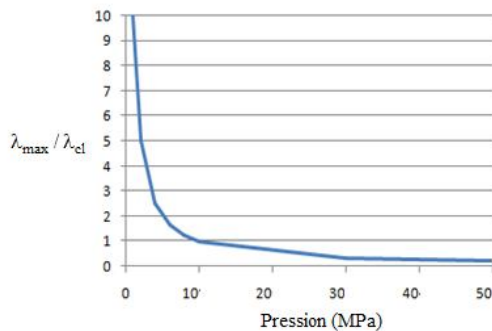


Figure 3 : Effet de la pression latérale : Evolution de la charge critique en fonction de l'amplitude de pression latérale

D'après la représentation graphique des résultats, on constate que la contrainte critique semble être une fonction décroissante de la pression latérale (figure 3), le cas de dimensionnement le plus fiable qui présente un domaine de stabilité du réservoir est obtenu par une pression latérale égale (10 MPa) Nous examinons ces mêmes résultats l'aide du diagramme contrainte- déformation, nous trouvons les résultats suivants (figure 4).

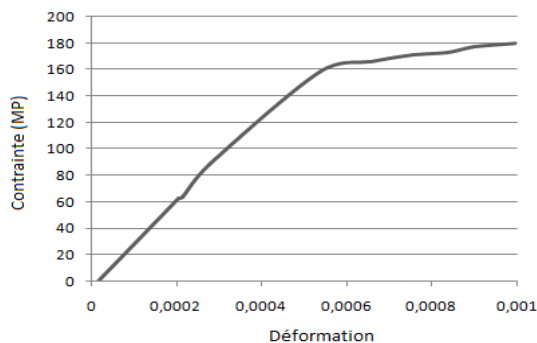


Figure 4 : diagramme contrainte –déformation (cas d'un fluide homogène sous pression latérale (10 MPa))

L'examen de la contrainte critique nette (effet de fond) montre une légère non linéarité surtout pour les hautes contraintes (domaine plastique), ensuite la courbe correspond à une droite (domaine élastique).

Nous observons que, la pressurisation latérale interne induit une légère augmentation de la capacité portante. L'accroissement de la charge critique dépend du paramètre du seuil de pressurisation.

Dans Le tableau suivant, nous présentons une comparaison entre l'influence d'un fluide homogène et l'influence d'un fluide hétérogène sur la contrainte critique de bifurcations.une étude de cas est donnée à partir de six tests numériques.

On remarque que les valeurs de pression critique de flambement trouvées pour un réservoir remplie par un fluide hétérogène sont supérieures à celles trouvées par un fluide homogène.

La structure replie par un fluide hétérogène perd plus de 20% de sa capacité portante par comparaison avec le cas d'un fluide homogène. La distribution variable de pression et de densité selon les deux sens axial et circonférentiel est un facteur influent sur le comportement mécanique de la coque.

Finalement, notre étude montre que l'analyse des défauts généraux lorsqu'on tient compte de la situation de couplage entre une pression interne et latérale a un intérêt important dans le cas de dimensionnement des coques cylindriques minces parce qu'elle peut entraîner le cas d'instabilité le plus défavorable.

Conclusion

La méthode des éléments finis utilisant l'élément S8R d'Abaqus a permis d'étudier la variation de la charge critique dans le problème du flambage des coques cylindriques minces remplies par des fluides soumises à un chargement de pression latérale lorsque celles-ci présentent une imperfection localisée

L'étude montre qu'on obtient une chute de la charge critique et cela est dû à l'influence des caractéristiques physiques des fluides (homogène ou hétérogène) et plus spécialement les cas du fluide hétérogène. L'influence de la pression latérale est importante car elle dégrade les performances vis-à-vis du flambage. Ce paramètre a un intérêt remarquable sur la résistance à l'instabilité. Il est recommandé de l'intégrer d'une manière pratique lors du dimensionnement final des coques cylindriques minces

Références

- Donnell, L.H., 1933. The problem of elastic stability. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Aeronautical Division, New York.
- Gros, D., 1999. Flambage des coques cylindriques sous pression interne et flexion : sensibilité aux imperfections géométriques. Thèse Institut national de sciences appliquées de Lyon, no 99ISAL. Lyon, France.
- Limam A., 2004. Coques cylindriques sous chargement combine de pression interne et de flexion Rapport interne, Lyon INSA URGC.
- J El Bahaoui, L EL Bakkali, A Khamlichi Buckling Strength of Axially Compressed Thin Axisymmetric Cylindrical Shells as affected by Localized Initial Geometric Imperfections. International Review of Applied Sciences and Engineering 3(2012) 1,1-14.
- A Limam ,J El Bahaoui, A Khamlichi, L EL Bakkali, Effect of Multiple Localized Geometric Imperfections on Stability of Thin Axisymmetric Cylindrical shells under Axial Compression. International Journal of Solids and Structures.Elsevier.V(48) Pages 1034-1043,2011.
- Kim, S.E. and Kim, C.S., 2002. Buckling strength of the cylindrical shell and tank subjected to axially compressive loads. Thin Walled Structures, Vol.40, No.4, pp. 329-353
- Jamal, M., M. Midani, N. Damil and M. Potier-Ferry, 1999. Influence of localized imperfections on the buckling of cylindrical shells under axial compression. Int. J. Solids Struct., 36: 330-353.
- R. Lo Frano and G. Forasassi ,Buckling of Imperfect Thin Cylindrical Shell under Lateral Pressure. Science and Technology of Nuclear Installations. 2008, Article ID 685805
- Abaqus, 2006. Standard user's manual, version 6.8. Simulia, Dassault Systems.

OPTIMIZATION OF STRESS– STRAIN BEHAVIOR PARAMETERS BY NONLINEAR CURVE FITTING METHOD: APPLICATION TO CARBON STEEL

M. BOURAS¹, A. BOUMAIZA^{2,3}, N. ROUAG³, V. JI⁴,

¹Département Génie des Procédés, Faculté des Sciences et de la Technologie, Université de Jijel, BP 98 Ouled Aissa, 18000, Algeria

bourasmouloud75@yahoo.fr

²Département de Physique, Faculté des Sciences Exactes et des Sciences de la Vie et de la Nature, Université de Jijel, BP 98 Jijel Ouled Aissa, 18000, Algeria

a_boumaiza05@yahoo.fr

³Laboratoire Microstructures et Défauts, Faculté des Sciences, Université Mentouri Constantine, 25000, Algeria

nadjetrouag@yahoo.fr

⁴ICMMO, UMR CNRS 8182, Université de Paris Sud, Bât 410, 91405 Orsay Cedex, France

ji.vincent@u-psud.fr

Résumé: Dans cet article, deux nouvelles équations constitutives additionnées à d'autres équations extraites de la littérature sont présentés pour décrire le comportement d'érouissage des aciers doux. Des courbes de contrainte-déformation obtenues par essais de traction sont utilisées pour générer les équations d'érouissages essentiels pour les simulations par FEM. Afin d'automatiser l'extraction et l'optimisation des paramètres de modélisation mécaniques telles que la résistance, la ductilité, la formabilité et de générer les coefficients d'érouissage appropriés, un programme Matlab a été mis en œuvre.

Mots-clés: acier au carbone, modélisation des essais de traction, courbe contrainte-déformation, lois de durcissement, lsqcurvefit

Abstract : In this paper, a new constitutive equations to describe the work hardening behavior of the carbon steel material's additionned to other equations extracted from literature are presented. The stress strain curves obtained by the tensile tests are used to generate the hardening equations essential for the FEM simulations. In order to automate the extraction and optimization of the mechanical modeling parameters such as the resistance, ductility, the formability and generate the appropriate hardening coefficientse, a Matlab program has been implemented.

Keywords: Carbon steel, modeling of tensile tests, stress–strain curve, hardening laws, lsqcurvefit.

Introduction :

Carbon steel is one of largely used materials in automotive sheet components [1]. These alloys have a great interest in practice, since they provide a good formability . During the past few years, intensive work has been done in order to

obtain the most reliable numerical tools to improve simulations of metal sheet forming operations. The accuracy of such a tool depends on many important factors such as the constitutive laws used to describe the plastic behaviour of the material. Different effects related to the material such its initial or induced anisotropy due to the texture evolution and the work-hardening strongly influence its macroscopic behaviour. Monotonic mechanical tests clearly emphasize this anisotropic behaviour in term of yield stress, Lankford coefficient, work-hardening, ductility limited by the onset of necking, etc. Various types of models can be used, according to their required ability to explain and/or predict the details of the plastic behaviour during a given deformation process. Strain-hardening analysis is an important parameter that allows describing the plastic behaviour of metallic materials. Consequently, strain-hardening characterization is central for the formulation of the constitutive equations [2].

This paper presents the results of using a Nonlinear curve fitting method to optimize the mechanical parameters of the model based on the stress–strain experimental data , and to elaborate a new low of the stretching behaviour of carbon steel by a new mathematical description of the stress-strain curve. The new low elaborated is compared with other models hitherto used in metallic science.

2. Materials and experimental conditions

The material used in the present study is a primary recrystallized carbon steel sheet of 1.5 mm of thickness, containing 0.07% C, 0.03% Si, 0.38% Mn, 0.025% P, 0.012% S, 0.02% Al, 0.007% N(wt%). The global industrial qualification of sheets before forming usually starts with the characterization of macroscopic mechanical parameters. The initial value of the Vickers micro-hardness is 100HV0.2 and the average mechanical parameters of the initial considered steel obtained by tensile tests up to fracture are described in figure1. These tensile characteristics conform to nominal values admitted for drawing carbon steels [3].

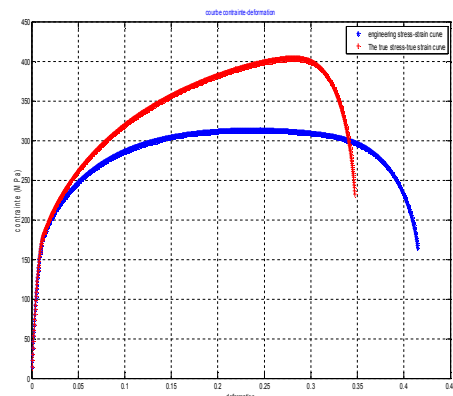


Figure1. Variation of stress-strain curve and true stress – true strain curve.

3. Hardening models

In order to easily describe the stress-strain curves and strain hardening behavior of metallic materials, flow curves of metals are usually described by mathematical expressions [4]. In the case of cold working, the hardening or constitutive equation is expressed as follows $\sigma = f(\epsilon_p)$. The most common expression describing the strain hardening behavior is a simple power law relation between true stress and true plastic strain $\sigma = K \times \epsilon_p^n$ [5].

Where n is the strain hardening exponent, defined as a parameter that described the susceptibility of a material to work harden. It evaluates the effect that strain has on the resulting strength of the material. This dimensionless coefficient is calculated by the ratio $\frac{\partial(\ln\sigma)}{\partial(\ln\epsilon)}$ [6]. The parameter n is schematically the slope of the plastic portion of the true stress-true strain curve when plot on a logarithmic scale.

The strain hardening exponent values vary between 0 and 1, from perfectly plastic solid to an elastic solid.

The strength coefficient K does not have a physic meaning, it is just a fitting parameter with units of stress.

In the present work five classical hardening models are selected from literature and tow others laws are elaborated. We give here a brief description of their evolution equations and the acronyms that will be used for these models in the presentation of the numerical results.

1. The Hollomon law is equivalent to the power equation given above. $\sigma = K_H \times \epsilon_p^n$

2. The Ludwik law: $\sigma = \sigma_0 + K_{LX} \times \epsilon_p^n$ Actually, the Ludwik curve is obtained by translating the Hollomon curve parallel to the stress axis and shift to YS quantity.

3. The Ludwigs law: $\sigma = K_L \times \epsilon_p^n + \exp(K_1 + n_1 \epsilon_p)$ Exp (K1) is approximately equal to the proportional limit and n_1 is a parameter able to quantify the deviation of stress from the conventional power law

4. The Swift law: $\sigma = K_S \times (\epsilon_0 + \epsilon_p)^n$ this equation proposes another strategy to introduce a non null stress for zero plastic strain. The curve is obtained by a translation of the Hollomon law parallel to the strain axis and shift to $-\epsilon_0$ quantity.

5. The Voce law: $\sigma = \sigma_V - K_V \times \exp(-n_V \epsilon_p)$ Here, K_V and n_V are material constants that differ from the usual K and n presented up to now. σ_V represents the constant reached when the strain goes to infinity, in other words the UTS. This equation refers to the dynamic recovery mechanisms at large deformations and is generally used for large strains and for hot working applications [7,8].

6. Modèle 1: $\sigma = \sigma_B + K_{B1} \times (\epsilon_B + \epsilon_p)^{n_B}$ Where ϵ_B is the amount of strain hardening.

7. Modèle 2: $\sigma = Re + K_{B1} \times ATANH(n_B \epsilon_p)$; Re is the The elastic limit .

4. Procedure and algorithm

The diagram shown in Figure 2 simplifies the procedure used inside the Matlab program. The inputs for the Matlab program are the true stress data and the corresponding true strain data, as well as the starting point for the coefficients to lead the iterations. The hardening equations are placed inside subroutines called one after the other. The outputs are a plot of the $\sigma - \epsilon$ data as well as the fitted curves, a

table of the coefficients of each law and a file containing the calculated stresses for each law using the obtained best-fit coefficients.

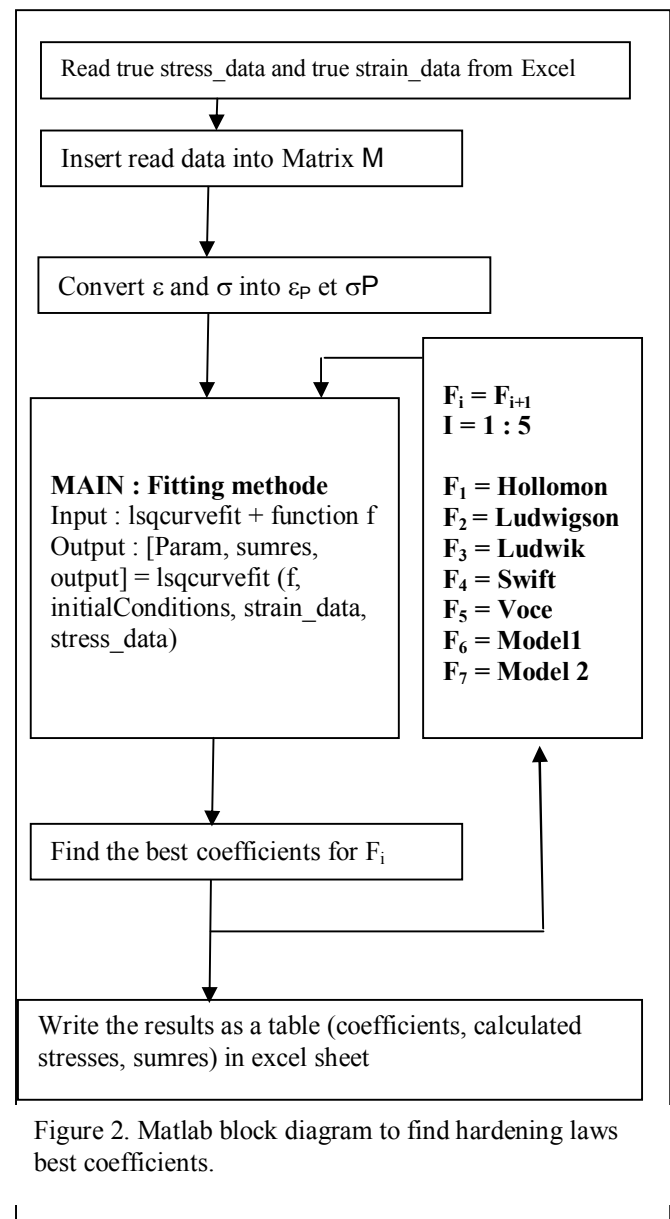


Figure 2. Matlab block diagram to find hardening laws best coefficients.

The fitting method used in this work is the matlab function lsqcurvefit, solves non linear least squares problems. This method is widely used for regression analysis. It consists on minimizing the difference between experimental data and modeled data in the least square sense. In other words, the best fitted model will have its sum of squared residuals minimized (the residual in being the difference between an observed value and the value provided by the model). In other words, the residual is a fitting error. The objective of a fitting analysis is to adjust the parameters of a model function to best fit all the data in a given set. In our case, the models are all the potential hardening equations and the data set is the stress-strain data obtained from tensile tests.

5. Result and Discussion

The average mechanical parameters of the considered carbon steel obtained by tensile tests up to fracture and shown in figure1 are quantified better with Table1

E (GPa)	YS (MPa)	UTS (MPa)	Necking strain	Breaking strain	$\epsilon_{T_{max}}$
210	170	213	0,20	0,41	0,28

Table 3.1 Mechanical properties of carbon steel.

The lsqcurvefit function is applied to calculate stress-strain curves of Carbon steel deformed in tension, the plot of $\sigma - \epsilon$ is shown in figures 3,4, and the values of the optimized parameters are given in Table 2.

	K	n	σ_0 /K1/ ϵ_0 / ϵ_0	Sumres	S/N
Hollomon	579,563	0,263		1984	14
Ludwigson	579,563	0,263	$K_2=53.657$ $n_2 = -6194$	1984	14
Ludwik	728	0,16	-178	1114	8
Swift	569,177	0,25	$\epsilon_0=0,0037$	1520	11
Voce	263,50	-9.36	422,77	588	4
Model 1	-170	0,20	675.22 $\epsilon_0 = 0.03$	320	2
Model 2	-2E-07	-2E-07	164	740	5

Table 2. Best fit coefficients of the tested hardening laws.

The S/N given into Table 2 shows roughly the qualitative fitting error of the best-fit equations. The lower is the S/N the better is the fitting. Based on Figure 3, 4 and Table 2, it seems that our equation in model 1 represents the best-fit equation followed by the Voce equation and our second laws in model 2 then Ludwik equation. The Ludwigson and Swift equations are equivalents and the Hollomon leads to be the least accurate. In the same manner, the S/N follows the number of fitting parameters, that is to say the more parameters the equation contains the best will be the fitting. Even if some differences between the S/N of the equations are observed, nothing can discriminate one equation to the other at this level. All the coefficients found fit properly the experimental data.

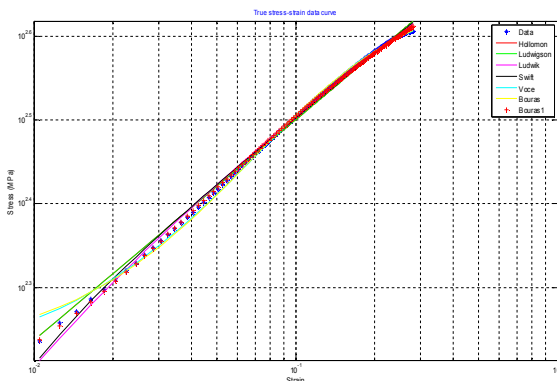


Figure 3. True stress-strain curves of our specimen fitted by calculated hardening equations in the logarithmic scale

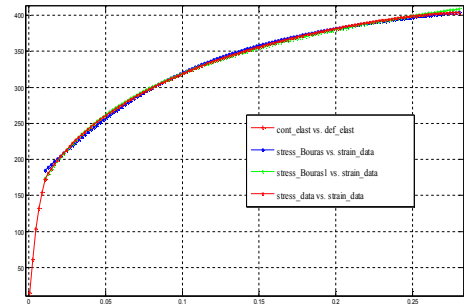


Figure 4. Comparison of true stress-strain curves experimental and calculated by our's laws

Finally, we stated that the superposition of the simulated and the practical stress-strain curves presented in Figure 4 shows that the models proposed are adapted very well for carbon steel used by us for checking the laws.

6. Conclusion

A Nonlinear curve fitting method was used in this study to optimize the models parameters from the digital experimental stress-strain curves. Various models are used in this study to describe the stress-strain relation. The matlab fonction lsqcurvefit procedure determined the optimal values of the parameters of hardening that represent the mechanical behavior of material.

We proposed two laws for predicting the shape of carbon steel stress-strain curves. In order to verify the correct performance of our model, The curves presented show that the model was adapted. By superpositioning the simulated and real curves of tensile test, a small divergence at ultimate stress for the first model and in the beginning of second proposed model was observed. Nevertheless, this model presents the same defect as that of other studied models. This is why further complementary studies and the development of a more suitable model are necessary.

References

- [1] T. Ungar, Materials Science and Engineering A 309–310 (2001) 14.
- [2] H. Haddadi et al. International Journal of Plasticity 22 (2006) 2226–2271
- [3] M. Bouras et al. / Theoretical and Applied Fracture Mechanics 61 (2012) 51–56
- [4] Dieter, George Ellwood. 1986. *Mechanical metallurgy*, 3rd ed. New York: McGraw-Hill, xxiii, 751
- [5] American Society for Testing and Materials. 2000
- [6] Kleemola, H. J., and M. A. Nieminen. 1974. « On the Strain-Hardening Parameters of Metals ». *Metallurgical transactions. A*. Vol. 5, no 8, p. 1863-1866.
- [7] Mélissa Anderson. Tube hydroforming of aerospace alloys: material characterization methods. master's thesis. Université du québec 2010
- [8] M.C. Butuc et al. European Journal of Mechanics A/Solids 30 (2011) 532e546

MODELISATION SEMI-ANALYTIQUE DES COEFFICIENTS EFFECTIFS DES COMPOSITES PIEZOELECTRIQUES

J. ELOUAFI¹, L. AZRAR^{1,2}, A.A.
ALJINAIDI²

¹Département de Mathématiques, Faculté des Sciences et
Techniques de Tanger, Université Abdelmalek Essaâdi,
Tanger, Maroc

²Department of Mechanical Engineering, Faculty of
Engineering, King Abdulaziz University, Jeddah, Saudi
Arabia

Jam15@live.fr ; l.azrar@fstt.ac.ma ; aljinaidi@yahoo.com

Résumé

Une nouvelle approche de modélisation est proposée pour prédire les propriétés électroélastiques effectives des composites piézoélectriques. Le modèle analytique proposé offre les mêmes résultats que ceux obtenus numériquement par le modèle de Mori-Tanaka. Une approche simple est utilisée pour développer des expressions analytiques des modules électroélastiques des composites piézoélectriques. Partant des équations de Willis développées pour les matériaux élastiques, nous avons identifié les limites supérieure et inférieure, par généralisation du principe variationnel de Hashin-Shtrikman pour les problèmes couplés de la piézoélectricité. Les résultats numériques obtenus ont été présentés et les prédictions analytiques s'avèrent en bon accord avec des données tirées de la littérature.

Abstract

A new approach is proposed to predict effective properties of transversely isotropic piezoelectric materials. The predictions obtained by the proposed semi-analytical model coincide perfectly with those obtained numerically by the Mori-Tanaka model.

Explicit relationships of elastic, piezoelectric and dielectric moduli are obtained. Hashin-Shtrikman variationnel principle is developed to derive lower and upper bounds for coupled piezoelectric problems. The obtained numerical results are presented and analytical predictions are in good agreement with available data.

Mots-clés: Inclusion; piézoélectriques; modules électroélastiques; Mori-Tanaka; bornes, Hashin-Shtrikman.

1. INTRODUCTION

Les matériaux piézoélectriques sont d'excellents candidats pour l'utilisation comme capteurs et/ou actionneurs en raison de leur capacité à coupler l'énergie électrique et mécanique. Pour certaines applications, il est nécessaire d'utiliser des matériaux composites dans lesquels un ou plusieurs des constituants ont des propriétés piézoélectriques. Afin de faciliter la conception de ces modèles piézoélectriques composites, des relations simples, pratiques et précises doivent être développées.

De nombreuses tentatives ont été faites pour développer des modèles qui permettent de relier les propriétés des

matériaux composites aux propriétés électroélastiques des composants individuels. Des estimations simples, en utilisant plusieurs approches comme Voigt-Reuss ont été utilisées pour prédire le comportement d'une classe limitée de géométries composites [1]. Les limites supérieures et inférieures pour les modules électroélastiques ont été numériquement déterminées [2].

Le comportement effectif des matériaux composites piézoélectriques a été numériquement déterminé par Fakri et al [3,4] en utilisant les méthodes de Mori-Tanaka, Self-consistent et self consistent incrémental. Ces méthodes ont été élaborées pour le comportement effectif des matériaux magnétoélectroélastiques par Bakkali et al [5].

Bien que ces méthodes soient performantes pour la prédiction des propriétés effectives, elles nécessitent l'élaboration d'un code de calcul fastidieux et complexe.

L'élaboration de modèles analytiques ou semi-analytiques est primordiale pour le design et la conception de nouveaux matériaux intelligents à paramètres optimisés.

Dans ce travail, des modèles semi-analytiques ont été développés pour calculer les coefficients effectifs des matériaux composites piézoélectriques. Des modèles simples ont été établis pour déterminer les modules de cisaillement, diélectriques et certains coefficients piézoélectriques effectifs en utilisant les modèles de Mori-Tanaka et Hashin-Shtrikman. Ces équations ont l'avantage d'être analytiques, facilitant l'analyse des propriétés électroélastiques en fonction des différents coefficients des constituants du composite. Des résultats numériques ont été présentés pour illustrer l'effet de la concentration, la forme et les propriétés matérielles des renforts sur les propriétés effectives des matériaux hétérogènes.

2. FORMULATION MATHÉMATIQUE

La formulation mathématique de la théorie linéaire de la piézoélectricité et les notations utilisées dans ce travail sont présentées.

$$\Sigma_{ij} = \begin{cases} \sigma_{ij} & J = 1, 2, 3 \\ D_i & J = 4 \end{cases} \quad (1)$$

$$Z_{Mn} = \begin{cases} \varepsilon_{mn} & M = 1, 2, 3 \\ -E_n & M = 4 \end{cases}$$

Σ_{ij} est le tenseur contrainte piézoélectrique et Z_{Mn} est le tenseur déformation piézoélectrique généralisés.

Le tenseur d'Eshelby pour les inclusions ellipsoïdales peut être appliqué pour trouver la déformation moyenne dans les inclusions. En fait, la déformation moyenne de l'inclusion Z_{Mn} est liée à la déformation de transformation

Z_{Ab}^* par le tenseur d'Eshelby S_{MnAb} qui dépend de la géométrie des inclusions par l'équation [3]

$$Z_{Mn} = S_{MnAb} Z_{Ab}^* \quad (2)$$

3. APPROCHE DE MORI-TANAKA

Dans ce travail, nous avons pris conscience d'un traitement similaire du problème d'inclusion ellipsoïdale établi par Benveniste [6]. Nous avons élargi ce modèle pour les composants piézoélectriques. Supposons qu'un composite est constitué d'inclusions ellipsoïdales orientées noyées dans une matrice élastique infinie, pour une contrainte moyenne appliquée sur le composite. La déformation et le champ électrique Z_{ij}^0 de référence est relié à la contrainte dans un matériau homogène Σ_{Mn}^0 constitué de la matrice de module électroélastiques E_{ijMn}^m par [3]

$$\Sigma_{ij}^0 = E_{ijMn}^m \cdot Z_{Mn}^0 \quad (3)$$

Dans le composite, la déformation et le champ électrique moyennes Z_{Mn}^m de la matrice diffère de la déformation et le champ électrique de référence Z_{Mn}^0 par une perturbation \bar{Z}_{Mn} telle que

$$\Sigma_{ij}^m = E_{ijMn}^m [Z_{Mn}^0 + \bar{Z}_{Mn}] \quad (4)$$

Une inclusion dans le composite aura une perturbation supplémentaire Z_{Mn} telle que

$$\Sigma_{ij}^i = E_{ijMn}^m [Z_{Mn}^0 + \bar{Z}_{Mn} + Z_{Mn} - Z_{Mn}^*] \quad (5)$$

La déformation et le champ électrique moyens du composite $\langle Z_{Mn} \rangle_c$ sont liés aux déformations et le champ électriques de la matrice et des inclusions $\langle Z_{Mn} \rangle_m, \langle Z_{Mn} \rangle_i$, ainsi qu'à la fraction volumique f par :

$$\langle Z_{Mn} \rangle_c = (1-f) \langle Z_{Mn} \rangle_m + f \langle Z_{Mn} \rangle_i = Z_{Mn}^0 + f Z_{Mn}^* \quad (6)$$

Les déformations Z_{Mn}^0, Z_{Mn}^* sont liées par l'équation

$$(E_{ijMn}^i - E_{ijMn}^m) [Z_{Mn}^0 + (1-f) S_{MnAb} Z_{Ab}^* + f Z_{Mn}^*] + E_{ijMn}^m Z_{Mn}^* = 0 \quad (7)$$

En outre, $\langle Z_{Mn} \rangle_c$ est en relation avec l'inverse du tenseur électroélastique effectif du composite F_{Abij} par l'équation :

$$\langle Z_{Mn} \rangle_c = \bar{F}^{Mnij} \langle \Sigma_{ij} \rangle_c = \bar{F}^{Mnij} \Sigma_{ij}^0 \quad (8)$$

Où Σ_{ij}^0 représente la contrainte et le déplacement électrique de référence (matrice) liés à la déformation et le champ électrique de référence par :

$$\Sigma_{ij}^0 = E_{ijMn}^m \cdot Z_{Mn}^0 \quad (9)$$

Cela donne :

$$\bar{F}^{Mnij} \cdot E_{ijPq}^m = [I_{MnPq} - f \cdot B_{MnkL}^{-1} (E_{kLPq}^i - E_{kLPq}^m)] \quad (10)$$

Où B_{MnkL}^{-1} , l'inverse de B_{iAb} , est défini par

$$B_{iAb} = [E_{iJMn}^i - E_{iJMn}^m] [(1-f) S_{MnAb} + f I_{MnAb}] + E_{iJAb}^m \quad (11)$$

En notations matricielles, on obtient :

$$\bar{E}^{-1} E^m = I_d - f B^{-1} (E^i - E^m) = I_d - f T^{-1} \quad (12)$$

Où \bar{E}, E^m et B sont simultanément les matrices associées aux tenseurs $\bar{F}^{Mnij}, E_{ijPq}^m$ et B_{iAb} .

Les matrices \bar{E}, E^m et T s'écrivent sous la forme de matrices en blocs suivante :

$$X = \begin{bmatrix} A & 0_{3 \times 5} & M \\ 0_{5 \times 3} & B & 0_{5 \times 1} \\ P & 0_{1 \times 5} & C \end{bmatrix}, \quad (13)$$

Où A est une matrice 3×3 , B est une matrice 5×5 , C est une

matrice 1×1 , M une matrice 3×1 et P une matrice 1×3 .

A l'aide de ces notations et après des développements mathématiques, on obtient les formules suivantes :

$$\bar{B}^{-1} B^m = I_5 - f (B^T)^{-1} \begin{bmatrix} \bar{A} & \bar{M} \\ \bar{P} & \bar{C} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} A^m & M^m \\ P^m & C^m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_3 & 0 \\ 0 & I_1 \end{bmatrix} - f \begin{bmatrix} A^T & M^T \\ P^T & C^T \end{bmatrix}^{-1} \quad (14)$$

Où les indices \bar{X}, X^m et X^T sont liés aux matrices \bar{E}, E^m et T . Ces nouvelles transformations permettent d'obtenir des formules explicites pour un certain nombre de coefficients effectifs. On se limite ici aux coefficients diélectriques et piézoélectrique k_{11}, k_{22} et e_{15}

$$k_{11} = k_{11}^m \left(1 + f \frac{T_{55} - f}{(T_{77} - f)(T_{55} - f) - T_{57} T_{75}} \right) + f e_{15}^m \frac{T_{57}}{(T_{77} - f)(T_{55} - f) - T_{57} T_{75}} \quad (15)$$

$$k_{22} = k_{22}^m \left(1 + f \frac{T_{44} - f}{(T_{88} - f)(T_{44} - f) - T_{48} T_{84}} \right) + f e_{15}^m \frac{T_{48}}{(T_{88} - f)(T_{44} - f) - T_{48} T_{84}} \quad (16)$$

$$e_{15} = e_{15}^m \left(1 + f \frac{T_{88} - f}{(T_{88} - f)(T_{44} - f) - T_{48} T_{84}} \right) - f k_{22}^m \frac{T_{84}}{(T_{88} - f)(T_{44} - f) - T_{48} T_{84}} \quad (17)$$

Les éléments T_{ij} sont fonctions des propriétés électroélastiques de la matrice et des inclusions E^i et E^m . Ces modules explicites permettent de prédire de manière simple ces coefficients pour différentes formes et types d'inclusions.

Pour compléter cette analyse, de nouveaux modèles basés sur le calcul variationnel de Hashin-Shtrikman, considéré exacte, sont élaborés.

4. BORNES DE HASHIN-SHTRIKMAN

Dans cette section des limites supérieure et inférieure pour les modules effectifs sont obtenus pour des matériaux piézoélectriques hétérogènes, en généralisant le principe de Hashin-Shtrikman aux problèmes couplés de la piézoélectricité.

La généralisation du modèle Hashin-Shtrikman pour les composites piézoélectriques reste valable si l'on considère la relation qui relie la déformation et le déplacement électrique (ε, D) aux contraintes et le champ électrique (σ, E) .

Des équations constitutives sont exprimées par :

$$\varepsilon_{ij} = S_{ijkl} \cdot \sigma_{kl} + d_{ijk} \cdot E_k, \quad (18)$$

$$D_i = d_{ikl} \cdot \sigma_{mn} + \tau_{ik} \cdot E_k,$$

Où S est la matrice de compliance à ne pas confondre avec le tenseur d'Eshelby.

En suivant la même procédure que dans la section précédente, on obtient de nouvelles équations explicites des

coefficients électroélastiques effectifs du matériau composite considéré.

Notons que des formules explicites pour les bornes supérieure et inférieure sont obtenues pour un grand nombre de coefficients électroélastiques. On se limite ici aux modules diélectriques associés à la borne inférieure donnés par :

$$\tau_{11} = \tau_{11}^m + f \frac{\tau_{11}^m K_{55} - d_{15}^m K_{57}}{K_{77} K_{55} - K_{57} K_{75}} \quad (19)$$

$$\tau_{22} = \tau_{22}^m + f \frac{\tau_{22}^m K_{44} - d_{15}^m K_{48}}{K_{88} K_{44} - K_{48} K_{84}} \quad (20)$$

Où la matrice τ est donnée par :

$$\tau = \kappa + e' C^{-1} e \quad (21)$$

κ, e et C sont respectivement les matrices des modules diélectriques, piézoélectriques et élastiques.

Les coefficients K_{ij} sont définis explicitement en fonction des propriétés électro-élastiques des constituants du matériau composite (matrice et inclusions).

5. RESULTATS NUMERIQUES

Dans cette section, les composites sont constitués de deux phases. La première phase, matrice, est constituée de polymère. La deuxième phase, renfort, est une inclusion isotrope transverse de la céramique PZT-4. Pour illustrer les effets de la géométrie du composite, les modules électro-élastiques effectifs d'un PZT-4 / époxy sont obtenus à partir des formules analytiques établies dans les sections précédentes.

Tab.1 : Propriétés électro-élastiques des matériaux

	C_{11}	C_{12}	C_{13}	C_{33}	C_{44}	e_{31}	e_{33}	e_{15}	$\frac{\kappa_{11}}{\kappa_0}$	$\frac{\kappa_{11}}{\kappa_0}$
PZT 4	139	77.8	74.3	115	25.6	-5.2	15.1	12.7	730	635
Epoxy	6.43	4.29	4.29	6.43	1.07	0	0	0	5	5

Pour illustrer ces résultats, les figures 1 et 2 montrent l'évolution des modules de cisaillement μ_{23} et diélectrique k_{22} en fonction de la fraction volumique.

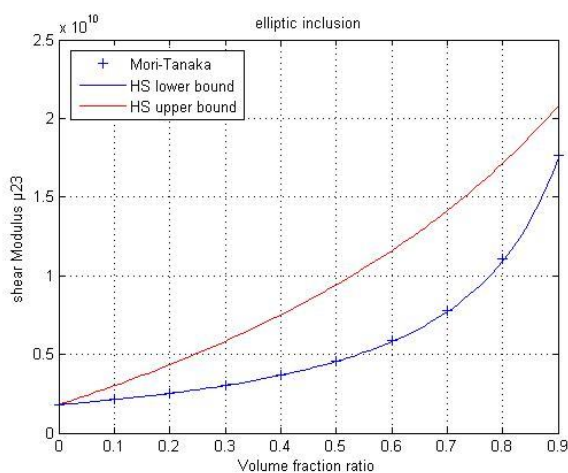


Fig. 1: Module de cisaillement μ_{23} obtenu par les modèles de Mori-Tanaka et Hashin-Shtrikman du matériau composite PZT-4/epoxy en fonction de la fraction volumique d'une inclusion ellipsoïdale (a=8, b=5, c=3)

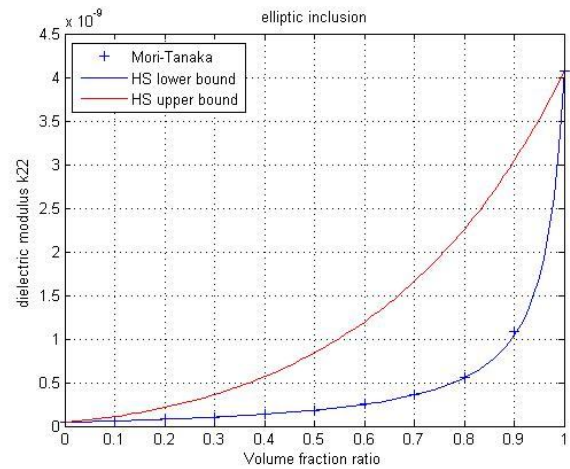


Fig. 2: Module diélectrique k_{22} obtenu par les modèles de Mori-Tanaka et Hashin-Shtrikman du matériau composite PZT-4/epoxy en fonction de la fraction volumique d'une inclusion ellipsoïdale (a=8, b=5, c=3)

6. CONCLUSION

Dans cet article, de nouveaux modèles semi-analytiques simples et explicites ont été développés basés sur les procédures de Mori-Tanaka et Hashin-Shtrikman pour différents types d'inclusions. Ces modèles offrent les mêmes résultats que ceux trouvés dans la littérature. Des bornes de Hashin-Shtrikman ont été explicitement fournies pour certains coefficients électromécaniques.

7. ACKNOWLEDGEMENT

The authors would like to acknowledge the support of King Abdulaziz University under grant N° (7-4-1432/HiCi)

8. REFERENCES

- [1] Newnham R.E., Skinner D.P.; Cross L.E. Connectivity and Piezoelectric-Pyroelectric Composites. *Materials Research Bulletin*, vol. 13, pp. 525-536, 1978.
- [2] Hori M. ; Nemat-Nasser S. Universal Bounds for Effective Piezoelectric Moduli. *Mechanics of Materials*, vol. 30, pp. 1-19, 1998.
- [3] Fakri N., Azra L. ; Bakkali L. Electroelastic Behavior Modeling of Piezoelectric Composite Materials Containing Spatially Oriented Reinforcements. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 40, pp. 361-384, 2003.
- [4] Fakri N. , Azrar L. Thermal and Electroelastic Behavior of Piezocomposites and Inhomogeneous Piezoelectric Materials with Voids. *Journal of Intelligent Material System and Structures* , vol. 21, n° 2, p. 161-174, 2010.
- [5] Bakkali A., Azrar L. ; Fakri N. Modeling of Effective Properties of Multiphase Magnetoelastic Heterogeneous Materials. *Computers, Materials & Continua*, vol. 23, n° 3, pp. 201-232, 2011.
- [6] Benveniste Y. A New Approach to the Application of Mori-Tanaka's Theory in Composite Materials. *Mechanics of Materials*, vol. 6, pp. 147-157, 1987.

COMPARISON BETWEEN RUNGE-KUTTA AND TAYLOR-SPH TIME INTEGRATION ALGORITHMS FOR DYNAMICS PROBLEMS

H. IDDER¹, M.I. HERREROS², M. MABSSOUT^{1*}

¹ Laboratoire de Mécanique et Génie Civil, Faculté des Sciences et Techniques, BP: 416, Tanger- Maroc

² Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX), Madrid, Spain

* E-mail : mabssout@hotmail.com

1. Introduction

An important family of explicit time integration techniques, of high order of accuracy, is provided by the family of Runge–Kutta methods which has been widely used for the solution of time-dependent problems [1]. With the development the Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) [2], the Runge-Kutta schemes found out a new field of application. In this paper, a comparison between two different time integration algorithms for SPH, Runge-Kutta (RK-SPH) and Taylor-SPH (TSPH), for solving Dynamics problems is presented. The RK-SPH consists of applying first the corrected SPH method for the spatial discretization and the Runge-Kutta schemes for the time discretisation. The TSPH method proposed by the authors [3, 4, 5], consists of applying first the time discretization by means of a Taylor series expansion in two steps and thereafter the space discretization using a corrected SPH. The purpose of this paper is to show that the TSPH method provides solutions of more accuracy than those obtained using RK-SPH. First, the stress-velocity mixed formulation for dynamic problems is presented in section 2. In section 3, the model equations are discretized using the RK-SPH and the TSPH schemes. In order to compare the performance of both algorithms RK-SPH and TSPH, some numerical examples are described in Section 4.

2. Mathematical model

The mathematical model is written in terms of stress σ and velocity v . Let us consider the domain $\Omega \subset IR^n$, with boundary $\Gamma = \Gamma_\sigma \cup \Gamma_v$. Neglecting the body forces, and for small strains, the governing equations can be written as:

- *Equilibrium equation*

$$\rho \frac{dv}{dt} = L^T \sigma \quad \text{in } \Omega \times (0, T) \quad (1)$$

$$v = \bar{v} \quad \text{on } \Gamma_v \times (0, T)$$

$$\sigma = \bar{\sigma} \quad \text{on } \Gamma_\sigma \times (0, T)$$

$$v|_{t=0} = v_o \quad \text{in } \Omega$$

L is a matrix of differential operators which in 2D is given by:

$$L^T = \begin{pmatrix} \partial_x & 0 & \partial_y \\ 0 & \partial_y & \partial_x \end{pmatrix};$$

$$\text{being} \quad \partial_x = \frac{\partial}{\partial x}; \quad \partial_y = \frac{\partial}{\partial y}; \quad \partial_z = \frac{\partial}{\partial z}$$

- *Constitutive equation*

It will be assumed that the material behaviour can be described by Perzyna's viscoplastic law [6]:

$$\dot{\sigma} = D^e (\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}^{vp}) = D^e (L v - \dot{\epsilon}^{vp}) \quad (2)$$

Where D^e is the elastic matrix and ϵ is the strain tensor. The viscoplastic strain is given by

$$\dot{\epsilon}^{vp} = \gamma \left\langle \frac{f - f_o}{f_o} \right\rangle^N \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (3)$$

In (3), $\langle \cdot \rangle$ is the Macaulay brackets and γ and N are model parameters. f is a function describing a convex surface in the stress space. Von Mises yield criterion has been used.

Equations (1) and (2) can be written as

$$\frac{\partial U}{\partial t} + \nabla F = S \quad (4)$$

being $U^T = (\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{12}, v_1, v_2)$ the unknown vector, and F and S the flux and source terms respectively.

It is interesting to note that in 1D, the system (4) can be written as

$$\frac{\partial}{\partial t} \begin{pmatrix} \sigma \\ v \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 & -E \\ -1/\rho & 0 \end{pmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \begin{pmatrix} \sigma \\ v \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -E \dot{\epsilon}^{vp} \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5)$$

The velocity of wave propagation is given by the

eigenvalues of the matrix $\begin{pmatrix} 0 & -E \\ -1/\rho & 0 \end{pmatrix}$: $c = \pm \sqrt{E/\rho}$, which

do not depend on the stress, strain or material history, and always remain real.

3. Numerical Model

3.1. Runge-Kutta time discretization for SPH

The partial differential equations given in (4) are first discretized in space using the corrected SPH method, obtaining a system of ordinary differential equations and then discretized in time using an explicit Runge-Kutta time discretization method.

3.1.1. SPH discretization

Applying the corrected SPH discretization to equation (4), it results in the following semi-discrete equation:

$$\frac{\partial U_I}{\partial t} = H(t, U_I) = \sum_{J=1}^N \frac{m_J}{\rho_J} S(t, U_J) \tilde{W}_{IJ} - \sum_{J=1}^N \frac{m_J}{\rho_J} F(t, U_J) \tilde{\nabla} W_{IJ} \quad (6)$$

J is the neighbouring particles around particle I , such that $|X_J - X_I| \leq \kappa h_0$, being h_0 the Lagrangian smoothing length and κ a positive parameter.

$$\tilde{W}_{IJ} = \frac{W_{IJ}}{\sum_{J=1}^N W_{IJ} \Omega_J}; \quad \tilde{\nabla} W_{IJ} = \left(\sum_{J=1}^N (X_I - X_J) \otimes \nabla W_{IJ} \Omega_J \right)^{-1} \nabla W_{IJ}$$

The B-spline function is used as the lagrangian kernel function [7].

3.1.2. Time integration: Runge-Kutta schemes

Applying the general explicit M -stage Runge-Kutta method to solve (6) it results in:

$$\mathbf{U}_i^{(i)} = \mathbf{U}_i^n + \Delta t \sum_{j=1}^{i-1} a_{ij} H(t^n + c_j \Delta t, \mathbf{U}_i^{(j)}) \quad ; \quad 1 \leq i \leq M \quad (7)$$

$$\mathbf{U}_i^{n+1} = \mathbf{U}_i^n + \Delta t \sum_{j=1}^M b_j H(t^n + c_j \Delta t, \mathbf{U}_i^{(j)})$$

The coefficients a_{ij} , b_j and c_j ($1 \leq i, j \leq M$) define the accuracy and stability of a given Runge-Kutta scheme.

Fourth order Runge-Kutta scheme: 4 stages ($M = 4$) are necessary to obtain the values of \mathbf{U}_i at time t^{n+1} . The coefficients a_{ij} , b_j and c_j are given in the Butcher tableau [8]: $c_2=c_3=a_{21}=a_{32}=1/2$; $c_4=a_{43}=1$; $b_2=b_3=2b_1=2b_4=1/3$.

$$\begin{aligned} \mathbf{U}_i^{(1)} &= \mathbf{U}_i^n \\ \mathbf{U}_i^{(2)} &= \mathbf{U}_i^n + \frac{\Delta t}{2} H(t^n, \mathbf{U}_i^n) \\ \mathbf{U}_i^{(3)} &= \mathbf{U}_i^n + \frac{\Delta t}{2} H(t^n + \frac{\Delta t}{2}, \mathbf{U}_i^{(2)}) \\ \mathbf{U}_i^{(4)} &= \mathbf{U}_i^n + \Delta t H(t^n + \frac{\Delta t}{2}, \mathbf{U}_i^{(3)}) \\ \mathbf{U}_i^{n+1} &= \mathbf{U}_i^n + \frac{\Delta t}{6} [H(t^n, \mathbf{U}_i^n) + 2H(t^n + \frac{\Delta t}{2}, \mathbf{U}_i^{(2)}) + \\ &\quad 2H(t^n + \frac{\Delta t}{2}, \mathbf{U}_i^{(3)}) + H(t^n + \Delta t, \mathbf{U}_i^{(4)})] \end{aligned} \quad (8)$$

3.2. Taylor-SPH method (TSPH)

The Taylor-SPH method (TSPH) developed by the authors [3, 4, 5] is used to solve the partial differential equations (4), and it consists of applying first the time discretization by means of a Taylor series expansion in two steps and thereafter the spatial discretization using a corrected SPH.

3.2.1. Taylor-SPH time discretization

Time discretization of equation (4) is carried out by means of a Taylor series expansion in time of \mathbf{U} up to second order of accuracy in two steps [9, 10]:

$$\text{First step: } \mathbf{U}^{n+1/2} = \mathbf{U}^n + \frac{\Delta t}{2} (\mathbf{S} - \nabla \mathbf{F})^n \quad (9a)$$

$$\text{Second step: } \mathbf{U}^{n+1} = \mathbf{U}^n + \Delta t (\mathbf{S} - \nabla \mathbf{F})^{n+1/2} \quad (9b)$$

3.2.2. Taylor-SPH spatial discretization

The Taylor-SPH spatial discretization is carried out using two steps and two sets of particles named "real and virtual" particles [3, 4, 5].

First Step: Applying the corrected SPH spatial discretization to (9a), we obtain:

$$\mathbf{U}_{VP}^{n+1/2} = \mathbf{U}_{VP}^n + \frac{\Delta t}{2} \left[\sum_{J=1}^{N_V} \frac{m_J}{\rho_J} \mathbf{S}_J^n \tilde{W}_{IJ} - \sum_{J=1}^{N_R} \frac{m_J}{\rho_J} \mathbf{F}_J^n \tilde{\nabla} W_{IJ} \right] \quad (10a)$$

The subscript VP refers to the virtual particles.

Second Step: Applying the corrected SPH spatial discretization to equation (9b), we obtain

$$\mathbf{U}_{RP}^{n+1} = \mathbf{U}_{RP}^n + \Delta t \left[\sum_{J=1}^{N_V} \frac{m_J}{\rho_J} \mathbf{S}_J^{n+1/2} \tilde{W}_{IJ} - \sum_{J=1}^{N_V} \frac{m_J}{\rho_J} \mathbf{F}_J^{n+1/2} \tilde{\nabla} W_{IJ} \right] \quad (10b)$$

The subscript RP refers to the real particles.

4. Numerical examples

4.1. Propagation of a shock wave on a 1D viscoplastic bar

The problem consists of a bar of length $L=1\text{m}$ with a unit section, which has been spatially discretized using 100 particles (100 "real" particles for TSPH). The boundary $x=0$ is a fixed end and at $x=L$ the following boundary conditions for velocity are imposed: $v(L,t)=1\text{m/s}$ for $t \leq 2.5\text{ms}$ and $v(L,t)=0$ for $t > 2.5\text{ms}$. The material properties considered are: $E=8 \cdot 10^7\text{Pa}$, $\rho=2000\text{kg/m}^3$ and $H=-E/10$. The yield stress is taken as $4 \cdot 10^5\text{Pa}$. Fig. 1 depicts the stress at the fixed end of the bar after reflection. It can be observed that when using the 4th order Runge-Kutta time integration scheme with a corrected SPH (RK-SPH), numerical oscillations and diffusion are present. On the contrary, the numerical solution using TSPH is free of oscillations and diffusion.

4.2. Propagation of a shock wave on a 2D viscoplastic bar

This problem consists of two opposite velocity shockwaves which propagate into a bi-dimensional bar. The bar is 1m long and its cross section has a diameter of 0.1m. A rectangular impulse with a velocity of 1m/s is applied to both ends of the bar. The bar is spatially discretized using a structured particle arrangement of 306 real particles. The distance between particles is $\Delta x=0.02\text{m}$. Fig. 2 shows the horizontal stress at time $t=2\text{ms}$ for both algorithms: Taylor-SPH (TSPH) and the 4th order Runge-Kutta scheme (RK-SPH). It can be observed that the results are very dispersive when using RK-SPH while TSPH provides a more accurate solution free of oscillations. In Fig. 3 the viscoplastic strain at the middle point of the bar where the stress reaches the yield surface is depicted. The stretching of the bar causes the narrowing at the middle. This example clearly shows that the TSPH algorithm is capable to describe and reproduce localized modes of failures. Fig. 4 illustrates the viscoplastic strain along the bar using the TSPH algorithm for two different refinements: 306 and 1111 real particles. It can be observed that the viscoplastic strain is localized at the middle of the bar and the results do not depend on the number of particles used in the simulation.

5. Conclusions

A comparison between two different time integration schemes using a corrected SPH for solving the propagation of shock waves in a viscoplastic solid has been presented. The superiority of the Taylor-SPH compared to the RK-SPH has been proved. In addition to that, the Taylor-SPH integration scheme has been proved to be stable, robust and efficient, requiring only a reduced number of particles to obtain accurate results.

References

[1] A. Jameson, “Time Dependent Calculations Using Multigrid, with Applications to Unsteady Flows Past Airfoils and Wings”, AIAA Paper 91-1596, Honolulu, HI, June, 1991.

[2] R.A. Gingold , J.J. Monaghan, “Smoothed particles hydrodynamics: Theory and application to non-spherical stars”, Monthly Notices of the Royal Astronomical Society, (1977); 181: 375-389.

[3] M.I. Herreros, M. Mabssout, “A two-steps time discretization scheme using the SPH method for shock wave propagation”, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. (2011); 200: 1833–1845.

[4] M. Mabssout, M.I. Herreros, “Taylor-SPH vs Taylor-Galerkin for shock waves in viscoplastic continua”, European Journal of Computational Mechanics, (2011); 20/5-6: 281-308.

[5] M. Mabssout, M.I. Herreros, “Runge-Kutta vs Taylor-SPH: Two time integration schemes for SPH with application to Soil Dynamics”, Applied Mathematical Modelling,(2012); DOI:<http://dx.doi.org/10.1016/j.apm.2012.08.014>

[6] P. Perzyna, “Fundamental problems in viscoplasticity, Recent Advances in Applied Mechanics”, Academic press, New York, (1966); 9: 243-377.

[7] J.J. Monaghan, J.C. Lattanzio, “A refined particle method for astrophysical problems”, Astronomy and Astrophysics, (1985); 149: 135-143.

[8] J.C. Butcher. “Numerical Methods for Ordinary Differential Equations”, Second Ed., Wiley, Chichester, England , 2003.

[9] M. Mabssout, M. Pastor, “A Taylor–Galerkin algorithm for shock wave propagation and strain localization failure of viscoplastic continua”, Comput. Methods. Appl. Mech. Engrg, (2003); 192: 955–971.

[10] M. Mabssout, M. Pastor, “A two step Taylor–Galerkin algorithm for shock wave propagation in soils”, Int. J. Numer. Analytical Meth. Geomechanics, (2003); 27: 685–704.

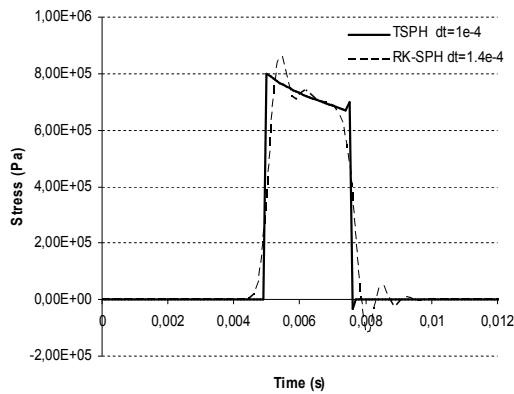


Fig. 1. TSPH vs RK-SPH: Stress at $x=L$ for a viscoplastic 1D bar with $\gamma = 2$ and $N = 2$

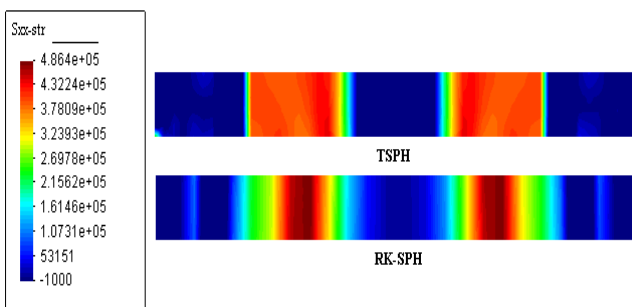


Fig. 2. TSPH vs RK-SPH: Horizontal stress at $t=2ms$ for a viscoplastic 2D bar with $\gamma = 50$ and $N = 1$

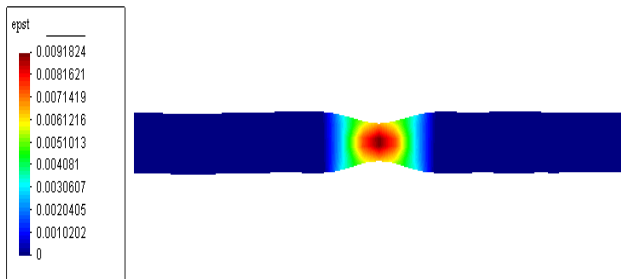


Fig. 3. TSPH: Localized viscoplastic strain at the middle of the bar with $\gamma = 50$ and $N = 1$

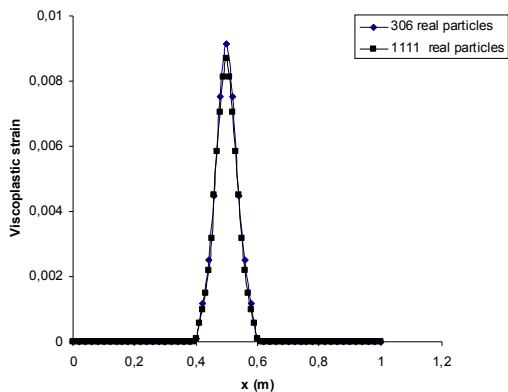


Fig.4. Influence of the number of particles: Viscoplastic strain along the bar obtained with TSPH

MISE EN ŒUVRE DE LA METHODE MATRICIELLE ET DE LA PROGRAMMATION MATHEMATIQUE POUR RESOUDRE UN PROBLEME ELASTO-STATIQUE PAR UNE METHODE SANS MAILLAGE

KHADIJA KHAMMARI¹, HICHAM FASSI FIHRI¹, LAURENT VANPARYS²

¹ Laboratoire de Mécanique, Faculté des Sciences et Techniques, Université HASSAN I, BP 577 route de Casablanca-Settat, Maroc.

khammari175@hotmail.com

hichamfihri@yahoo.fr

² Service de Génie civil et Mécanique des structures, Faculté polytechnique de Mons, rue du Jonquois, 53 – 7000 Mons, Belgique.

laurent.vanparys@umons.ac.be

Résumé

Dans ce présent papier on présente la méthode Galerkin sans maillage (EFG) qui est basée sur l'approximation des moindres carrés mobiles et on compare une application de la méthode sur des structures élasto-statiques en 2D résolues par deux différentes méthodes : la méthode matricielle et la programmation mathématique, des exemples numériques sont donnés pour confirmer l'efficacité des deux, bien que notre intérêt soit pour la deuxième méthode parce qu'elle est destinée pour résoudre des problèmes non linéaires.

Abstract

In the present paper, we present the Element-free Galerkin (EFG) meshless method which is based on moving least square (MLS) approximations and we compare the application of this method of elasto-statics structures in 2D resolving by two different methods: a matrix method and a mathematical programming method, numerical examples are given to confirm the efficiency of both of them, however our interest is for the second method because it destined to resolve at the first place the non-linear problems.

Mots clés: Méthode sans maillage, Méthode de Galerkin, Elasto-statique, Elasto-plasticité.

1. INTRODUCTION

La méthode des éléments finis (MEF) a permis de résoudre la plupart des problèmes en physique et en ingénierie, en particulier en mécanique des matériaux. La procédure de discrétisation est le majeur avantage du MEF. Cependant il existe des inconvénients en raison de son interpolation basé sur le maillage par exemple :

Sa mise en œuvre reste difficile et coûteuse dans certains cas,

Elle souffre lourdement de la distorsion de maillage en grandes déformations,

En général les champs de contraintes EF sont discontinus, donc peu précis.

Ce qui a donné l'idée d'éliminer les éléments, afin de soulever tous ces problèmes.

Pendant les deux décennies passées les méthodes sans maillages ont attiré beaucoup d'attention en raison de quelques avantages distincts par-dessus des méthodes d'éléments finis par exemple une grande capacité d'adaptation et haut degré de continuité dans le champ de solution, les méthodes sans maillages qui sont basées sur les nœuds avec un minimum de maillage ou sans maillage, peuvent résoudre plusieurs problèmes en ingénierie qui ne conviennent pas aux méthodes numériques conventionnelles comme MEF.

La plupart des développements dans les méthodes sans maillage ont été concentrés principalement sur les matériaux élastiques linéaires. La recherche dans l'inélasticité ou l'élasto-plasticité des matériaux utilisant les méthodes sans maillage n'a pas été répandu et commence à gagner l'attention seulement récemment.

Une des plus puissantes méthodes sans maillage est la méthode EFG, cette méthode a été proposée par Belytschko et al [1]. Les méthodes EFG sont basées sur l'approximation des moindres carrés mobiles (MLS) qui a été présentée initialement par Lancaster et Salkauskas [2]. Les surfaces sont générées par la méthode des moindres carrés mobiles. La fonction de forme est formée avec l'approximation MLS, la forme faible est utilisée pour obtenir le système des équations et les multiplicateurs de Lagrange sont utilisés pour appliquer les conditions aux limites essentielles.

2. APPROXIMATION AU SENS DES MOINDRES CARRÉS MOBILES (MLS)

L'approximation MLS se consiste de trois composants : la fonction de base, la fonction poids associée à chaque nœud et un ensemble des coefficients qui dépend de la position de nœud.

Soit $u(x)$ le champ de déplacement défini sur le domaine Ω , on cherche à construire une approximation locale au voisinage du point x sous la forme [3] : $u^h(x) = \sum_{i=1}^m p_i(x) a_i(x) = p^T(x) a(x)$ (1)

Avec m le nombre de terme de la base polynomiale, $a(x)$ le nombre des paramètres généralisés et $p(x)$ est le vecteur de la base polynomiale :

$$p^T(x) = \{p_1(x), p_2(x), \dots, p_m(x)\}$$

La construction de la base $p(x)$ se fait en utilisant le triangle de Pascal.

La détermination des coefficients de $a(x)$ se fait comme suit :

Soit n nœuds situés aux positions x_1, x_2, \dots, x_n ou l'on

connait les valeurs de déplacement u_1, u_2, \dots, u_n , on

construit l'approximation au point x_i par :

$$u^h(x, x_i) = p^T(x_i) a(x), \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2)$$

Les coefficients a dépendent du point x autour duquel

l'approximation est construite. la norme de l'écart entre

l'approximation autour de x et les valeurs connues s'écrivent alors :

$$J(x) = \sum_{i=1}^n \omega(x-x_i) [u^h(x, x_i) - u(x_i)]^2$$

$$= \sum_{i=1}^n \omega(x-x_i) [p^T(x_i) \mathbf{a}(x) - u(x_i)]^2 \quad (3)$$

$\omega(x-x_i)$ est la fonction de pondération, elle assure deux rôles :

Equilibrer l'influence du point /distance,
Assurer la condition de compatibilité (pas dépendance entre une fonction et une autre).

Les coefficients $\mathbf{a}(x)$ sont obtenus par la minimisation de J , ce qui donne le système linéaire suivant :

$$\mathbf{A}(x) \mathbf{a}(x) = \mathbf{B}(x) U \quad (4)$$

Avec la matrice $\mathbf{A}(x)$ donnée par :

$$\mathbf{A}(x) = \sum_{i=1}^n \omega_i(x) p(x_i) p^T(x_i) \text{ et } \omega_i(x) = \omega(x-x_i) \quad (5)$$

La matrice $\mathbf{B}(x)$ est donnée par : $\mathbf{B}(x) = [B_1, B_2, \dots, B_n]$ avec

$$B_i = \omega_i(x) p(x_i) \quad (6)$$

.Le vecteur U contient les ddl nœuds sur le domaine d'influence $U = \{u_1, u_2, \dots, u_n\}^T$.

La résolution de (5) donne :

$$\mathbf{a}(x) = \mathbf{A}^{-1}(x) \mathbf{B}(x) U \quad (7)$$

L'approximation MLS du déplacement sera :

$$u^h(x) = \sum_i^n \sum_j^m p_j(x) (\mathbf{A}^{-1}(x) \mathbf{B}(x))_{ji} u_i \quad (8)$$

Ou encore :

$$u^h(x) = \sum_i^n \phi_i(x) u_i \quad (9)$$

Avec $\phi_i(x)$ la fonction de forme au nœud i :

$$\phi_i(x) = \sum_j^m p_j(x) (\mathbf{A}^{-1}(x) \mathbf{B}(x))_{ji} = p^T \mathbf{A}^{-1} B_i \quad (10)$$

m : nombre de terme de la base polynomiale « n : nombre de points du domaine d'influence.

La matrice $\mathbf{A}(x)$ est carré et sa taille est égale à la taille du vecteur p .

3. METHODE GALERKIN SANS MAILLAGE (EFG)

La méthode EFG est basée sur :

Fonctions de forme basées sur la méthode des moindres carrés mobiles,

Le système discret global est issu de la forme Galerkin faible,

Les cellules du maillage sont utilisés pour calculer les intégrales de K et F .

3.1 La formulation faible pour un problème élasto-statique

On considère le problème suivant en 2D en élasticité linéaire occupant le domaine Ω limité par les frontières Γ :

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = \mathbf{0}, \text{ dans } \Omega \quad (11)$$

Avec $\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur des contraintes, qui correspond au champ de déplacement \mathbf{u} , \mathbf{b} vecteur des forces volumiques.

Les conditions aux limites correspondantes sont :

$$\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} = \bar{\mathbf{t}} \text{ sur } \Gamma_t ; \quad (12)$$

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}}, \text{ sur } \Gamma_u.$$

Avec $\bar{\mathbf{u}}$ et $\bar{\mathbf{t}}$ sont les déplacements et tractions prescrits respectivement, sur les limites de déplacement Γ_u et sur les limites de traction Γ_t , et \mathbf{n} est le vecteur unité extérieur normal aux frontières Γ .

La formulation faible de l'équation différentielle partielle (11) et les conditions aux limites (12) sur Ω peut être écrite comme suit :

$$\int_{\Omega} (\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b}) \cdot \mathbf{v} d\Omega = \mathbf{0} \quad (13)$$

Utilisant le théorème de divergence deux fois dans l'éq.(13) donne l'expression suivante :

$$\int_{\Omega} \nabla \cdot \delta \mathbf{u}^T : \boldsymbol{\sigma} d\Omega - \int_{\Omega} \delta \mathbf{u}^T \cdot \mathbf{b} d\Omega - \int_{\Omega} \delta \mathbf{u} \bar{\mathbf{t}} d\Omega = \mathbf{0} \quad (14)$$

où \mathbf{u} et δ satisfont les relations de compatibilité et les relations constitutives.

Dans la méthode des éléments finis, la solution \mathbf{u} est recherchée dans un sous-espace V de $H^1(\Omega)$ de dimension finie et l'équation variationnelle n'est vérifiée que pour les déplacements de test $\delta \mathbf{u}$ appartenant à un sous-espace S de $H^1(\Omega)$. Si $S=V$ la méthode numérique est dite méthode de Galerkin. Dans ce cas :

$$\mathbf{u}(x) = \sum_{i=1}^N \phi_i(x) \mathbf{q}_i ; \quad \delta \mathbf{u}(x) = \sum_{i=1}^N \phi_i(x) \mathbf{d}_i \quad (15)$$

Nous introduisons ces approximations dans la forme variationnelle (g) pour obtenir le système linéaire usuel qui nous permet de déterminer les inconnues $\{\mathbf{q}_i\}_i$.

Dans la méthode sans maillage, on utilise les fonctions de forme de l'approximation MLS et les équations qui décrivent la méthode des éléments finis restent valables pour décrire cette méthode. Ce choix de fonctions de forme conduit à deux différents points : un en imposition des conditions aux limites et un en intégration numérique.

3.2 Conditions aux limites

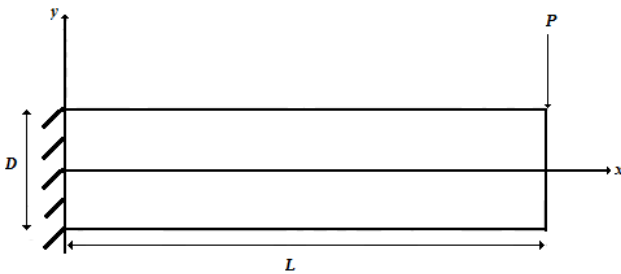
Dans les méthodes sans maillage, les fonctions de forme utilisées sont celles de l'approximation MLS. Comme nous l'avons vu, celles-ci ne valent pas 1 au nœud auquel elles sont associées. Pour cette raison, il n'est pas possible de fixer directement les valeurs des inconnues aux nœuds qui se trouvent sur la frontière Γ_u . Différentes méthodes ont été proposées, par exemple la combinaison de la méthode EFG avec les fonctions de forme éléments finis près de la frontière, l'utilisation du principe variationnel modifié et l'utilisation des multiplicateurs de Lagrange [4].

3.3 Intégration numérique

Dans les méthodes sans maillage les fonctions de forme MLS ne sont pas polynomiales, et la notion d'élément n'existe pas, donc on ne peut pas évaluer les intégrales comme la méthode EF. Cependant on peut utiliser un maillage en arrière plan pour intégrer numériquement les quantités K et f de la forme matricielle $KU = f$.

4. EXEMPLE NUMERIQUE

Dans cet exemple les résultats seront une comparaison entre les deux différentes méthodes de résolution : la méthode matricielle et la programmation mathématique pour un problème en 2D. On choisit le cas d'une poutre encastrée subissant une force ponctuelle P à son extrémité libre.



Avec $E = 3.10^8$ et $\mu = 0.3$ et $P = 1000$
 $D = 10$ et $L = 100$

On compare les déplacements suivant x et les contraintes xx suivant y.

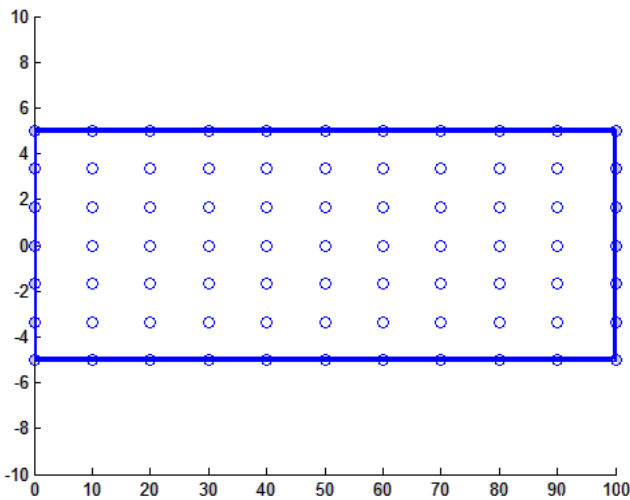


Fig.1 Génération des nœuds

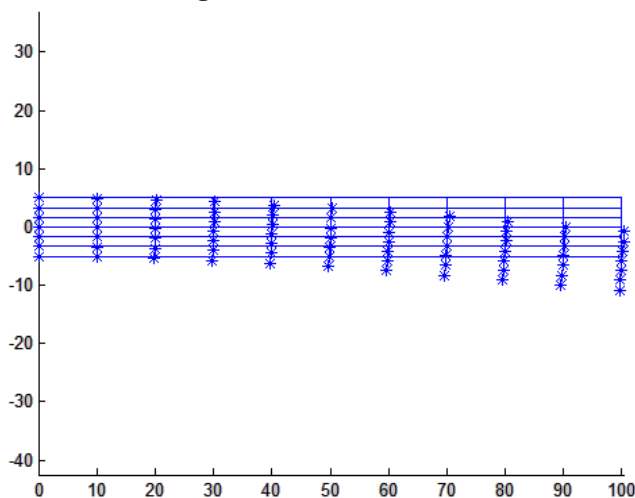


Fig.2 Visualisation de la déformation

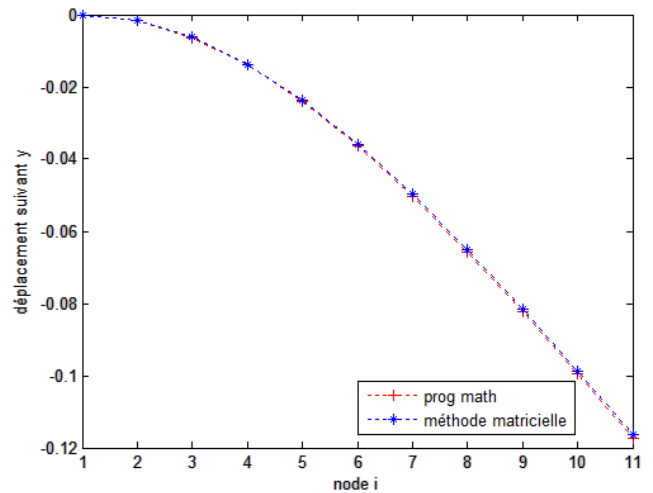


Fig.3 Déplacements aux nœuds suivant l'axe (ox)

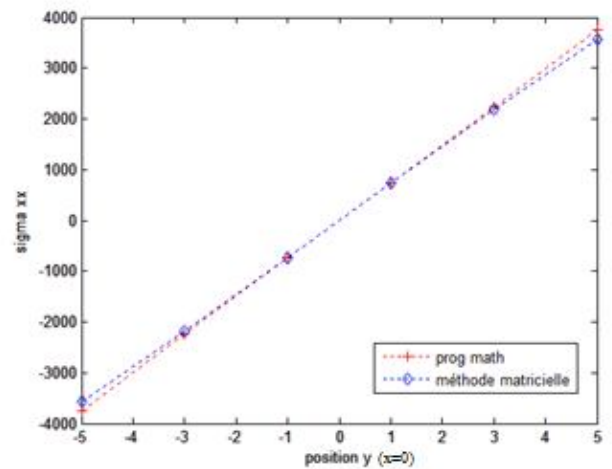


Fig.4 σ_{xx} aux nœuds ($x=0$, y)

5. CONCLUSION

L'exemple numérique confirme l'efficacité des deux méthodes bien que notre intérêt est pour la deuxième méthode de résolution qui va nous permettre d'entamer les problèmes non linéaires (plasticité, contact etc...).

REFERENCES

- [1] Belytschko, T._1 A., Lu, Y. Y._2 B et Gu, L._3 C. Element-free Galerkin methods. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 37:229–256, 1994.
- [2] Lancaster, P._4 E, Salkauskas, K., _5 F. Surfaces generated by moving least squares methods. *Mathematics of Computation*, 37:141–158, 1981.
- [3] Dufloy, M._6 G. Application des méthodes sans maillage en mécanique de la rupture. PhD thesis, Université de Liège, 2004.
- [4] Belytschko T._1 A; Lu, Y.Y._2 B; Gu, L._3 C; Tabbara, M._7 H. Element-free Galerkin methods for static and dynamic fracture, *Int. J. Solids Struct.* 32, pp. 2547-2570, 1999

NON-DESTRUCTIVE ACOUSTIC MICROCHARACTERISATION OF MATERIALS: THE USE OF PARAMETRIC SPECTRAL ESTIMATION

A. BOUDOIR, C. ATALIA, T. TAHRAOUI, AND Y. BOUMAIZA

Laboratoire: LEAM, Departement of Physique, Faculty of Sciences, Université Badji Mokhtar, Algeria
e-mail: amar.boudoir@univ-annaba.org

Abstract:

Spectral analysis is widely used in the field of non-destructive testing (NDT) and especially in the evaluation of the mechanical properties of materials. However, the non-stationary data involves a trade off between time (or range) and frequency resolutions spectral characteristics). The use of a shorter record-length increases our ability to track spectral characteristics in time (or range) but the result is a decreased frequency resolution.

The above limitation can be alleviated by using parametric spectrum estimation methods. The general solution is to represent the discrete signal x_n as the output of a linear filter excited by a white noise. The model parameters can be estimated by minimizing some criterion between the model and the signal x_n . A spectral estimate of x_n can then be determined from the parameters that characterize the model.

The result obtained by the parametric spectrum estimation methods allows a good evaluation of mechanical properties of some materials

Introduction

The rapid advances in computer technology and in non destructive analysis techniques over the last few years has greatly increased the potential for the integration of modern non-destructive testing (NDT) and evaluation data acquisition systems with dedicated software tools for enhanced display, database management and flaw interpretation. The traditional role for NDT has grown steadily in importance until it is now an essential when formulating safety cases for structures as diverse as tubular heat exchangers, laminated safety glass, bridges and petrochemical plants. Various techniques have been developed, the most common being based on optical inspection, X-radiography, magnetics, ultrasonics, and eddy currents.

As the study of structural integrity evolved, it became clear that a good quality control monitoring exploit the fact that many of the failures in structures and components could be avoided in the base material, together with various fabrication processes that proceed the finished structure, could all be guaranteed to be of the highest quality so that the product is free from defects and potentially material conditions that might cause defects in service [1, 2]. Among the several instruments, this type of quality can only be fully assured by making NDT measurements during manufacture and fabrication.

In order to extend the opportunities from off-line quality control measurements, which has the drawback of interrupting the process stream and may reduce productivity, through on-line monitoring for defects and material quality to closed loop process control, it is necessary to seek sensors that can be applied in an efficient way. Some techniques already established for manufacturing processes. Thus optical sensors are already widely used throughout industry. Ultrasonic, eddy current and radiographic systems are well established for off-line inspection; they have more recently begun to make an impact for on-line thickness measurement and defect detection.

We will concentrate on acoustics that have the ability to penetrate into the bulk of the material. This is much more difficult, but ultimately offers greater rewards in terms of assuring total material quality.

The principal interest of the scanning acoustic microscopy (SAM) lies in the fact that most solid materials have acoustic absorption several orders of magnitude lower than optical absorption [5, 6]. They can therefore be considered as transparent to ultrasonic waves, and thus the structures located inside the materials can be visualised. The complexity of the obtained signals led research groups to model the observed phenomena.

Fortunately, the lens shape can be improved and the nature of the coupling liquids to be studied, which in turn permitted better use of acoustic phenomena. It has been demonstrated that ultrasonics are sensitive not only to defects but also to certain material properties such as homogeneity grain-size, texture, elastic modulus, plasticity, hardness, stress and temperature.

Nowadays, it is possible to obtain significant quantitative results by means of the acoustic material signature $V(z)$. If there were relationships, firstly between measured parameters such as velocity and material properties, and secondly between material properties and mechanical properties such as strength and fracture toughness, then the material properties can be monitored reliably.

This paper provides a brief review of the NDT by ultrasonic techniques and addresses some practical problems. Also the goal is to reports on the results of preliminary work carried out to evaluate an effective technique for characterising the grains of aluminium specimens [3, 4]. When the material possesses grains with transversal dimensions greater than λ_0 , the coupling liquid, we can find a correlation between the obtained acoustic image and $\nu(z)$ simulation for each aluminium crystalline orientation.

Acoustic characterisation by $V(z)$

The acoustic microscope is a very reliable instrument which allows not only in microanalysis, the determination of acoustic properties but also the detection of defects in acoustic imaging of both surfaces and depths. Its principle, based on the use of a convergent beam of ultrasonic waves at very high frequencies, allows the high frequency sound waves to penetrate deep within most solids and liquids, in addition to probing the surface region if required. Furthermore, the speed of sound is very high enough in most materials to enable measurements to be made in real-time and hence facilitate interpretation and rapid process control.

The essential component of the SAM, which can operate either in transmission or reflection mode [5-7]

Analytical ultrasonics implies the measurement of material microstructure and associated factors than govern mechanical properties and dynamic response via the so-called acoustic material signature $V(z)$. This signature that originates from the sample is the result of the superposition of several types of waves which integrate at transducer. In general, the simultaneously generated modes in the specimen that propagate with their own specific velocities depend on the lens aperture θ . This means that the phase difference between these waves can be obtained by changing the relative distance z between lens and the surface of the specimen. Thus, the recorded output voltage $V(z)$ produced by the transducer presents pseudo-oscillations, which constitute the acoustic material signature. The pseudo-oscillations are related to the alternation between constructive and destructive interference, which is also due to the changes in wave phases with different rates [8].

It is worth noting that only the most significant modes appears in the $V(z)$ curves and dominates all other modes. This fact is strong for the Rayleigh wave, which is an important surface acoustic wave that contributes to the $V(z)$ interference curve. It results from the superposition of longitudinal and shear waves that travel the surface with a common phase velocity V_r , which is slower than of the velocity of either kind of wave in the bulk..

Experimental conditions and Data processing

Experimental conditions

All the experimental investigations were carried out, on aluminium specimens, with a scanning acoustic microscope. The instrument uses water as a coupling liquid with a spherical lens of a 50° opening lens. The image of planche 1, was obtained on an aluminium sample 565 MHz. In this photograph we can clearly distinguish the dimensions of the grains with the contrast being related to the crystalline orientations, since aluminium is an anisotropic material. The image contrast improves noticeably when the transducer is slightly defocused, providing interesting results. In this case, at each focus depth orientation has its own contrast. We can find a correlation between the obtained acoustic image and $V(z)$ curves for each aluminium crystalline orientation (Fig. 1). The figure 1 shows the acoustic signature of the aluminium sample for the Al_1 position.

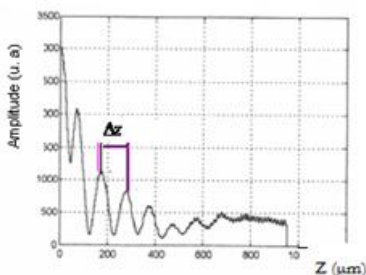


Fig. 1 Acoustic Signature $V(z)$ at $F = 565$ MHz, water coupling liquid

The figure 2a gives the estimated spectrum from the AR model by using algorithms of BURG, of least squares and of the resolution of Yule-Walker equations. One can say

that the spectrum obtained by the BURG algorithm is similar to that obtained by the resolution of the Yule-Walker equations.

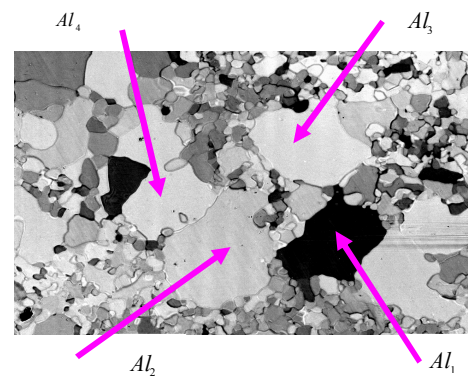


Planche 1. Acoustic image of on aluminium plate at 565 MHz with two enlargements ($\times 37.5$), defocusing $z = -4\mu m$

The spectra calculated by the instrumental variable method IVAR and by the ARMA model with order (8,3) are respectively represented on the figures 2b and 2c.

The study of the linear prediction gives us the possibility to extend measurements with a sufficient precision, without using the windows of weighting and the withdrawal of the response of the lens (transfer function).

We clearly established the reliability and the reproducibility of calculations. The spectral analysis enabled us to increase the precision in the calculation of the mechanical properties (E, G, ν) of materials this by the determination of a new variable which is transverse speed (V_r) on which the latter depend.

In order to increase the precision of measurements more, we recommend:

to use on the one hand, various algorithms and to calculate the average value speeds while rejecting the least accurate owing to the fact that the calculating time machine is very short.

to refine the representation of the spectra to look further into the approach concerning the study of the inverse phenomenon by the use of algorithms that leads to find the phase and the amplitude of the capacity reflectors $R(\theta)$ from the experimental acoustic signature $V(z)$.

This approach shows that it is possible to determine starting from the (FFT) spectrum at least two speeds: longitudinal speed (V_l) and transverse speed (V_r) of wave propagation which enable us to calculate the materials elasticity modulus which are: the Young modulus (E), the modulus of rigidity (G) and the Poisson's ratio ν accurately, owing to the fact that these methods, enable us to consider speed transverse, which is not always true during the use of the traditional methods. This is consolidated, if one compares the results obtained by the two methods (traditional and parametric) with the data of the literature, in particular those obtained with the model ARMA and the model AR estimated by the MC algorithm.

Data processing

In this investigation, the characteristics of the acoustic material signature signal were first determined and allowed the choice of the model (autoregressive (AR) and calculation routine to be made

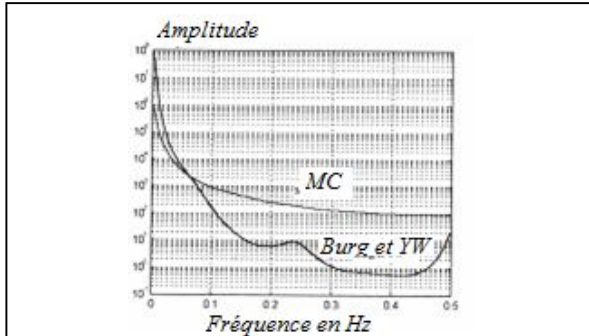


Fig. 2a. Estimated spectrum from the AR model with algorithms of Burg, YW and MC

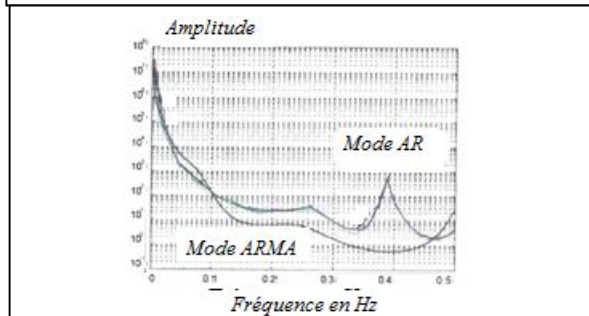


Fig. 2b. Estimated Spectral from the model ARMA et AR (order 8,3)

Tab.1 AR model parameters (model order 10).

Index	Parameter	Index	Parameter	Index	Parameter
1	- 0.0002	5	- 0.0003	9	0.0008
2	0.0004	6	0.0013	10	0.0020
3	0.0003	7	- 0.0019	11	- 0.0040
4	- 0.0005	8	0.0015	12	0.0019

Tab.2 AR model parameters (model order 30).

Index	Parameter	Index	Parameter	Index	Parameter
1	- 0.0003	11	- 0.0007	21	0.0001
2	0.0003	12	0.0000	22	- 0.0004
3	0.0003	13	0.0004	23	0.0000
4	0.0000	14	- 0.0003	24	- 0.00007
5	- 0.0002	15	0.0001	25	0.0012
6	0.0000	16	- 0.0003	26	- 0.0007
7	0.0007	17	0.0002	27	0.0007
8	0.0002	18	- 0.0001	28	0.0010
9	0.0005	19	0.0001	29	- 0.0029
10	0.0003	20	- 0.0001	30	0.0015

When designing parametric models it is advantageous to use a loss function to select the appropriate model order. Loss functions (or error criterion) such as Akaike information criterion (AIC) [9-15].

The various frequency spectra generated allow the choice of the order model. Low orders produced spectra, which did not show sufficient detail to allow confident characterisation. Figures 2a and 2b show frequency spectra calculated from models of increasing order (10, 30). Tables 1 and 2 show the AR model parameters corresponding to different model orders.

5. Experimental results and discussion

This section shows the results of the temporal and frequency procedures when applied to the acoustic material signatures reprinting the aluminium grains with different contrasts and orientations (Planche 1).

5.1 Elastic constants determination

In acoustic microscopy systems the images are formed by the interaction of sound waves with the sample, and the contrast depends upon the elastic properties of the specimen. Interaction of acoustic waves with the sample proceeds mainly by the direct reflection of longitudinal waves back into the coupling medium, giving contrast through variations in the reflection coefficient across the sample. In the presence of fatigue damage or stress concentration, the initiation of inhomogeneities might be the image of microcracks, voids and variations of density, microelastic property.

Therefore, as the study of the structural integrity is evolved, it became of great interest to determine the elastic constants; Young modulus (E), shear modulus (G) and Poisson coefficient (ν) [16]. The constants can be directly related to V_L and V_T , the transverse and longitudinal velocities respectively, by following relations:

$$E = \rho V_T^2 \frac{3V_L^2 - 4V_T^2}{V_L^2 - V_T^2} \quad (1) \quad G = \rho V_T^2 \quad (2) \quad \nu = \frac{2V_T^2 - V_L^2}{2(V_T^2 - V_L^2)} \quad (3)$$

Where ρ is the material density.

However, for high operating frequencies the determination of V_L is a difficult task because the curves $\nu(z)$ contain only a lower number of arches. Therefore, one has to relate both V_L and V_T to the only known parameter V_R , which is determined experimentally. The Victorov formula [12].

$$V_R = V_T \cdot \left\{ 0.718 - \left(\frac{V_T}{V_L} \right)^2 \right\} / \left\{ 0.75 - \left(\frac{V_T}{V_L} \right)^2 \right\} \quad (4)$$

is usually used as an approximated solution. In the equation (4), V_R varies from approximately $0.78 V_T$ to $0.96 V_T$ when Poisson's ratio changes from 0 to $1/2$. Therefore to a first acceptable approximation, we consider $V_R \cong 0,92 V_T$, and knowing that longitudinal velocities are usually almost twice as large Rayleigh velocities, elastic constants can be approximately estimated. In this investigation the above approximation is enhanced by keeping the value of V_L constant while varying ν_T . Hence, we can identify the material under test and its mechanical properties with excellent resolution by measuring the $\nu(z)$ curves and using the above equations

Tables 4 and 5 give the estimated elastic constants for the aluminium point Al_1

Tab. 4 Elastic properties for Al_1 as a function of the used windows. ($F = 565$ MHz, water as coupling liquid)

Windows Points	ρ (kg/m ³)	E (GPa)	G (GPa)	ν
Bartlett	2700	77,08	29,40	0,3109
Boxcar		78,06	29,86	0,3069
Hamming		72,64	27,33	0,3288
Blackman		67,18	24,90	0,3486
Hanning		77,03	29,37	0,1331

Triangle		77,09	29,40	0,3109
----------	--	-------	-------	--------

Tab. 5 Mechanical parameters for Al_1 as a function of the used method. ($F = 565$ MHz, water as coupling liquid avec $\rho = 2700$ kg/m³)

Windows Points	Algorithms	E (GPa)	G (GPa)	ν
AR Model	BURG	70,84	26,52	0,0056
	YW	78,27	29,96	0,3058
	MC	70,29	26,27	0,3376
	IVAR	65,43	24,16	0,3545
ARMA model		70,40	26,33	0,3372

6. Conclusion

This paper has addressed two alternative methods of generating frequency spectra for acoustic material signatures taken from aluminium specimens. The AR model-based algorithm has been shown to be effective when analysing acoustic signatures and computing the mechanical properties. The attributes of the algorithm include : the ability to generate useful spectral estimates and a relatively smooth spectrum when relatively short signal lengths are used.

The short signal needed should make the method useful for the microcharacterization of different materials in various conditions. The smooth estimate obtainable may prove useful in the future application of automatic detection and classification of defects using an appropriate approach.

In order to increase the measurement precision, our work will be carried out to test and evaluate this technique on a manufactured product.

The study of the linear prediction made it possible to extend measurements with a sufficient precision, without using the windows of weighting and the withdrawal of the response of the lens (transfer function).

We clearly established the reliability and the reproducibility of calculations. The spectral analysis enabled us to increase the precision in the calculation of the mechanical properties (E, G and ν) materials and that by the determination of a new variable which is transverse speed (V_r) on which the latter depend.

- In order to increase the precision of measurements more, we recommend:

* to use on the one hand, various algorithms and to calculate the average value speeds while rejecting least precise owing to the fact that the calculating time machine is very short.

* to refine the representation of the spectra

* to look further into the approach concerning the study of the inverse phenomenon by the use of algorithms which enable us to find the phase and the amplitude of the capacity reflectors $R(\theta)$ starting from the experimental acoustic signature $V(z)$.

Références

- [1] B. Dubuisson, Diagnostic et reconnaissance de formes, (Traité des nouvelles technologies Série Diagnostic et maintenance), Hermes, Paris, (1990).
- [2] Devjver Pierre, Kittler J., Pattern Recognition: a statistical approach. Prentice Hall, 11982.
- [3] J. Kushibiki, N. Chubachi, Material characterisation, by line focus beam acoustic microscope, IEEE Trans. on Sonic and Ultrasonic,

Vol. 32, n° 2, pp. 189 - 212, (1985).

- [4] A. Briggs, In Acoustic Microscopy, Clarendon Press, Oxford, 1995.
- [5] A. Boudour, Etud par microacoustique des différents modes de propagation dans les structures monocouches et multicouche. Thèse de doctorat d'état, Université Badji Mokhtar Annaba, Algérie, 1999.
- [6] B. Cros, Application de l'imagerie acoustique de très haute fréquence à la caractérisation de matériaux, la revue de métallurgie-CIT/Science et Génie des matériaux, pp215-222, 2001
- [7] A. Boudour, Y. Boumaiza, M. Guerioune, and S. Belkahal, mechanical characterisation of thin film layer of chromium on steel substrate by acoustic methods, Phys. Stat. Sol (a), pp. 80-89, 2004.
- [8] B. Cros, Applications of very high frequency acoustical imaging to the local characterization of materials, Rev. Met. Paris, pp. 215-222, 2001
- [9] H. AKAIKE, A new look at the statistical model identification, IEEE Transactions on Automatic Control, vol. 19, pp. 716-723, 1974
- [10] S. L. Jr., Digital Spectral Estimation: Theory and Applications, New Jersey : Prentice-Hall, (1988).
- [11] I. D. Landau, K. N. M'Sirdi, M. M'Saad, Recursive modelling techniques, for adaptive parametric spectral analysis, Analyse Spectrale Parametrique Adaptative, volume 3 - n° d-5 - 1986
- [11] K. S. Fukunaga, Introduction to statistical pattern recognition, Academic Press, New. York. (1972).
- [12] M. M. Milosavljevic, M. Dj. Veinovic, B. D. Kovacevic, "Estimation of nonstationary AR model using the weighted recursive least square algorithm, Proceeding IEEE, pp 1432-1435, 1995.
- [13] Piyari Lal Sharma, Estimation of ARMA models using generalized H-lattice filters, Proceeding IEEE, pp. 1131-1133, 1990.
- [14] T. Soni, J. R. Zeidler, W. H. Ku, "Time varying behavior of the parcor coefficients of lattice filters with nonstationary AR inputs, Proceeding IEEE, pp. 384-387, (1993).
- [15] L. V. Victorov, In Rayleigh and Lamb waves: Physical theory and application, Plenum, New York, (1967).

MODELISATION NUMERIQUE DU SYSTEME HO-SN

A. IDDAOUDI¹, S. KARDELLASS¹, M. AIT AMAR¹,
R. KARIOUI¹, N. SELHAOUI¹, Y. AIT YASSINE¹, L.
BOURDEN¹

¹Laboratoire de Thermodynamique et Energétique (L.T.E),
Faculté des Sciences, B.P. 8106 Agadir, Maroc.

Iddaoudi19@gmail.com

Résumé : La description thermodynamique du système Ho-Sn, menée dans ce travail permet d'obtenir les paramètres relatifs aux différentes phases. Le modèle de substitution utilisé pour le liquide nous a permis de bien restitué le diagramme de phases et les différentes données thermodynamiques. Le diagramme de phases restitué et les données thermodynamiques calculées sont en bon accord avec les données de la littérature.

Abstract: The thermodynamic optimization of the Ho-Sn binary system was carried out with the help of CALPHAD (CALculation of PHase Diagram) method. Ho₅Sn₃, Ho₅Sn₄, Ho₁₁Sn₁₀, Ho₄Sn₅, HoSn₂, Ho₂Sn₅ and HoSn₃ have been treated as stoichiometric compounds while a solution model has been used for the description of the liquid and HCP_A3 phases. The calculations based on the thermodynamic modelling are in good agreement with the phase diagram data and experimental thermodynamic values.

Mots-clés : système binaire Ho-Sn, diagramme de phases , Thermodynamic optimization, method de Calphad.

1. Introduction

L'objectif de ce travail est de modéliser le système Ho-Sn par la méthode Calphad [1] en utilisant le module Parrot du logiciel Thermo-Calc [2] afin de déterminer les propriétés thermodynamiques inaccessibles par l'expérience et de restituer le diagramme de phases.

2. Etude bibliographique

Le diagramme de phases du système Ho-Sn le plus récent a été étudié par Bulanova et al.[3] en utilisant l'analyse thermique différentielle et la diffraction des rayons X. Ils ont mentionné l'existence de sept phases intermétalliques suivantes : Ho₅Sn₃, Ho₅Sn₄, Ho₁₁Sn₁₀, Ho₄Sn₅, HoSn₂, Ho₂Sn₅ et HoSn₃ lesquelles sont strictement stœchiométriques. Ces auteurs ont reporté que la phase Ho₅Sn₃ subit une fusion congruente à 1915°C tandis que les phases Ho₅Sn₄, Ho₁₁Sn₁₀, Ho₄Sn₅, HoSn₂, Ho₂Sn₅ et HoSn₃ se décomposent d'une manière peritectique respectivement à 1720°C, 1582°C, 1144, 1114, 509 et 420. (Voir figure.1). Plusieurs auteurs [4-8] ont mesuré les enthalpies de formation des composés intermétallique en utilisant différentes méthodes (voir tableau 1).

Bulanova et al.[3] ont mesuré les enthalpies intégrales et partielles du mélange de la phase liquide à T = 1473 K par calorimétrie.

3. Modèles Thermodynamiques

3.1. Les corps purs

L'énergie de Gibbs des corps purs par rapport à l'état de référence stable à T=298.15K est tirée de la banque de

données S.G.T.E (Scientific Group Thermodata Europe) [9]. Elle s'écrit sous la forme :

$$G_i^p(T) = {}^0G_i^p - H_i^{SER}(298.15 K) = a + bT + cT \ln T + dT^2 + eT^3 + fT^7 + gT^{-1} + hT^{-9} \quad (1)$$

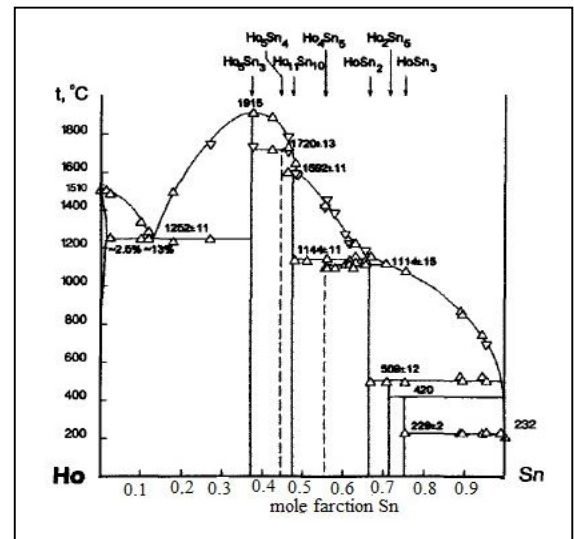


Fig.1 : Diagramme de phases du système Ho-Sn selon Bulanova et al.[3].

3.1. Les corps purs

L'énergie de Gibbs des corps purs par rapport à l'état de référence stable à T=298.15K est tirée de la banque de données S.G.T.E (Scientific Group Thermodata Europe) [9]. Elle s'écrit sous la forme :

$$G_i^p(T) = {}^0G_i^p - H_i^{SER}(298.15 K) = a + bT + cT \ln T + dT^2 + eT^3 + fT^7 + gT^{-1} + hT^{-9} \quad (1)$$

Avec : $H^{SER}(298.15 K)$: Enthalpie du corps pur i dans son état stable à 298.15K sous une pression de 10^5 Pa (SER : Stable Element Reference).

T étant la température tandis que les constantes a, b h sont des coefficients obtenus à partir des mesures de chaleurs spécifiques.

3.2. Les composés intermétalliques

Toutes les phases intermétalliques ont été considérées comme strictement stœchiométriques conformément aux résultats expérimentaux les concernant. L'énergie libre d'un composé A_pB_q est décrite par :

$${}^0G_{A_pB_q} = \frac{p}{p+q} {}^0G_A + \frac{q}{p+q} {}^0G_B + a + bT \quad (2)$$

Où : 0G_A et 0G_B sont les enthalpies libres des éléments purs A et B. Les coefficients a et b sont des paramètres à optimiser. Ils correspondent respectivement à l'enthalpie et l'entropie de formation de la phase A_pB_q .

La phase Liquide

La phase liquide a été traitée par le modèle de substitution. L'enthalpie d'excès s'écrit sous forme d'une combinaison linéaire des polynômes de Redlich-Kister [10].

$$G_m^{\varphi} = {}^{ref}G^{\varphi} + {}^{id}G^{\varphi} + {}^{exc}G^{\varphi} \quad (3)$$

${}^{ref}G^{\varphi}$, enthalpie libre de référence par rapport à l'état S.E.R s'écrit :

$${}^{ref}G^{\varphi}(T) = ({}^0G_{Ho}^{\varphi}(T) - H_{Ho}^{SER}(298.15 K))x_{Ho} + ({}^0G_{Sn}^{\varphi}(T) - H_{Sn}^{SER}(298.15 K))x_{Sn} \quad (4)$$

${}^{id}G^{\varphi}$, enthalpie libre idéale, s'écrit :

$${}^{id}G^{\varphi} = RT(x_{Ho} \ln x_{Ho} + x_{Sn} \ln x_{Sn}) \quad (5)$$

R étant la constante des gaz parfait. T la température en Kelvin. x_{Ho} et x_{Sn} sont les fractions molaires de Ho et Sn respectivement.

${}^{exc}G^{\varphi}$, enthalpie libre d'excès, s'écrit :

$${}^{exc}G_m^{\varphi}(T) = y_i y_j \sum_{k=0}^{\infty} {}^k L_{ij}^{\varphi} (y_i - y_j)^k \quad (6)$$

Les termes ${}^k L_{ij}^{\varphi} = a_k + b_k T$ sont les paramètres d'interaction entre les deux éléments Ho et Sn à optimiser pendant ce travail.

4. Optimisation

L'optimisation thermodynamique des paramètres d'énergie de Gibbs des différentes phases a été effectuée par application de la technique CALPHAD [1] avec le module de Parrot du logiciel Thermo-Calc [2]. Toutes les informations expérimentales mentionnées précédemment (les informations concernant le diagramme de phases et les données thermodynamiques) ont été utilisées pour l'optimisation des paramètres thermodynamiques.

En ce qui concerne les composés définis (Ho_5Sn_3 , Ho_5Sn_4 , $Ho_{11}Sn_{10}$, Ho_4Sn_5 , $HoSn_2$, Ho_2Sn_5 et $HoSn_3$) les coefficients a et b dans Eq. (2), ont été ajustés en s'appuyant sur les enthalpies de formation mesurées par les auteurs [4-8] et les équilibres invariants du diagramme de phases déterminé par Bulanova et al.[3]. Tous les paramètres sont regroupés dans le tableau 1.

5. Résultats et discussions

Le diagramme de phase issu de nos calculs comparé avec les données diagrammatiques expérimentales de Bulanova et al. [3] est présenté sur la figure 2. Nous notons un accord satisfaisant entre le diagramme expérimental et celui calculé excepté du côté du liquidus riche en étain ou nous notons un léger désaccord concernant la température de franchissement du liquidus.

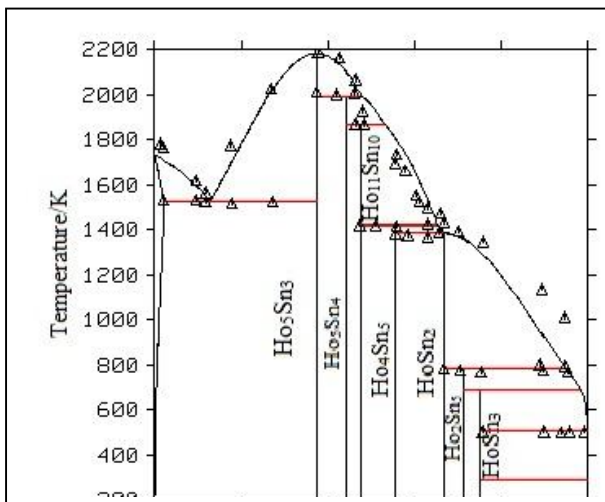


Fig.2 : Diagramme de phases calculé comparé avec les données expérimentales Bulanova et al. [3].

phase	Les paramètres (J.mol ⁻¹ .at)
Liquide	${}^0L_{HoSn}^{liq} = -1.91715219.10^5 - 26.406T$ ${}^1L_{HoSn}^{liq} = 1.55726543.10^4$ ${}^2L_{HoSn}^{liq} = 4.85389429.10^4$
BCT	Pas de terme d'excès
HCP	${}^0L_{HoSn}^{HCP} = -1.61033317.10^5$
Diamon d	Pas de terme d'excès
HoSn ₃	$G_{HoSn}^{HoSn3} = 0.75 {}^{BCT}_{HoSn} - 0.25 {}^{HCP}_{HoSn} - 48398 - 1.492T$ $= 0.75G_{HoSn}^{BCT} + 0.25G_{HoSn}^{HCP} - 48398 - 1.492T$
Ho ₂ Sn ₅	$G_{HoSn}^{Ho2Sn5} = 0.714 {}^{BCT}_{HoSn} - 0.286 {}^{HCP}_{HoSn} - 55406 - 1.101T$ $= 0.714G_{HoSn}^{BCT} + 0.286G_{HoSn}^{HCP} - 55406 - 1.101T$
HoSn ₂	$G_{HoSn}^{HoSn2} = 0.667 {}^{BCT}_{HoSn} - 0.333 {}^{HCP}_{HoSn} - 64626 - 0.232T$ $= 0.667G_{HoSn}^{BCT} + 0.333G_{HoSn}^{HCP} - 64626 - 0.232T$
Ho ₄ Sn ₅	$G_{HoSn}^{Ho4Sn5} = 0.556 {}^{BCT}_{HoSn} - 0.444 {}^{HCP}_{HoSn} - 74424 - 0.668T$ $= 0.556G_{HoSn}^{BCT} + 0.444G_{HoSn}^{HCP} - 74424 - 0.668T$
Ho ₁₁ Sn ₁₀	$G_{HoSn}^{Ho11Sn10} = 0.476 {}^{BCT}_{HoSn} - 0.524 {}^{HCP}_{HoSn} - 72110 - 4.890T$ $= 0.476G_{HoSn}^{BCT} + 0.524G_{HoSn}^{HCP} - 72110 - 4.890T$
Ho ₅ Sn ₄	$G_{HoSn}^{Ho5Sn4} = 0.444 {}^{BCT}_{HoSn} - 0.556 {}^{HCP}_{HoSn} - 70566 - 5.648T$ $= 0.444G_{HoSn}^{BCT} + 0.556G_{HoSn}^{HCP} - 70566 - 5.648T$
Ho ₅ Sn ₃	$G_{HoSn}^{Ho5Sn3} = 0.375 {}^{BCT}_{HoSn} - 0.625 {}^{HCP}_{HoSn} - 67449 - 12.19T$ $= 0.375G_{HoSn}^{BCT} + 0.625G_{HoSn}^{HCP} - 67449 - 12.19T$

Tableau 1: Les paramètres thermodynamiques du système Ho-Sn.

Avec :

${}^0L_{HoSn}^{liq}$: est l'enthalpie libre d'interaction entre les deux éléments Ho et Sn dans le liquide d'ordre 0.

G_{HoSn}^{HoSnq} : est l'enthalpie libre de formation des composés définis par rapport à l'état de référence S.E.R.

Le tableau 2 permet de comparer les compositions et les températures des différents équilibres entre phases et montre un bon accord entre nos calculs et les données de Bulanova et al. [3].

Les enthalpies de formations calculées sont en bon accord avec les mesures expérimentales réalisées par différents auteurs comme le montrent le tableau 3 et la figure 3.

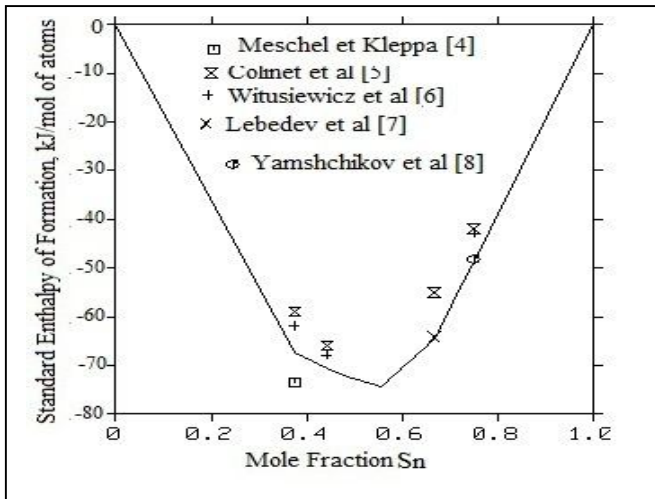


Fig.3 : Enthalpies de formation des composés définis calculées et comparées avec les mesures expérimentales des différents auteurs.

Tableau 2 : Les équilibres Invariants dans le système Ho-Sn

L'équilibre	Valeurs introduites [3]		Ce travail	
	T (K)	x(Sn) at%.	T (K)	x(Sn) at%.
Liq ↔ βSn+HoSn ₃	502	0.999	505	1
Liq+HoSn ₃ ↔ Ho ₂ Sn ₅	693	0.995	688	0.984
Liq+Ho ₂ Sn ₅ ↔ HoSn ₂	782	0.992	785	0.95
Liq+HoSn ₂ ↔ Ho ₄ Sn ₅	1387	0.70	1384	0.67
Liq+Ho ₄ Sn ₅ ↔ Sn ₁₀ Ho ₁₁	1417	0.66	1425	0.65
Liq+Sn ₁₀ Ho ₁₁ ↔ Ho ₅ Sn ₄	1865	0.49	1865	0.53
Liq+ Ho ₅ Sn ₄ ↔ Ho ₅ Sn ₃	1993	0.46	1992	0.47
Liq ↔ Ho ₅ Sn ₃	2188	-	2183	-
Liq ↔ Ho +Ho ₅ Sn ₃	1525	0.13	1525	0.12

Conclusion

La modélisation numérique du système Ho-Sn a abouti aux résultats suivants :

- Nous notons un accord satisfaisant entre le diagramme expérimental et celui issu de nos calculs.
- Les valeurs des enthalpies de formation des composés intermétalliques calculées sont en bon accord avec ceux mesurées expérimentalement.

Tableau 3 : Les enthalpies de formation des phases intermétalliques calculées et comparées à celles mesurées par les différents auteurs.

Phase	$\Delta_f H$ (KJ/mole -atome)	Méthode	Référence
Ho ₅ Sn ₃	-73.5±2.3	Calorimétrie	[4]
	-59	Estimation	[5]
	-62±5	Estimation	[6]
	-67.44	Modélisation	Ce travail
Ho ₅ Sn ₄	-68±6	Estimation	[6]
	-66	Estimation	[5]
	-70.56	Modélisation	Ce travail
HoSn ₂	-64.3±0.9	EMF	[7]
	-55	Estimation	[5]
	-64.62	Modélisation	Ce travail
HoSn ₃	-48.23±0.65	EMF	[8,9]
	-42	Estimation	[5]
	-43±6	Estimation	[6]
	-48.39	Modélisation	Ce travail
Ho ₂ Sn ₅	-55.40	Modélisation	Ce travail
Ho ₄ Sn ₅	-74.42	Modélisation	Ce travail
Ho ₁₁ Sn ₁₀	-72.11	Modélisation	Ce travail

Références

- [1] L. Kaufman and H. Bernstein, Computer Calculations of Phase Diagrams, Academic Press, New-York, NY, (1970).
- [2] B. Sundman, J-O. Andersson, Calphad 9, 153,1985.
- [3] M. Bulanova, V. Eremenko, V. Petjukh, and V. Sidorko. Journal of Phase Equilibria and Diffusion 19, 136-141. 1998
- [4] S.V. Meschel and O.J. Kleppa, J. Alloys Compd, 238, 180-186, 1996.
- [5] C. Colinet, A. Pasturel, A. Percheron-Guegan, and J.C. Achard, J. Less-Common Met, 102,167-177, 1984.
- [6] V.T. Witusiewicz, V.R. Sidorko, and M.V. Bulanova, J. Alloys Compd., 248, 233-241, 1997.
- [7] V.A. Lebedev, Y.I. Kober, and L.E Yamshchikov, Thermochemistry of Alloys of Rare Earth and Actinoid Elements, Tchelyabinsk, Metallurgia, 1989.
- [8] L.F. Yamshchikov, V.A. Lebedev, S.R Raspopin, and P.A. Arhipov,. Metall., 4, 83-86, 1984.
- [9] A.T. Dinsdale, SGTE data for pure elements. Calphad 15, 317, 1991.
- [10] O. Redlich, A. Kister, Ind. Eng. Chem 40, 345, 1948.

DETECTION OF BIFURCATION POINTS ON BRANCH SOLUTIONS FOR NONLINEAR POISSON PROBLEMS

A. TRI[†], H. ZAHROUNI^{†*}, AND M. POTIER FERRY^{†*}

[†] Laboratoire de Mécanique, Faculté des Sciences Ain Chok Université Hassan II, Casablanca, Morocco

{jaliltri@yahoo.fr}

^{†*} Laboratoire d'Étude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux, LEM3, CNRS UMR 7239, Université de Lorraine – Metz, Ile du Saulcy, 57045 Metz, France

{hamid.zahrouni, michel.potier-ferry}@univ-lorraine.fr

Abstract: We propose a new algorithm based on the combination of the Asymptotic Numerical Method (ANM) and a meshless method to detect bifurcation points on a branch solutions governed by the nonlinear Poisson equations.

Résumé : On propose un nouvel algorithme basé sur la combinaison de la Méthode Asymptotique Numérique (MAN) et d'une méthode sans maillage pour détecter des points de bifurcation sur une branche de solution régie par les équations de Poisson nonlinéaire.

Key words: Nonlinear Poisson problem, Asymptotic Numerical Method, Meshless Methods, Method of fundamental solution, Method of particular solution, Bifurcation indicator, Padé approximants.

INTRODUCTION

In this paper, three methods will be applied to find bifurcation points, each of them being associated with Asymptotic Numerical Method (ANM). This method consists in the association of Taylor series expansions and a spatial discretization method. It has been successfully applied in nonlinear solid and in fluid mechanics [1-4]. An advantage of this method is an adaptive step length that is related to the convergence radius of the series. The first method to find bifurcation is based on geometrical accumulation of these steps because it has been established that the radius of convergence is strongly connected to the distance from the starting point to bifurcation point [5]. From the Taylor series, an improved representation of the solution path can be build in the form of rational fraction, called Padé approximants [2]. It has been proved that the denominator of this fraction vanishes at the nearest bifurcation point. This is the second technique used in this paper to detect bifurcation points [6]. The third method is to compute a scalar bifurcation indicator along the nonlinear solution branches. It is a measure of the tangent stiffness that has been introduced by Boutyour in solid mechanics [3] and by Tri in fluid mechanics [4]. The originality of this work consists in associating the bifurcation indicators and a meshless technique. Here, we are particularly interested in the so called MFS-MPS (Method of Fundamental Solutions-Method of Particular Solution) for the simplicity of its numerical implementation and for robustness to solve

partial differential equations with variables coefficients [7-10].

2. POSITION OF THE PROBLEM

To show the efficiency of the proposed method, we applied it to the following nonlinear eigenvalue problem (1) on square domain $\Omega = [0,1][0,1]$ where the bifurcation points and the eigenmodes are known analytically.

$$\begin{cases} \Delta u + u^2 - \lambda u = \lambda f & \text{in } \Omega \\ u = 0 & \text{over } \partial\Omega \end{cases} \quad (1)$$

To introduce the bifurcation indicator, the primary solution is perturbed by the fluctuation δu . Let us denote the new solution by

$$v = u + \delta u \quad (2)$$

Inserting this expression (2) into equations (1) and neglecting second-order terms in δu , we obtain the following new problem:

$$\begin{cases} L_t(\delta u) = \Delta \delta u + 2u \delta u - \lambda \delta u = \mu f_\mu & \text{in } \Omega \\ \delta u = 0 & \text{over } \partial\Omega \end{cases} \quad (3)$$

Where L_t is a tangent linear operator, f and f_μ are given functions and μ is the bifurcation indicator. All the unknowns $(u, \lambda, \delta u, \mu)$ are searched in the form of a truncated Taylor expansion from a known solution $(u_0, \lambda_0, \delta u_0, 1)$,

$$\begin{aligned} (u(a), \lambda(a), \delta u(a), \mu(a)) = \\ (\delta u_0, 1) + \sum_{i=1}^p a^i (u_i, \lambda_i, \delta u_i, \mu_i) \end{aligned} \quad (4)$$

Where p is a truncation order of the series and 'a' is a control parameter. The resulting linear problems are discretized by MFS-MPS method with the use of multiquadric radial basis functions.

THE MFS-MPS METHOD

In this section, we propose to solve the resulting linear problems by using MFS-MPS method. These problems can be set in a generic form as follows:

$$\begin{cases} \Delta(u) + \gamma(x, y) u = f(x, y) & \text{in } \Omega \\ u = g(x, y) & \text{over } \partial\Omega \end{cases} \quad (5)$$

Since the general differential operators have non constant coefficients, the fundamental solution is not available. This boundary value problem can be converted into a standard Poisson-type equation using the analog equation method [10]. In this purpose, the Laplacian is kept on the left hand side and all the other terms are moved to the right hand side and are treated as forcing terms. In this way, equation (5) is rearranged into Poisson's equation; i.e.,

$$\begin{cases} \Delta(u) = -\gamma(x, y) u + f(x, y) = h(x, y, u) & \text{in } \Omega \\ u = g(x, y) & \text{over } \partial\Omega \end{cases} \quad (6)$$

which can be easily solved by the well known MFS-MPS method. Here, we briefly introduce the one-stage technique of the newly developed MFS-MPS. This method is based on the idea that the solution can be written as the sum of a particular solution and the general solution of the homogeneous equation. Hence we assume that the approximate solution of (5) can be written in the following form:

$$u(x, y) \approx \hat{u}(x, y) = \sum_{i=1}^{N_t} b_i v(r_i) + \sum_{i=1}^{N_b} c_i G(\rho_i) \quad (7)$$

where $v(r)$ represents a particular solution of the Laplace operator defined by

$$\Delta v(r) = \phi(r) \quad (8)$$

The known function ϕ combines radial basis functions which approximate the right hand side of (6a) as follows

$$h(x, y, u) = \sum_{i=1}^{N_t} b_i \phi(r_i) \quad (9)$$

where $r_i = \|(x, y) - (x_i, y_i)\|$, $(x_i, y_i)_{i=1, \dots, N_t}$ are called trial points in the domain Ω . Note that, $\{b_i\}_{i=1}^{N_t}$ are the unknown coefficients to be determined. Note also that

$$G(\rho) = -\frac{1}{2\pi} \log(\rho) \quad (10)$$

is the fundamental solution of the Laplace operator for the 2D problem characterised by

$$\Delta G(\rho) = 0 \quad (11)$$

where, $\rho_i = \|(x, y) - (x_{s_i}, y_{s_i})\|$, $(x_{s_i}, y_{s_i})_{i=1, \dots, N_b}$ are the source points that are to be chosen on a curve Γ outside the domain that is sometimes called fictitious boundary or virtual boundary. Within the classical versions of the MFS the two terms of (7) can be computed separately: the particular solution permits to balance the right hand side of the domain equation (6a) and next the fundamental solutions are defined in such a way that they balance the boundary data. Instead of finding the particular solution and homogeneous solution separately, we intend to obtain the undetermined coefficients $\{b_i\}_{i=1}^{N_t}$ and $\{c_i\}_{i=1}^{N_b}$ simultaneously. Using RBFs approximation and introducing (7) into (6), we obtain,

$$\sum_{i=1}^{N_t} b_i \Psi(r_i) + \sum_{i=1}^{N_b} c_i \Theta(\rho_i) = f(x, y) \quad (x, y) \in \Omega \quad (12)$$

Where

$$\Psi(r_i) = \Delta v(r_i) + \gamma v(r_i) = \phi(r_i) + \gamma v(r_i) \quad (13)$$

and

$$\Theta(\rho_i) = \Delta G(\rho_i) + \gamma G(\rho_i) = \gamma G(\rho_i) \quad (14)$$

The boundary condition (6b) becomes

$$\sum_{i=1}^{N_t} b_i v(r_i) + \sum_{i=1}^{N_b} c_i G(\rho_i) = g(x, y) \quad \text{over } \partial\Omega \quad (15)$$

Functions $\Psi(r)$ and $\Theta(\rho)$ are completely known. For the implementation, one chooses N_t interior points in Ω and N_b boundary points over $\partial\Omega$ and the same source points on the

fictitious boundary Γ . By collocation, equations (12-15) lead to the following $(N_t + N_b) \times (N_t + N_b)$ system of equations:

$$\begin{bmatrix} \Psi(r_{ij}) & \Theta(\rho_{ij}) \\ v(r_{ij}) & G(\rho_{ij}) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} b \\ c \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f \\ g \end{Bmatrix} \quad (16)$$

Once the coefficients $\{b_i\}_{i=1}^{N_t}$ and $\{c_i\}_{i=1}^{N_b}$ are determined by solving (16), the approximate solution u can be obtained from (7).

Effectiveness and accuracy of the interpolation depend on the choice of the approximating functions ϕ . Global interpolation functions, such as Lagrange polynomials, Fourier sine and cosine series, RBFs of polynomial type and thin plate spline (TPS), multiquadric (MQ) functions may be used for this purpose [8, 9]. In this paper, the functions ϕ in equation (8) are selected to be multiquadric RBFs with respect to a Euclidian distance r ,

$$\phi(r) = \sqrt{\alpha^2 + r^2} \quad (17)$$

Where α is prescribed parameter. Next the use of equations (8) and (17) give the approximating particular solutions $v(r)$ by

$$v(r) = \frac{1}{\alpha} (4\alpha^2 + r^2) \sqrt{\alpha^2 + r^2} - \frac{\pi^2}{8} \log(\alpha + \sqrt{\alpha^2 + r^2}) \quad (18)$$

for 2D problems.

RESULTS AND DISCUSSION

In this example, 9 points were chosen inside the square and 16 points on the boundary $\partial\Omega$ and the same number of source points are uniformly distributed on the fictitious circle of radius $R=4$ and centred at the origin. For this example, the bifurcation points λ_{bif} and the eigenmodes u_{bif} are known analytically:

$$\begin{cases} \lambda_{bif} = (m^2 + n^2)\pi^2 \\ u_{bif} = \sin(m\pi x) \sin(n\pi y) \end{cases} \quad (19)$$

where m and n are integer numbers. Here, we are interested in the first bifurcation which is given for $m = 1$ and $n = 1$. The right hand side term λ_{bif} of (1) plays the role of numerical default and allows automatically following bifurcated branches. To be very close the bifurcation point, the parameter ξ must be very small and it is taken here equal to 10^{-6} .

To illustrate this idea, the variable u measured at the location $(x = 0.5, y = 0.5)$ is plotted versus the parameter λ in figure 1. In this figure, step accumulation is observed for λ close to 19.79 (each step in the continuation procedure is represented by a circle or square symbol on the curves). After this step accumulation, the numerical solution switches to a bifurcated branch instead of staying on the primary solution which indicates geometrically the first bifurcation point.

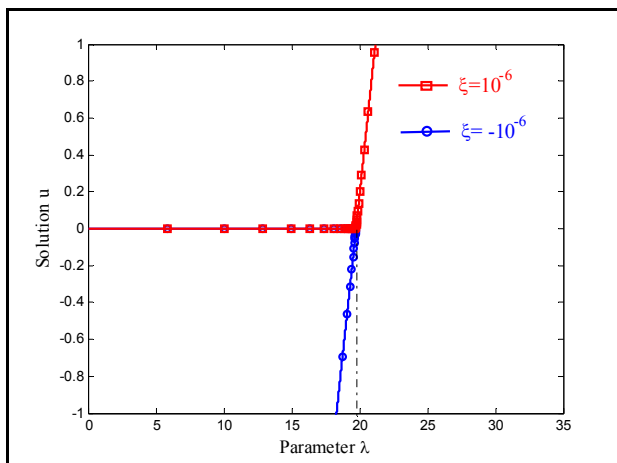


Fig. 1: Solution branches by ANM-MFS-MPS

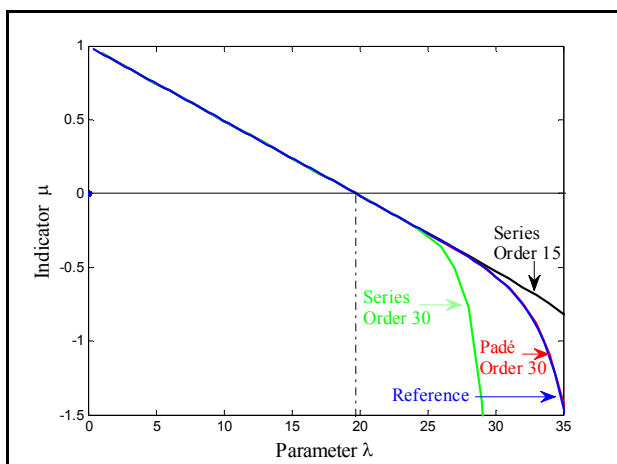


Fig. 2: Indicator μ versus λ by ANM-

Figure 2 shows the evolution of the indicator versus the parameter λ using the polynomial expansion with the two truncation orders 10 and 30, Padé approximants with order 20 and the direct computation which is considered as the reference curve. This indicator is null for $\lambda = 19.79$. The same value of the first bifurcation has been recovered from the first real root of the denominator of the Padé approximants. These estimates of the critical point coincide with the exact analytical value. In other words, the third methods give the same result as the analytical solution. This result confirms the effectiveness of our algorithms in computing bifurcation points. Similar results were obtained by applying this algorithm to other examples and for different geometries.

CONCLUSION

We have presented a new meshless method for the localization of the critical points on the branch solution for the nonlinear Poisson problem by introducing a bifurcation indicator which is well adapted to the ANM framework. The bifurcation points consist in determining where this indicator becomes null along the nonlinear solution branches. This bifurcation point has been detected by three

methods: geometrical indicator, Padé Approximants and analytical bifurcation indicator. The numerical examples show the efficiency of the proposed method.

This method can be extended to the problems of multiple bifurcations and other nonlinear problem in structural and fluid mechanics.

REFERENCES

- Damil N., Potier-Ferry M, A new method to computed bifurcations: application to the buckling of imperfect elastic structures. *International Journal of Engineering Sciences*, 28 (1990) 934-957.
- Cochelin B, A path-following technique via an asymptotic-numerical method, *Computers and Structures* 53-5 (1994) 1181-1192.
- Boutyour E.H, Méthode Asymptotique Numérique pour le calcul de bifurcations: application aux structures élastiques, Ph.D. Thesis, Université de Metz, France (1994).
- Tri A., Cochelin B., Potier-Ferry M., Résolution des équations de Navier Stokes et détection des bifurcations stationnaires par une méthode asymptotique numérique, *Revue européenne des éléments finis*, 5 (1996) 415-442.
- Baguet S., Cochelin B, On the behaviour of the ANM continuation in the presence of bifurcations, *Communication in Numerical Methods in Engineering*. 19 (2003) 459-471.
- Boutyour E.H., Zahrouni H., Potier-Ferry M., Boudi M., Bifurcation points and bifurcated branches by an asymptotic numerical method and Padé approximants, *International Journal of Numerical Methods in Engineering* 60 (2004) 1987-2012.
- Tri A., Zahrouni H., Potier-Ferry M., Perturbation technique and method of fundamental solution to solve nonlinear Poisson problems, *Engineering Analysis with Boundary Elements* 35 (2011) 273-278.
- Golberg M.A., The method of fundamental solutions for Poisson's equation, *Engineering Analysis with Boundary Elements*, Volume 16, Issue 3, October 1995, 205-213.
- Yao G., Tsai C.H., Chen W., The comparison of three meshless methods us in gradial basis functions for solving fourth-order partial differential equations *Engineering Analysis with Boundary Elements* 34 (2010) 625-631
- Wang H., Q.H. Qin, A meshless method for generalized Linear or nonlinear Poisson-type problems *Engineering Analysis with Boundary Elements* 30 (2006) 515-521

IDENTIFICATION DES PARAMETRES THERMOPHYSIQUES D'UN CAPTEUR SOLAIRE PHOTOVOLTAÏQUE PAR LA METHODE DES ELEMENTS FINIS

N. BOULFAF ⁽¹⁾, J. CHAOUFI ⁽²⁾, C. VALLEE ⁽³⁾, J.-C. DUPRE ⁽⁴⁾, K. ATCHONOUGLO ⁽⁵⁾, A. ELORF ⁽⁶⁾, E. ARJDAL ⁽⁷⁾, A. GHAFIRI ⁽⁸⁾, H. FATMAOUI ⁽⁹⁾, A. GERMANEAU ⁽¹⁰⁾.

⁽¹⁾ Laboratoire d'Electronique de Traitement du signal et de Modélisation Physique, Département de physique, Université Ibn Zohr, 80000 Agadir, Maroc.

⁽²⁾ Institut P' UPR, Université de Poitiers, 3346 CNRS Poitiers, France.

naimaboulfaf@gmail.com

Introduction

Les capteurs solaires photovoltaïques présentent des problématiques intéressantes qui nécessitent une prise en charge. Parmi ces préoccupations, nous pouvons citer les problèmes d'augmentation de la température des cellules solaires. L'objectif de notre travail est d'étudier théoriquement et numériquement le comportement thermique d'un capteur solaire photovoltaïque soumis à un flux solaire, à travers la détermination du champ de température dans ses différentes couches, en réalisant un programme de calcul numérique du champ de température dans le cas tridimensionnel. Notre démarche est basée sur la méthode des éléments finis. La simulation numérique à l'aide du logiciel CASTEM va nous permettre d'étudier numériquement l'influence des différents paramètres sur la température du capteur.

Position du problème

Dans le but de déterminer le champ de température dans un capteur solaire photovoltaïque, considérons un capteur photovoltaïque homogène isotrope d'épaisseur e , de longueur L et de largeur H . La répartition de température dans ce capteur est évaluée en 3D pour la fonction température $T(x, y, z)$. Ce capteur est composé de trois couches : la première est une couche de verre en face exposée au rayonnement incident, la deuxième couche qui contient les cellules photovoltaïques et la troisième couche protectrice, le tedlar.

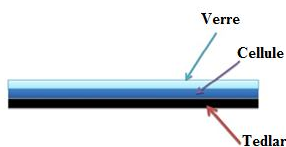


Figure 2.1 : Vue des trois couches du capteur solaire photovoltaïque

Cadre théorique et mise en équation du problème

On cherche à résoudre pour chaque couche l'équation de la conduction suivante [1] [2] :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\vec{\lambda} \text{grad} T) \quad (1)$$

Formulation forte

Soient ρ , c et les composantes de $\vec{\lambda}$ des constantes positives données, représentant respectivement la densité volumique, la chaleur spécifique massique et les composantes de tenseur conductivité thermique. La détermination de la distribution de température dans la vitre, la cellule et tedlar au point M de coordonnées (x, y, z) et à l'instant t revient à résoudre le système d'équations (1) associée aux conditions aux limites de chaque couche :

La première couche : La vitre

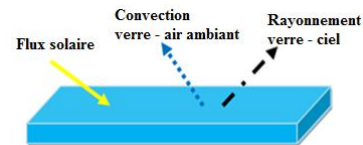


Figure 3.1 : Schéma représentant les conditions aux limites au niveau de la vitre; face avant.

Les conditions aux limites sont :

$$-\lambda_c \overrightarrow{\text{grad}} T_c \cdot \vec{n} = - \left(\lambda_{v11} \frac{\partial T_v}{\partial x} + \lambda_{v22} \frac{\partial T_v}{\partial y} + \lambda_{v33} \frac{\partial T_v}{\partial z} \right)_{z=e_v} = \alpha_v G - h_{v-a} (T_v - T_a) - \sigma \varepsilon_v (T_v^4 - T_a^4)$$

Sur S_1 (la face supérieure)

$$\varphi = \alpha_v \tau_v G$$

Sur S_2 (la face inférieure)

Le flux est nul sur les faces latérales

α_v Est l'absorption du verre, τ_v transmission du verre, G l'ensoleillement, h_{v-a} coefficient d'échange thermique entre verre – air ambiant, σ constante de Stefan, ε_v émissivité du verre et T_a la température ambiante.

Et la condition initiale : $T_v = (x, y, z, 0) = T_{v0}(x, y, z)$

La deuxième couche : Cellule photovoltaïque

$$\varphi = \alpha_{cel} \tau_v G$$

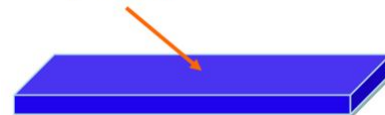


Figure 3.2 : Schéma représentant les conditions aux limites au niveau de la cellule.

Les conditions aux limites sont :

$$-\lambda_c \overrightarrow{\text{grad}} T_c \cdot \vec{n} = - \left(\lambda_{c11} \frac{\partial T_c}{\partial x} + \lambda_{c22} \frac{\partial T_c}{\partial y} + \lambda_{c33} \frac{\partial T_c}{\partial z} \right)_{z=e_{cel}} = \alpha_{cel} \tau_v G$$

Sur S_1 (face supérieure)

Le flux est nul sur les faces latérales.

α_{cel} Coefficient d'absorption de la cellule.

Et la condition initiale : $T_c = (x, y, z, 0) = T_{c0}(x, y, z)$

La troisième couche : Tedlar

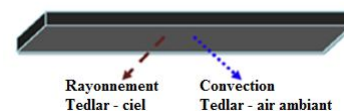


Figure 3.3 : Schéma représentant les conditions aux limites au niveau du tedlar.

Les conditions aux limites sont :

$$-\lambda_{ted} \overrightarrow{\text{grad}} T_{ted} \cdot \vec{n} = - \left(\lambda_{ted11} \frac{\partial T_{ted}}{\partial x} + \lambda_{ted22} \frac{\partial T_{ted}}{\partial y} + \lambda_{ted33} \frac{\partial T_{ted}}{\partial z} \right)_{z=e_{ted}} = -h_{ted-a} (T_{ted} - T_a) - \sigma \varepsilon_{ted} (T_{ted}^4 - T_a^4)$$

Sur S_2 (face inférieure)

Le flux est nul sur les faces latérales.

ε_{ted} Emissivité du tedlar, h_{ted-a} coefficient d'échange thermique tedlar – air ambiant.

Et la condition initiale : $T_{ied} = (x, y, z, 0) = T_{ied0}(x, y, z)$

Formulation faible

Dans le cadre de la résolution du problème, on peut y procéder en multipliant l'équation de conduction de la chaleur par une fonction test régulière T^* et en la transformant en une forme intégrale.

Trouver la température $T(x, y, z, t)$ tel que :

Vitre

$$W(T_v, T_v^*) = \int_V \rho_v c_v T_v^* \left(\frac{\partial T_v}{\partial t} \right) dV - \int_{S_1} T_v^* (\alpha_v G - h(T_v - T_a) - \varepsilon_v \sigma (T_v^4 - T_{ciel}^4)) dS - \int_{S_2} T_v^* \alpha_v \tau_v G dS + \int_V \overline{grad T_v^*} \cdot (\overline{\lambda grad T_v}) dV = 0$$

Cellule photovoltaïque

$$W(T_c, T_c^*) = \int_V \rho_c c_c T_c^* \left(\frac{\partial T_c}{\partial t} \right) dV - \int_{S_1} T_c^* (\alpha_c \tau_c G) dS + \int_V \overline{grad T_c^*} \cdot (\overline{\lambda_c grad T_c}) dV = 0$$

Tedlar

$$W(T_t, T_t^*) = \int_V \rho_t c_t T_t^* \left(\frac{\partial T_t}{\partial t} \right) dV - \int_{S_2} T_t^* (-h(T_t - T_a) - \varepsilon_t \sigma (T_t^4 - T_{ciel}^4)) dS + \int_V \overline{grad T_t^*} \cdot (\overline{\lambda grad T_t}) dV = 0$$

Résolution du problème par la méthode des éléments finis

a. Technique des éléments finis

Le but de la méthode des éléments finis est de chercher le champ de température $T(x, y, z, t)$ en tout point de coordonnées (x, y, z) à chaque instant t. Nous allons montrer comment le problème se réduit à un système différentiel ordinaire en t.

Pour ce faire, procédons à la discrétisation du domaine V en N^e sous domaines V^e appelés éléments. La géométrie de ces éléments est cubique à huit nœuds. Le nombre total de nœuds est N , alors que le nombre total d'éléments est Nt [3] [4].

b. Représentation élémentaire (locale) du champ de température

La solution approchée cherchée est la fonction température de la forme [4] :

$$T^e(x, y, z, t) = \sum_{i=1}^8 T_i^e(t) N_i^e(x, y, z)$$

Les fonctions $N_i^e(x, y, z)$ sont les fonctions d'interpolation élémentaires.

Telle que les fonctions d'interpolation :

$$N_i^e(x_j, y_j, z_j) = \begin{cases} 1 & \text{Si } i=j \\ 0 & \text{Si non} \end{cases}$$

Après calcul et simplification on obtient au niveau de l'élément le résidu pondéré :

$$W(T^e, T^{*e}) = \{T^{*e}\}^T ([C^e] \{T^e\} + [K^e] \{T^e\} - \{f^e\})$$

$\{T^e\}$ est le vecteur des températures élémentaires nodales

Vitre

$$[C^e] = \rho_v c_v \int_{V^e} [N^e]^T [N^e] dV^e$$

$$[K^e] = \left[\int_{V^e} [B^e]^T [\lambda_v] [B^e] dV^e + \int_{S_1^e} [N^e]^T h_{v-a} [N^e] dS^e \right]$$

$$[f^e] = \left[\int_{S_1^e} [N^e]^T (\alpha_v G - \varepsilon_v \sigma (T_v^4 - T_{ciel}^4) + h_{v-a} T_a) dS^e + \int_{S_2^e} [N^e]^T \alpha_v \tau_v G dS^e \right]$$

Cellule PV

$$[C^e] = \rho_c c_c \int_{V^e} [N^e]^T [N^e] dV^e : \text{La matrice élémentaire de capacité thermique (JK)}.$$

$$[K^e] = \left[\int_{V^e} [B^e]^T [\lambda_c] [B^e] dV^e \right] : \text{La matrice élémentaire de conductivité thermique (W/K)}.$$

$$[f^e] = \left[\int_{S_1^e} [N^e]^T (\alpha_c \tau_c G) dS^e \right] : \text{Le vecteur des flux élémentaires nodaux (W)}.$$

Tedlar

$$[C^e] = \rho_t c_t \int_{V^e} [N^e]^T [N^e] dV^e$$

$$[K^e] = \left[\int_{V^e} [B^e]^T [\lambda_t] [B^e] dV^e + \int_{S_2^e} [N^e]^T h_{v-a} [N^e] dS^e \right]$$

$$[f^e] = \left[\int_{S_2^e} [N^e]^T (-\varepsilon_t \sigma (T_t^4 - T_{ciel}^4) + h_{v-a} T_a) dS^e \right]$$

Représentation globale

Grâce à l'assemblage des quantités élémentaires, on peut écrire sous forme matricielle le système différentiel du premier ordre obtenu de la discrétisation spatiale :

$$[C] \{\dot{T}\} + [K] \{T\} = \{F\}$$

Avec :

$\{\dot{T}\}$: Le vecteur global dérivé temporelle du vecteur température T,

$[C]$: La matrice globale de capacité, appelée aussi matrice d'amortissement,

$[K]$: La matrice globale de conductivité, encore appelée matrice de raideur,

$\{F\}$: Le vecteur global flux résultant des conditions aux limites.

Résolution numérique

Description du domaine d'étude

La géométrie étudiée est un parallélépipède constitué d'une plaque de verre, cellule solaire et le tedlar. Elle a comme dimension : Longueur 1.5 m, largeur 0.6 m et épaisseur 0.0569 m [5]. Les propriétés physiques des différentes couches :

Tableau4.1 : Les propriétés thermophysiques [5].

Champ de température dans le module PV

Dans le calcul nous avons adopté un maillage, dans le quel on a choisit des éléments cubique à 8 nœuds. Il est essentiel

Matériaux	Vitre	Cellule (silicium)	Tedlar
Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	1.2	149	0.36
Absorption α	0.05	0.9	-
Emissivité ε	0.05	-	0.05
Transmission τ	0.9	0.9	-

de souligner que pour notre modèle, la résolution du problème s'opérera en régime permanent et que les pertes par rayonnement seront négligé comme hypothèse.

a. La distribution du champ de température dans Le module PV :

La figure 4.2 représente la distribution de la température dans le capteur photovoltaïque lorsque $T_a=25^\circ\text{C}$ et $G=1000\text{W/m}^2$.

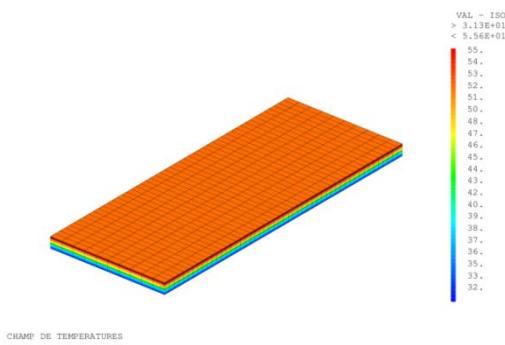


Figure 4.2 : Champ de température dans le capteur photovoltaïque.

On constate que la température dans la couche de silicium est plus élevée que la température dans la face arrière représentée par le tedlar et dans la face avant représentée par le verre ceci peut être expliqué par le fait que le module photovoltaïque joue le rôle d'un générateur thermique qui convertit le rayonnement solaire reçu en électricité et en chaleur. L'ordre de grandeur des températures est de l'ordre de 55 °C au niveau de la cellule.

b. Evolution de la température dans le capteur

En première étape, nous fixons la température ambiante et on fait varier le flux. Puis en deuxième étape nous fixons le flux et on fait varier la température ambiante. On cherche l'évolution spatiale de la température dans le capteur solaire PV.

Etape1 : T_a fixe et G (en W/m^2) variable.

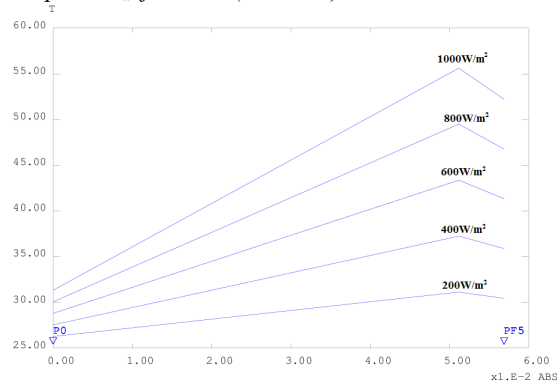


Figure 4.3 : Evolution de la température en fonction de l'abscisse x à $T_a=25^\circ\text{C}$.

Les résultats montrent un niveau de température élevée du capteur lorsque la température ambiante est élevée et l'inverse si T_a est basse.

Discussion et Conclusion

Ce travail nous a permis de réaliser la cartographique du capteur photovoltaïque et d'étudier l'influence de l'augmentation de la température ambiante et l'évolution de l'irradiation solaire sur la température du capteur photovoltaïque. Ces résultats vont nous servir par la suite, comme base de travail pour aborder un problème plus général qui est celui d'un capteur hybride photovoltaïque thermique à eau et à air.

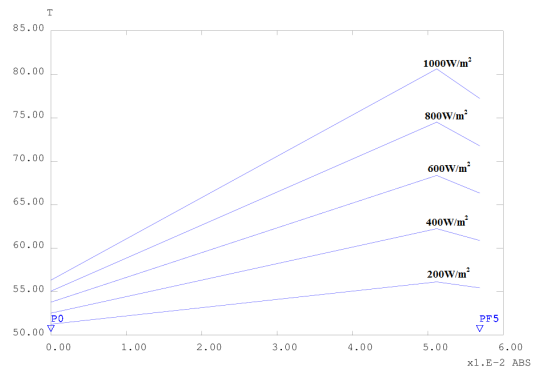


Figure 4.4 : Evolution de la température en fonction de l'abscisse x à $T_a=50^\circ\text{C}$.

Etape2 : G fixe et T_a variable.

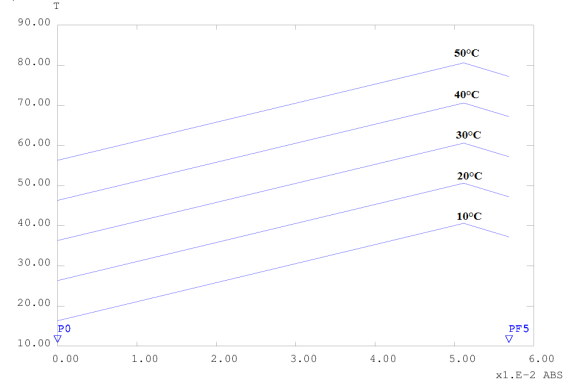


Figure 4.5 : Evolution de la température en fonction de l'abscisse x à $G=1000W/m^2$.

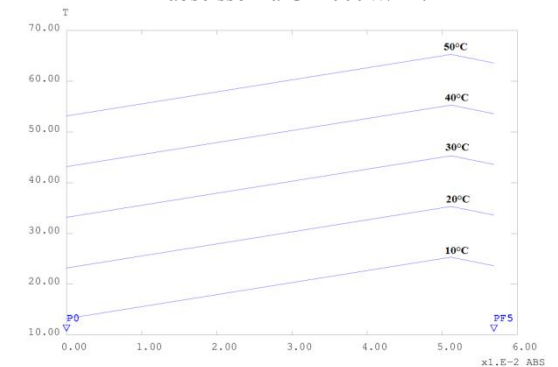


Figure 4.6 : Evolution de la température en fonction de l'abscisse x à $G=500W/m^2$.

Références bibliographiques

- [1] J.F. Sacadura: "Initiation aux transferts thermiques" Broché, 1978.
- [2] : Yves Debard, "Méthode des éléments finis : thermique, cours de Master Modélisation Numérique et Réalité Virtuelle", Université du Mans, 2011.
- [3] K.-J. Bathe "Finite element procedures in engineering analysis", Prentice Hall, 1996.
- [4] B.Aouragh, J.Chaoufi, H.Fatmaoui, J-C.Dupré, C.Vallée and K.Atchonouglo, "Simulation of thermo mechanical behavior of structures by the numerical resolution of direct problem, Applied Mecanics and Materials" vol. 61, 2011, pp 85-93.
- [5] : Dr. Yawovi NOUGBLEGA : "Rapport de stage post-doctoral", université de Poitiers, mai- juillet 2012.

INFLUENCE DU FERRAILLAGE SUR LE COMPORTEMENT DES VOILES EN BETON ARME

A. SOLTANI¹, O. BÉLAÏDI^{1*}, M. ALMANSBA^{1**}, N. E. HANNACHI¹

¹Laboratoire LAMOMS, Université Mouloud Mammeri Tizi-Ouzou, Faculté du Génie de la Construction, Département de Génie Civil – Algérie
s.aghiles@yahoo.com, *bel_ouar@yahoo.fr, **almansbm@ummto.dz, hannachina@yahoo.fr

Résumé : Dans ce travail, nous nous sommes intéressés au comportement de deux voiles en béton armé ferrillés selon deux méthodes différentes, la méthode des bandes, et la méthode classique de béton armé. Pour cela, nous avons utilisé une approche locale en modélisant les deux voiles en béton armé en 3-D sollicités sous chargement horizontal. Le modèle numérique utilisé pour la modélisation est le modèle en rupture fragile d'ABAQUS (Brittle Cracking "BC"). Les différents résultats obtenus sont discutés, ainsi qu'une comparaison entre les deux méthodes de ferrailage.

Mots-clés: Simulation, voiles en BA, ferrailage, endommagement, déplacements, contraintes, déformations

Abstract: In this work, we are interested in the behavior of two reinforced concrete walls (RC walls) scrapped by two different methods, the method of the band and the conventional method of reinforced concrete. To do this, we used a local approach by modeling two walls in 3-D. Both sails are solicited at the top by a horizontal force. The numerical model used for modeling is a model that exists in the ABAQUS software in Brittle Cracking (Brittle Cracking model "BC"). Different results are discussed, and a comparison between the two methods of reinforcement is made.

Key-words: Simulation, RC walls, reinforcement, damage, displacement, stress, strain.

1. INTRODUCTION

L'utilisation des refends ou voiles en béton armé pour la construction des structures dans les régions sismiques devient de plus en plus fréquente. Les structures en voiles en béton armé présentent particulièrement plusieurs avantages. Outre leur rôle porteur vis-à-vis des charges verticales, sont particulièrement efficaces pour assurer la résistance aux forces horizontales, reprenant la plus grande partie de l'effort sismique grâce à leur grande rigidité vis-à-vis des forces horizontales [1]. Ils permettent également de réduire considérablement les dommages sismiques des éléments non structuraux, dont la valeur dépasse généralement les deux tiers de celle de l'ensemble du bâtiment. Ils conditionnent le comportement des structures, et jouent un rôle primordial pour la sécurité par rapport à d'autres typologies de structures [2].

2. MÉTHODES DE FERRAILLAGES

Deux voiles courts ayant le même élancement (rapport géométrique de la hauteur sur la largeur (h/l)) ont été soumis à des simulations sur ABAQUS [3]. La géométrie et les dimensions des deux voiles étudiés sont représentées sur la figure 1. A l'en-tête, une masse dont les dimensions : 0.16 m d'épaisseur, 0.6m de largeur, et de 1.25 m de longueur est appliquée.

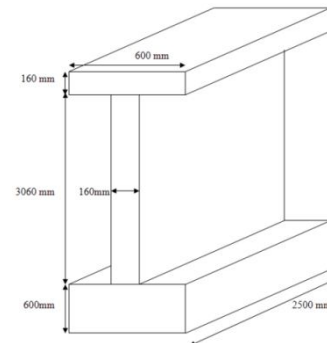


Fig.1 : Géométrie et dimensions du voile

Les deux voiles sont soumis à un même chargement déterminé selon les vérifications spécifiques du règlement parasismique algérien(RPA) [4]. La zone d'application du chargement horizontal est représentée sur la figure 2.

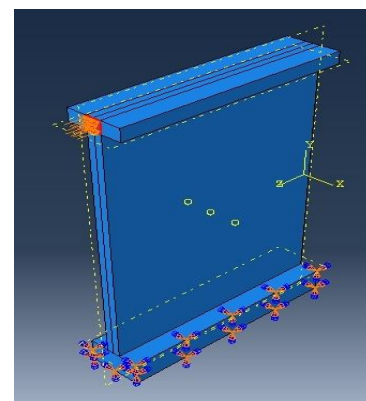


Fig.2 : Zone d'application du chargement horizontal

Nous avons opté pour deux modes de ferrailage, un ferrailage par la méthode des bandes [5], et un ferrailage par la méthode classique de béton armé [6].

2.1 Méthode des bandes

Le premier voile a été ferrillé avec la méthode des bandes tout en respectant les recommandations du règlement parasismique algérien (RPA) [4]. La méthode consiste à déterminer le diagramme des contraintes à partir des sollicitations les plus défavorables (N, M) pour des bandes de largeur d. Si les charges varient le long d'un mur, les calculs s'effectuent par bandes de mur en prenant pour effort normal N la valeur moyenne dans chaque bande considérée. La largeur d de chaque bande est alors choisie en sorte que :

$$d \leq \min \left(\frac{l}{2}; \frac{2}{3} l' \right) \quad (1)$$

Avec :

l: hauteur libre du voile

l':longueur de la zone soumise à des contraintes de compression.

N : effort normal.

M : moment de flexion.

Les données du problème sont données sur le tableau 1:

Tab.1 : Données du problème

(h/l)	M (t.m)	N(t)	l(m)	f_{c28} (MPa)
1.224)	47.62	17.48	3.06	20

Le premier voile a été ferrailé comme suit :
20 barres verticales en T6 réparties en deux nappes (les barres en blanc sur la figure 3).

8 barres verticales en T10 qui constituent les potelets d'extrémité (les barres en rouge sur la figure 3).

34 barres horizontales en T3 réparties en deux nappes avec un espacement de 20 cm (les barres en vert sur la figure 3).

34 cadres en T3 réparties sur le long des potelets (les barres en bleu sur la figure 3).

Le schéma de ferrailage est représenté sur les figures 3 et 4.

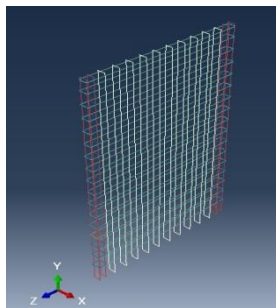


Fig.3 : Disposition des armatures

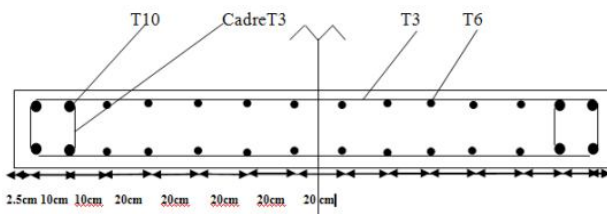


Fig.4 : Schéma de ferrailage du voile par la méthode des Bandes

2.2 Méthode classique de béton armé

Le deuxième voile a été ferrailé par la méthode classique du béton armé, en flexion composée, sous le même moment de flexion (M), et le même effort normal(N). En respectant également les recommandations du RPA. Le schéma de ferrailage du voile est représenté sur les figures 3 et 6.

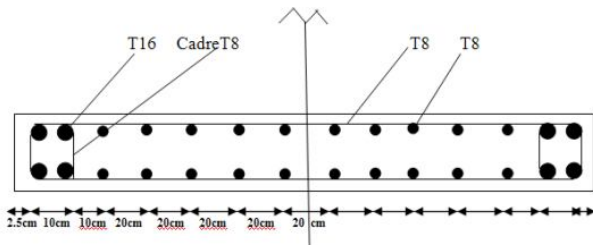


Fig.5 : Schéma de ferrailage du voile par la méthode classique du béton armé

On constate que le ferrailage obtenu par la méthode classique du béton armé est plus important que le ferrailage obtenu par la méthode des bandes.

3. MODÈLE ÉLÉMENTS FINIS

Pour notre simulation numérique nous avons utilisé un modèle existant dans ABAQUS, qui est le "Brittle Cracking" (BC). Avant de lancer les calculs sur ABAQUS, nous avons réalisé une étude de convergence du maillage afin d'obtenir des résultats qui approchent au mieux l'expérimental. Après étude, nous avons opté pour un maillage (48X68) avec des éléments explicites en hexaèdres (éléments d'Abaqus, composés de huit nœuds, ayant chacun six degré de liberté). Le modèle du "Brittle Cracking" est un modèle de fissuration fragile qui s'adapte à la modélisation du béton. Il est utilisé sur le logiciel ABAQUS, et fournit de bonnes capacités. Il est conçu pour les matériaux dans lesquels le comportement est dominé par le craquage à la traction. Il suppose que le comportement à la compression est toujours élastique linéaire.

4. RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

Les différents résultats du voile classique (CLASSIQUE BC) et du voile de la méthode des bandes (MB BC) sont représentés sur les figures ci-dessous.

4.1 Résultats en termes de Contraintes de von Mises dans le béton

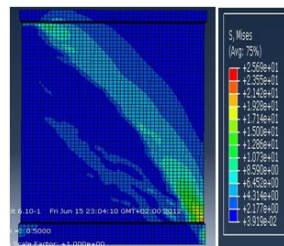


Fig.6: Méthode des bandes

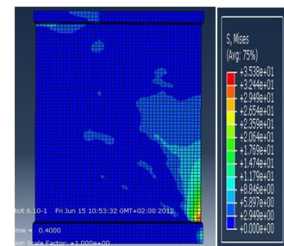


Fig.7: Méthode classique

4.2 Résultats en termes de déplacements dans les voiles

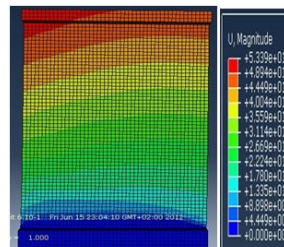


Fig. 8: Méthode des bandes

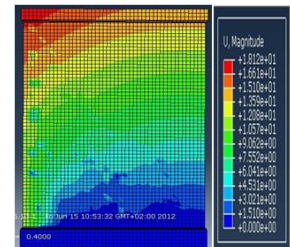


Fig.9: Méthode classique

Les résultats nous donnent une idée sur les zones d'initiation et de directions des fissures.

4.3 Etude d'un élément de la zone tendue

Cet élément nous permettra de mettre en évidence les effets de la traction. Pour notre étude nous avons un béton de classe de 20MPa, un module de Young de 32000MPa, et un coefficient de poisson de 0.18. Un acier qui détient une contrainte limite élastique de 400MPa, une contrainte limite plastique de 500MPa, un module de Young de 210000MPa, et un coefficient de poisson de 0.3. L'élément sélectionné est représenté sur la figure 10.

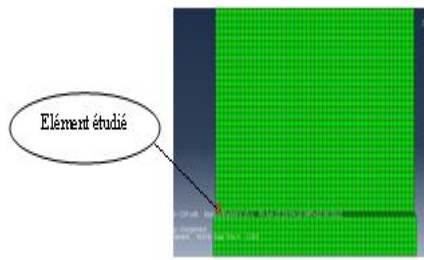


Fig.10 : Sélection d'un élément travaillant en traction

L'élément d'acier sélectionné, et qui coïncide avec celui du béton est représenté sur la figure 11.

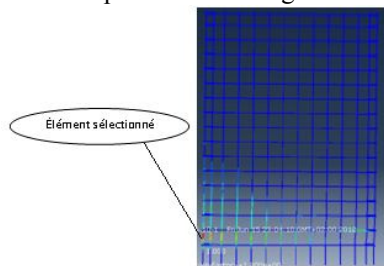


Fig.11 : Elément d'acier sélectionné

4.3.1 Interprétation des résultats dans le béton

4.3.1.1 Résultats en termes contraintes-déformations

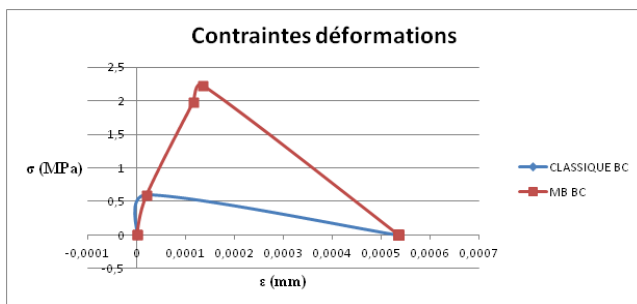


Fig.12 : Courbes contraintes-déformations

La figure 12, montre des états de contraintes élevés dans le voile de la méthode des bandes, et que le seuil de déformation atteint est le même pour les deux voiles.

4.3.1.2 Résultats en termes forces-déplacements

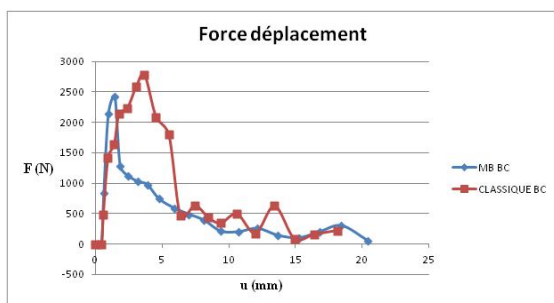


Fig.13 : Courbes forces-déplacements

Sur la figure 13, nous observons une force de réaction maximale à la base de 2700 N pour le voile classique qui chute, et permet un déplacement de 1.7cm à la tête. Pour son homologue, la force de réaction ne chute qu'à 2500 N, et le déplacement va jusqu'à 2.1 cm. Les courbes en zigzag témoignent de la propagation de la fissure de souche en souche, et du phénomène de transmission vers les armatures.

4.3.2 Interprétation des résultats dans les barres d'acier

4.3.2.1 Résultats en termes contraintes- déformations

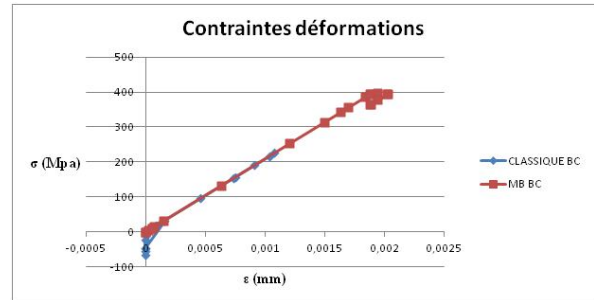


Fig.14 : Evolution des contraintes et déformations

Les déformations présentées dans les deux voiles avec le modèle sont infimes à cause de l'empêchement de ces dernières par une transmission des contraintes vers les aciers. On peut dire que le modèle évite les déformations du béton car il tient compte de sa fragilité.

Le modèle "Brittle Cracking" nous nous donne quasiment pas de déformations car il considère le béton comme étant élastique en compression, ce qui est loin d'être vrai.

5. CONCLUSION

Le modèle de calcul nous donne des résultats plus ou moins différents pour les deux méthodes de ferrailage. Mais dans l'objectif final, nous sommes parvenus à connaître la différence entre les deux méthodes, mais aussi à mettre en évidence l'influence du modèle sur les résultats. Il est donc utile de signaler que nous n'avons pas la totalité du chargement dans ce cas de modèle "Brittle Cracking", et ceci afin d'éviter le problème de convergence. Le choix des points lors des études locales est très déterminant.

On peut dire que le modèle évite les déformations du béton car il tient compte de sa fragilité. De là, on peut dire que la méthode du ferrailage classique offre de meilleures résistances aux voiles, ce qui leur procure un plus de stabilité vis-à-vis des séismes. De son côté, la méthode des bandes avec ses sections d'acier moins importantes, montre une supériorité en termes de contraintes, déformations, déplacements, dommages au niveau des voiles, ce qui augmente de leur vulnérabilité lors des séismes.

RÉFÉRENCES

- Davidovici V., *Rapport préliminaire, Ministère de l'Habitat, Séisme de Boumerdes – 21 mai 2003, République Algérienne Démocratique et Populaire, Juin 2003.*
- Penelis et Al., *Earthquake-resistant concrete structures, .London : Spon (Chapmen & Hall), 1997.*
- Abaqus version 6.11.1.
- RPA, *Règlement parasismiques algériens Document technique réglementaire D.T.R.-B.C.-2.48, 2003.*
- DTU 23-1-Parois et murs en béton banché, *CSTB, fév.1990.*
- B.A.E.L 91 révisé 99, *Règles techniques de conception et de calcul des ouvrages et constructions en béton armé suivant la méthode des états limites.*

MODELLING OF ELASTO-PLASTIC ELEMENT-FREE GALERKIN METHOD

E. BOUDAIA¹, L. BOUSSHINE²

¹Department of Mechanical Engineering, Faculty of Science and Technology, Mghrila, BP. 523, Beni Mellal, 23000, Morocco

boudelhassan@yahoo.fr

²Laboratory of Technologies of Constructions and the Industrial Systems ENSEM, BP.8118, Oasis, Casablanca, Morocco

Abstract: In this paper, we present a theoretical and numerical analysis of elasto-plastic problems based on the element-free Galerkin method (EFGM) and the numerical analysis. The study has been examined in planar stress analysis around the tip of a crack and in its opening mode of loading. In the EFGM, the implementation of the Moving Least Squares (MLS) approximation is used to obtain the approximation function and the transformation method is proposed to impose the essential boundary conditions. The discretized variational formulation for elasto-plastic materials obeying to the von Mises criterion is presented. To examine the validity of this technique, stress fields in a plate with a crack have been calculated.

Keywords: Elasto-plasticity, numerical analysis, EFGM, MLS, transformation method.

Introduction

The use of FEM in incremental plasticity is a common practice but it has its own limitations. In the last decade Belytschko et al. [1] introduced the EFG method to reduce some of the shortcomings of FEM in the solution of elastic field problems. The paper of Nayroles et al. [2] namely ‘‘Generalizing the FEM’’ was a close work prior to the former one and this work by itself seems to be inspired by another work which is in the area of moving least square (MLS) interpolants [3]. After introducing of the EFGM, this method has been used in a wide range of different subjects such as dynamic fracture [4, 5], crack growth [6, 7], elastic plates and shells [8], and non-elastic stress analysis [9].

The EFG Method has already been employed in elasto-plastic range by Barry and Saigal [9]. However, in their elasto-plastic endeavor, stress analysis around the crack tip has not been considered. The existence of singularities such as cracks, demand special trends to ensure the convergence of the numerical method. Moreover, coincidence of nonlinearity and singularity phenomena produce higher order difficulties for numerical solutions. It has to be mentioned that in the harsh nonlinear solution manner the value of most variables change in each level of iterative procedure.

Moving Least Squares Approximation

An excellent description of MLS is given by Lancaster and Salkauskas [3]. The MLS approximation $u^h(x)$ is defined in the domain Ω by

$$u^h(x) = \sum_{j=1}^{nb} p_j(x) a_j(x) = p^T(x) a(x) \quad (1)$$

where $p(x)$ is the basis function, nb is the number of terms in the basis function, and the coefficients $a_j(x)$ are also functions of x , which are obtained at any point x by minimizing a weighted discrete L_2 norm of:

$$J = \sum_{i=1}^m w(x-x_i) (p^T(x_i) a(x_i) - u_i)^2 \quad (2)$$

where u_i is the nodal value parameter of $u(x)$ at node x_i , and m is the number of nodes in the neighborhood of x for which the weight function $w_i(x) = w(x-x_i) \neq 0$. Many kinds of weight functions have been used in meshless methods. The quartic spline weight function is used in this paper,

$$w(r) = \begin{cases} 1 - 6r^2 + 8r^3 - 3r^4 & \text{for } 0 \leq r \leq 1, \\ 0 & \text{for } r > 1. \end{cases} \quad (3)$$

where $r = \|x_i - x\| / d_{\max}$ is the normalized radius and d_{\max} is the size of influence domain of point x_i .

Using the stationary condition for J with respect to $a(x)$, we can solve $a(x)$. And then, substituting it into Eq. (1), we have

$$u^h(x) = \sum_{i=1}^m \phi_i(x) u_i \quad (4)$$

where the MLS shape function $\phi_i(x)$ is defined by

$$\phi_i(x) = \sum_{j=1}^{nb} p_j(x) (A^{-1}(x) B(x))_{ji} \quad (5)$$

in the above equation, the matrices $A(x)$ (moment matrix) and $B(x)$ are given by

$$A_{jk} = \sum_{i=1}^m B_{ij} p_k(x_i), \quad B_{ij} = w_i(x) p_j(x_i) \quad (6)$$

The MLS shape functions given in Eq. (5) do not, in general, satisfy the Kronecker’s delta property, i.e., $\phi_i(x_j) \neq \delta_{ij}$. In order to overcome this difficulty, we use the transformation method whose the transformation matrix A is formed by establishing the relationship between the nodal value $u_j^h(x_k) \equiv \hat{u}_{jk}$ and the ‘‘generalized’’ displacement u_{ij} by

$$u_j^h(x) = \sum_{i=1}^m \phi_i(x) u_{ji} \quad (7)$$

$$u_{ji} = \sum_{k=1}^m A_{ki}^{-1} \hat{u}_{jk} \quad (8)$$

where $A_{ki} = \phi_i(x_k)$; by substituting Eq. (8) into Eq. (7), one can obtain

$$u_j^h(x) = \sum_{i=1}^m \sum_{k=1}^m \phi_i(x) A_{ki}^{-1} \hat{u}_{jk} \equiv \sum_{k=1}^m \bar{\phi}_k(x) \hat{u}_{jk} \quad (9)$$

where

$$\bar{\phi}_k(x) = \sum_{i=1}^m A_{ki}^{-1} \phi_i(x) \quad (10)$$

Note that

$$\bar{\phi}_k(x_j) = \sum_{i=1}^m A_{ki}^{-1} \phi_i(x_j) = \sum_{i=1}^m A_{ki}^{-1} A_{ij} = \delta_{kj} \quad (11)$$

and u^h and δu^h satisfy the following boundary conditions:

$$\left. \begin{aligned} u_j^h(x_i) &= \sum_{j=1}^m \bar{\phi}_j(x_i) \bar{u}_{ij} \\ \delta u_j^h(x_i) &= \sum_{j=1}^m \bar{\phi}_j(x_i) \delta \bar{u}_{ij} \end{aligned} \right\} \forall i \in \eta_{\bar{u}_i} \quad (12)$$

where $\eta_{\bar{u}_i}$ denotes a set of particle numbers in which the associated particles are located on boundary Γ_u . From Eq. (11), we directly obtain

$$\bar{u}_{ji} = \bar{u}_j(x_i), \quad \delta \bar{u}_{ji} = 0, \quad \forall i \in \eta_{\bar{u}_i}. \quad (13)$$

Governing equations

In the field of solid mechanics the equilibrium equation for a continuous media under small displacements is given as

$$\text{div}(\Delta\sigma) + \Delta\bar{f} = 0 \quad \text{in } \Omega \quad (14)$$

with essential and natural boundary conditions as follows

$$\Delta u = \Delta \bar{u} \quad \text{on } \Gamma_u \quad (15)$$

$$\Delta t(\Delta\sigma) = \Delta\sigma n = \Delta \bar{t} \quad \text{on } \Gamma_t \quad (16)$$

In these relations, $\Delta\sigma$ is the stress tensor, $\Delta\bar{f}$ is the body force vector, $\Delta\bar{u}$ is the displacement vector, $\Delta\bar{t}$ is the traction force and n is the outward unit normal vector to the boundary Γ .

The incremental elasto-plastic constitutive equations:

$$\Delta\sigma = C^{ep} \Delta\varepsilon \quad (17)$$

where $\Delta\sigma$ is the Cauchy stress increment tensor, C^{ep} is called the elasto-plastic tangent constitutive matrix and $\Delta\varepsilon$ is the strain increment tensor can be decomposed into elastic and plastic parts:

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon^e + \Delta\varepsilon^p \quad (18)$$

The elastic constitutive relations:

$$\Delta\sigma_{ij} = C_{ijkl}^e \Delta\varepsilon_{kl}^e \quad (19)$$

where C_{ijkl}^e denotes elastic modulus tensor.

In this work, according to the von Mises criteria. The yield function is written as

$$f(\sigma, \bar{\varepsilon}^p) = \left(\frac{3}{2} \bar{\sigma}_{ij} \bar{\sigma}_{ij} \right)^{0.5} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}^p) \quad (20)$$

where $\bar{\sigma}_{ij}$ denotes deviatoric stress and σ_y the yield stress. $\bar{\varepsilon}^p$ indicates equivalent (or effective) plastic strain, and its time rate is defined as

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^p = \left(\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p \right)^{0.5} \quad (21)$$

From the associative flow rule, plastic strain can be written as follows:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (22)$$

where $\dot{\lambda}$ denotes plastic multiplier (or the flow amplitude) and $\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$ defines the plastic flow direction.

The expression of elasto-plastic tangent tensor C^{ep} can be written as ([10])

$$C^{ep} = C^e - \frac{(C^e N) \left(C^e \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right)^T}{\frac{\partial f}{\partial \sigma} C^e N} \quad (23)$$

where $N(\sigma)$ is the unit flow direction vector defined as follows:

$$N(\sigma) = \frac{\partial f}{\partial \sigma} / \left\| \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\| = \frac{1}{\sqrt{2J_2}} s_{ij} \quad (24)$$

where $J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij}$ is the second invariant of the deviatoric stress tensor s of σ .

For the variational formulation in terms of displacements, the terms which do not depend on the incremental field Δu disappear and the bifunctional is reduced to (more details can be seen in reference [11]):

$$\Delta\beta(\Delta u) = \int_{\Omega} \left[\Delta\varepsilon(u)^T C^{ep} \Delta\varepsilon(u) - \Delta\bar{f} \Delta u \right] d\Omega - \int_{\Gamma_t} \Delta\bar{t} \Delta u d\Gamma \quad (25)$$

Therefore, the kinematical variational principle becomes

$$\underset{\Delta u^k}{\text{Inf}} \Delta\beta(\Delta u^k) \quad (26)$$

where Δu^k is the displacement field kinematically admissible (KA).

Least Squares discretization

The displacement and strain increment fields are expressed with respect to an unknown nodal displacement increment vector ΔU as (see [11]):

$$\Delta u(x) = \phi(x) \Delta U \quad \text{and} \quad \Delta\varepsilon = B(x) \Delta U \quad (27)$$

where $\phi(x)$ is the matrix of the shape functions, $B(x) = \nabla_s(\phi(x))$ and ∇_s is the symmetric gradient operator.

Let us introduce the generalized nodal force increment vector:

$$\Delta F = \int_{\Omega} \phi^T \Delta\bar{f} d\Omega + \int_{\Gamma_t} \phi^T \Delta\bar{t} d\Gamma \quad (28)$$

The discretized form of the Eq. (25) is then a set of nonlinear equations:

$$\Delta\beta(\Delta U) = \int_{\Omega} B^T C^{ep} B \Delta U d\Omega - \Delta F \quad (29)$$

In EFGM a crack can rather be model more easily than other methods. Here the rule is to omit that part of the shape function of any node which is situated in other side of a crack line. In the region near to the crack tip this rule has some ambiguity. In this work we have decided to increase the number of nodes to cover discontinuity fault. It should also be mentioned that, some modification technique has been used to overcome this problem [12].

We can use J-integral to represent a numerical value for stress singularity. Generally, in elasto-plastic situations J-integral is used representative to show the magnitude of stress singularity in crack tip. J-integral is an integral over a special function of stress, which is defined as follows [13].

$$J = \int (w n_1 - t_i \frac{\partial u_i}{\partial x}) d\Omega \quad (30)$$

In this relation w stands for elastic energy density, t_i is vector of traction applied to the integration contour, x is the

coordinate axes which is placed along the crack wall in direction of crack growth, n_i is x component of the unit normal vector to the contour and finally u_i is the displacement vector.

Numerical Result

In this example, we considered is a rectangular plate with an edge crack of length $a=4mm$ under a distributed load as shown in Fig. 1. The load is $1000Pa$, the size of the plate is $L \times l = 52 \times 20mm^2$ and the other parameters are the yield stress $\sigma_y = 210MPa$, Poisson's ratio $\nu = 0.25$, and Young's modulus $E = 2 \times 10^5 MPa$, (see [15]).

Figure 1. Geometry and loading.

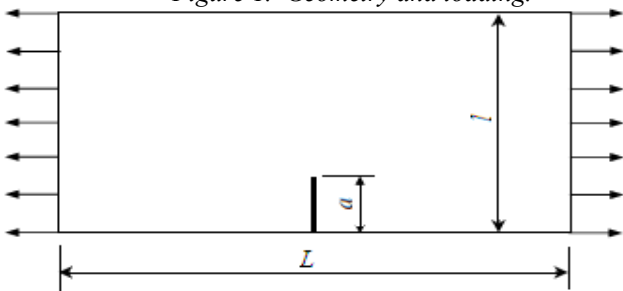


Figure 2. Boundary conditions and irregular nodal arrangement

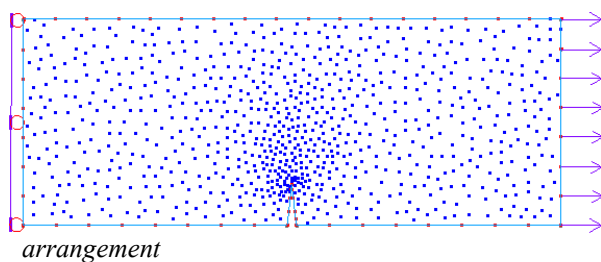


Figure 3. Distribution of the von Mises Stress

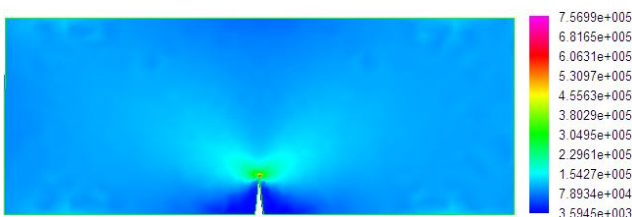
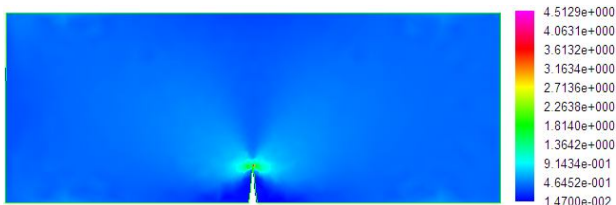


Figure 4. Distribution of the equivalent strain



Conclusion

In this paper by combining EFG and incremental plasticity, a new solution method has been proposed. It is shown that the extension of EFGM to elasto-plastic stress analysis including the stress analysis in crack problems is feasible and that its results are reasonable. In addition, we used the transformation method to overcome the

difficulty associated with the imposition of boundary conditions because the MLS shape functions, in general, didn't satisfy the Kronecker's delta property.

References

[1] T. Belytschko, Lu YY, Gu L (1994) Element-free Galerkin methods. *Int. J. Numer. Meth. Eng.* 37: 229–256.
 [2] B. Nayroles, Touzot G, Villon P(1992) Generalizing the finite element method: diffuse approximation and diffuse element. *Comput. Mech.* 10: 307–318.
 [3] P. Lancaster, Salkauskas K (1981) Surfaces generated by moving least squares methods. *Math. Comput.* 37: 141–158.
 [4] T. Belytschko, Lu YY, Gu L, Tabbara M (1995) Element-free Galerkin method for static and dynamic fracture. *Int. J. Solids Struct.* 32: 2547–2570.
 [5] T. Belytschko, Tabarra M (1996) Dynamic fracture using element-free Galerkin methods. *Int. J. Numer. Meth. Eng.* 39: 923–938.
 [6] T. Belytschko, Lu YY, Gu L (1995) Crack propagation by element-free Galerkin methods. *Eng. Fract. Mech.* 95: 295–315.
 [7] Y. Xu, Saigal S (1998) An element-free Galerkin formulation for stable crack growth in an elastic solid. *Int. J. Solids Struct.* 154: 331–343.
 [8] P. Krysl, Belytschko T (1996) Analysis of thin plates by element-free Galerkin method. *Comput. Mech.* 17: 26–35.
 [9] S. Barry, Saigal S (1999) A three-dimensional element-free Galerkin elastic and elastoplastic formulation. *Int. J. Numer. Meth. Eng.* 46: 671–693.
 [10] E. Boudaia, L. Bousshine, A. Chaaba (2012) Solving frictional contact problems within the bipotential framework, *Key Engineering Materials*, vol. 498, pp. 55–66.
 [11] E. Boudaia, Bousshine L., Chaaba, A., Fihri H. and De Saxsé G. (2009). Analyse par éléments finis tridimensionnelle du comportement élasto-plastique avec contact frottant. *Mécanique & Industries*, 10: 487-501.
 [12] M. Fleming, Chu YA, Moran B, Belytschko T (1997) Enriched element-free Galerkin methods for crack tip fields. *Int. J. Numer. Meth. Eng.* 40: 1483–1504.
 [13] J. R. Rice (1968) A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *J. Appl. Mech.* 35: 379–386.
 [14] E. Boudaia, Bousshine L., Chaaba, A., De Saxsé G. (2009). A meshless method analysis of elastoplastic contact problems with friction. *Inter. J. of App. Mech.*, Vol. 1, No. 4, 1–16.
 [15] Z. Zhang, K.M. Liew, Y. Cheng, Y.Y. Lee (2008) Analyzing 2D fracture problems with the improved element-free Galerkin method, *Eng. Analysis with Boundary Elements*, 32, 241–250.

UN MODELE AVANCE ELEMENTS FINIS D'UN SEIN MODELISATION-SIMULATION

G. DUFAYE^{*,**}, A. CHEROUAT^{**}, JM BACHMANN^{*}

*IFTH Troyes, 270 Faubourg Croncels, 10000 TROYES, France

**GAMMA3-UTT, 12 rue Marie Curie 10010 TROYES, France

Introduction

L'objet de ce projet de recherche porte sur l'étude de la morphologie du buste féminin au cours de la vie de la femme et sur son comportement pendant l'exercice d'une activité physique afin d'améliorer le confort et l'esthétique des soutiens gorges. Du point de vue santé, il s'agit de développer l'efficacité du maintien (les statistiques précisent que 80% des femmes portent une corsetterie mal adaptée) et d'améliorer la réinsertion psychologique de la convalescente en phase finale de chirurgie réparatrice oncologique. La première du travail concerne l'acquisition de la morphologie du buste nu et la reconstruction d'un buste numérique paramétrable (voir Fig. 1). La seconde partie concerne la modélisation mécanique du buste dans le but de prévoir les comportements statique et dynamique du sein. Une telle modélisation fournira une aide précieuse à la maîtrise des articles de corsetterie garant de l'efficacité du maintien et du confort pendant l'activité physique. Ce modèle mécanique du sein associé à un modèle mécanique du soutien-gorge permettra d'envisager le développement de nouvelles esthétiques tout en considérant l'impact de la conception sur le confort et l'efficacité de maintien. Une meilleure compréhension des mécanismes de déformation du buste permettra également le perfectionnement des méthodes et outils de reconstruction mammaire postopératoire en termes de choix des matériaux constitutifs et de structuration interne.

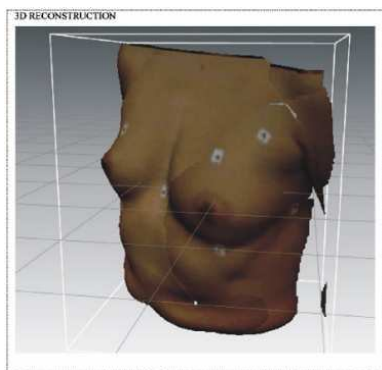


Figure 1 : Reconstitution du buste

En 1987 une étude biomécanique conduite par *Lorentzen* et *Lawson* a démontré que 56 % des femmes ressentait une douleur ou un inconfort au niveau de la poitrine durant la pratique d'un jogging [LOR 1987]. Dans 29 % des cas, ces sensations désagréables sont liées à des déformations excessives de la poitrine. Depuis la fin des années 1970, l'industrie de la corsetterie tente de

développer des gammes de lingerie dédiées à la pratique du sport afin de réduire les déformations de la poitrine et ainsi les douleurs. En 1999 une revue bibliographique menée par *Page* et *Steele* [PAG 1999] rapporte que, au-delà du bien aller à la taille, le développement de soutien-gorge adapté à la pratique d'un sport nécessite l'étude cinétique et dynamique des déformations résultantes ainsi que l'évaluation des propriétés mécaniques des tissus constituant le sein.

Récemment une équipe de chirurgiens plasticiens s'est intéressée à diverses méthodes de caractérisation du buste féminin [GAR 2005]. L'analyse de ces méthodes (mammographie, ultrasons ou encore utilisant le principe d'Archimède) met en évidence leur manque de fiabilité concernant la mensuration des bustes. Les auteurs mettent alors en évidence les avantages (rapidité et coûts) et le potentiel de la technologie de numérisation 3D par projection de lumière structurée [SIN 2009]. La reproductibilité de la mesure des distances caractéristiques du buste est alors évaluée à 3,3% ce qui est supérieur au seuil couramment admis dans le secteur médical [EDS 1996].

En 2007, une équipe Coréenne a développé un modèle de sein numérique paramétrable à partir de l'analyse statistique d'acquisitions obtenues par scanner 3D [SEO 2007]. La particularité de leur approche réside dans l'utilisation d'un ensemble réduit de points nécessaires à la génération du buste [LEE 2004] et [CAT 2008]. Ils appliquent ensuite leur méthode à l'évaluation du volume des seins. Leur objectif est de poursuivre le développement de ce modèle pour en faire un outil de quantification des bustes. Poursuivant un objectif similaire, *Kovacs et al.* ont réalisé une étude comparative de différentes techniques (IRM, Scanner 3D, Mesures anthropométriques, Préformes) selon leur capacité à mesurer précisément le volume des seins [KOV 2007]. Ils démontrent ainsi la supériorité de la méthode IRM avec une dispersion en volume de 1,6%. Cependant, malgré une performance supérieure à l'approche optique, il s'agit d'une méthode plus coûteuse et plus longue de mise en œuvre. Son déploiement en est par conséquent limité.

Disposer d'une méthode de caractérisation géométrique du buste fiable ne suffit pas à l'établissement d'une modélisation, encore faut-il connaître précisément l'anatomie du sein. En 2002, *Vandeweyer* et *Hertens* ont proposé une quantification des taux de graisse et de glandes selon une approche expérimentale [VAN 2002]. Il constate ainsi une forte disparité du taux de graisse pouvant varier, indépendamment de l'âge et de la corpulence de la patiente, de 7% à 56% du volume total du sein.

Les publications abordant la modélisation, proprement dite, du buste féminin sont moins nombreuses et traitent essentiellement les aspects chirurgicaux pré- et post-opératoires. L'équipe d'*Azar* utilise ainsi une modélisation par éléments finis (FEM) du sein pour assister les chirurgiens durant les biopsies [AZA 2002]. Leur modèle s'attache ainsi à reproduire les déformations du sein selon une compression consécutive à la réalisation d'une mammographie. Ce modèle, spécifique à la méthode d'analyse retenue, présente une faible résolution et constitue une première approche. En 2005 *Roose et al.* ont développé un modèle tridimensionnel permettant de simuler la forme du buste consécutivement à une augmentation mammaire [ROO 2005]. En appliquant ensuite leur modèle pour tester la validité de plusieurs hypothèses, ils concluent en particulier en l'homogénéité du

sein et l'indépendance de leur modèle à la valeur du module d'Young des matériaux utilisés. Précisons toutefois que ce modèle utilise une représentation très schématique du buste selon une résolution statique et ne s'applique qu'aux augmentations mammaires.

Selon une récente approche, *Del Palomar et al.* ont développé une modélisation 3D du buste selon deux postures distinctes (verticale ou horizontale) en l'absence de contrainte extérieure [PAL 2008]. Ce modèle est tout d'abord appliqué à l'évaluation du module d'Young selon l'hypothèse du sein homogène. La valeur ainsi obtenue (3,9kPa) est ensuite réinjectée dans la modèle afin d'estimer les déformations consécutives au changement de posture chez une seconde patiente. La comparaison avec des acquisitions tomographiques est réalisée par superposition et met en évidence une déviation moyenne de 2,4mm sur l'ensemble de la surface des seins. Selon les auteurs, cette déviation démontre la précision de leur modèle. Ces travaux constituent une bonne première approche de la problématique. Toutefois en rapportant cette déviation moyenne aux dimensions du buste considéré, il apparaît délicat d'aboutir à la même conclusion. En effet le faible volume de la poitrine chez la seconde patiente compte tenue de l'amplitude de la déviation (pouvant atteindre 5mm), nous conduit à nous interroger sur la précision du modèle et par conséquent sur la validité des hypothèses retenues.

De ce tour d'horizon des travaux relatifs aux approches numériques du buste féminin, il apparaît que l'ensemble des articles abordent uniquement l'aspect esthétique de la problématique. En effet les hypothèses et les méthodes retenues ne permettent pas, par exemple, d'évaluer le champ de contraintes internes et de ce fait à la douleur résultante. De plus ces modèles abordent uniquement l'aspect statique des déformations et n'abordent pas l'étude des déformations consécutives à la pratique d'une activité sportive.

La modélisation du comportement réel des bustes féminins en statique ou en dynamique doit tenir compte des différents constituants biologiques du sein. La simulation numérique de la déformabilité de sein permettrait le développement de nouvelles techniques de confections pour la corsetterie ou de nouveaux appareillages médicaux, notamment pour le dépistage du cancer du sein. La problématique est double puisqu'il est difficile d'obtenir une géométrie précise d'un sein en vue d'une modélisation par éléments finis et que les caractéristiques mécaniques d'un corps mou sont difficilement accessibles. De plus peu de travaux sur le plan expérimental ou modélisation dans la littérature traitent le problème de déformabilité du sein en tenant compte de la géométrie réelle du sein et de ses constituants [Azar et al., Palomar et al.]. Dans cette étude, une modélisation du comportement statique du buste basée sur une approche expérimentale-simulation éléments finis qui prenne en compte les constituants (peau, graisse, glandes ou fibres et ligaments suspenseurs de Cooper (voir Fig. 2) responsables de la déformabilité réelle du sein sous l'effet de la gravité est proposée.

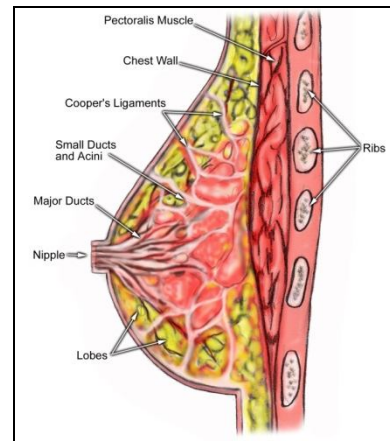


Figure 2: Coupe d'un sein

Modélisation numérique du comportement de sein

Azar et al. et Palomar et al. ont récemment proposé des modèles numériques de seins en utilisant des approches différentes mais avec un objectif commun : prendre en compte les constituants internes du sein dans un modèle éléments finis. Cependant les conditions limites géométriques sont différentes car il est difficile d'établir une limite au sein. Puisque notre modèle se destine à une utilisation industrielle nous avons fait le choix de ne pas prendre en compte géométriquement les organes se situant derrière le sein, et limiter celui-ci au plan du plexus. Cela permet également de limiter les facteurs des imprécisions du modèle puisque le module élastique du muscle pectoral varie énormément d'une personne à l'autre [Gefen et al.] et d'une position à une autre.

Nous avons mis au point un modèle numérique complet en se basant sur les dernières techniques d'explorations du sein (Fig. 3), où le tissu fibro-glandulaire apparaît très clairement (bleu) dans un volume de graisse (grise). La peau est représentée par l'enveloppe sur laquelle une épaisseur correspondant aux relevés géométriques est appliquée.

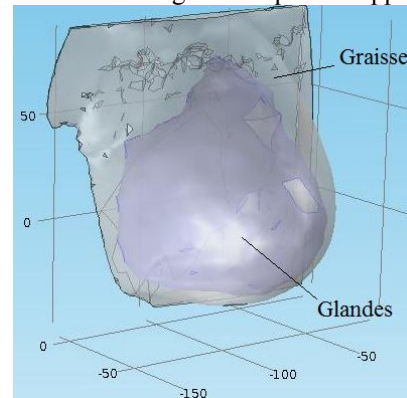


Figure 3 : Géométrie du sein prenant en compte la peau, la graisse et le tissu fibro-glandulaire.

La géométrie du sein est maillée assez fin en éléments finis (Fig. 4). Le logiciel de calcul Comsol Multiphysics est utilisé pour la simulation de la déformabilité du sein. Des conditions de symétries sont appliquées aux trois faces du sein qui ont été coupé. Notre étude a montré que les conditions d'encastrement sur une partie rigidifiée le sein et ne représenterai pas la réalité observée.

Une force simulant la gravité du sein en tenant compte des densités de chaque constituant mais en faisant varier les modules élastiques des constituants est appliquée.

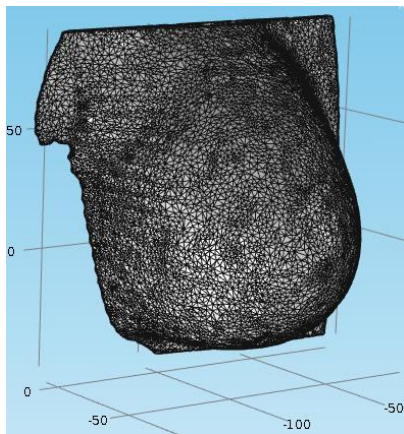


Figure 4 : Maillage du sein.

Le faible déplacement obtenu (17 mm) et contraintes est dû au fait que ce sein est fortement glanduleux (les glandes étant plus dure que la graisse) mais cela reste cependant dans des proportions réalistes (voir Fig. 5). On note aussi des concentrations des contraintes de von-Mises allons jusqu'à 1200Pa représentant les fortes déformations et elongations de la peau du sein au niveau de la poitrine.

Nous travaillons actuellement à une méthode permettant d'obtenir avec une bonne précision les modules élastiques des constituants de nos volontaires afin d'aboutir à un modèle moyen qui soit représentatif dans grand ensemble de personne. L'avantage d'un tel modèle repose dans sa polyvalence puisqu'il permettra aussi bien l'industrialisation de nouveaux produits de corseterie grâce à son comportement bio-fidèle mais aussi à sa précision dans les cas nécessitant une application plus individuelle comme la chirurgie puisqu'il permettra d'obtenir à terme des contraintes réalistes subis par les constituants du sein, et ce dans diverses configurations : que ce soit en pratiquant un sport ou allongé sur une table d'opération.

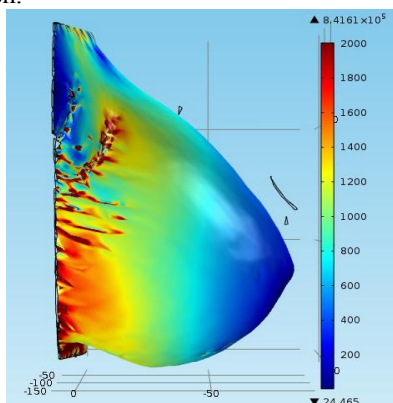


Figure 4 : Déplacement et concentration de contraintes de Von Mises (Pa) dans la peau.

Conclusion

Cette étude montre qu'il est possible de tenir compte des constituants du sein afin d'étudier sa déformation 3D. La reconstitution 3D ainsi que les calculs sur COMSOL ont montré l'efficacité de la démarche proposée.

Références

Azar F.S., Metaxas D.N., Schnall M.D., *Methods for modelling and predicting mechanical deformations of the*

breast under external perturbations, Medical Image Analysis **6**, 1-27 (2002).

Catanuto G., Spano A., Pennati A., Riggio E., Farinella G.M., Impoco G., Spoto S., Gallo G., Nava M.B., *Experimental methodology for digital breast shape analysis and objective surgical outcome evaluation*, J. Plastic Reconstructive and Aesthetic Surgery **61**, 314-318 (2008).

Edsander-Nord A., Wickman M., Jurell G., *Measurement of breast volume with thermoplastic casts.*, Scand. J. Plast. Reconstr. Surg. Hand. Surg. **30** (1996).

Kovacs L., Eder M., Hollweck R., Zimmermann A., Settles M., Schneider A., Endlich M., Mueller A., Schwenze-Zimmerer K., Papadopulos N.A., Biemer E., *Comparison between breast volume measurement using 3D surface imaging and classical techniques*, The Breast **16**, 137-145 (2007).

Lorentzen D., Lawson L., *Selected sports bras: a biomechanical analysis of breast motion while jogging*, Physician Sports Med. **15**(3), 128-139 (1987).

[Lee H.Y., Hong K., Kim E.A., *Measurement protocol of women's nude breasts using a 3D scanning technique*, Applied Ergonomics **35**, 353-359 (2004).

Garson S., Delay E., Sinna R., Delaporte T., Robbe M., Carton S., *3D evaluation and mammary augmentation surgery*, Annales de chirurgie plastique esthétique **50**, 643-651 (2005).

Del Palomar A.P., Calvo B., Herrero J., Lopez J., Doblare M., *A finite element model to accurately predict real deformations of the breast*, Medical Engineering & Physics **30**, 1089-1097 (2008).

Page K.A., Steele J.R., *Breast Motion and Sports Brassiere Design: Implications for future research*, Sports Med. **27**(4), 205-211 (1999).

[Roose L., De Maerteleire W., Mollemans W., Suetens P., *Validation of different soft tissue simulation methods for breast augmentation*, International Congress Derives **1281**, 485-490 (2005).

Seo H., Cordier F., Hong K., *A breast modeler based on analysis of breast scans*, Comp. Anim. Virtual Worlds **18**, 141-151 (2007).

Vandeweyer E., Hertens D., *Quantification of glands and fat in breast tissue: An experimental determination*, Annals of Anatomy **184**, 181-184 (2002).

Fred S. Azara, Dimitris N. Metaxas, Mitchell D. Schnall, 2002: *Methods for modeling and predicting mechanical deformations of the breast under external perturbations*. Medical Image Analysis. 6,1-27.

A. Perez del Palomar A,C, B. Calvo A,C, J. Herrero, J. Lopez, M. Doblare AC, 2008 : *A finite element model to accurately predict real deformations of the breast*. Medical Engineering & Physics **30**, 1089-1097.

A. Gefen, B. Dilmoney, 2007: *Mechanics of the normal female breast*. Technology and Health Care, 15, 259-271 IOS press.

RESOLUTION DU MODELE GEOMETRIQUE DIRECT (MGD) D'UN ROBOT PARALLELE SPHERIQUE (SPM) AU VOISINAGE DES SINGULARITES

H. SAAFI, M. A. LARIBI, S. ZEGHLOUL

Institut PPrime, Université de Poitiers, UPR 3346, Poitiers, France

Résumé—Dans ce papier, une approche expérimentale est présentée pour éliminer les perturbations induites par la présence de singularités parallèles dans l'espace de travail des robots parallèles. L'effet de la singularité parallèle sur la résolution du modèle géométrique direct (MGD) est éliminé. La démarche proposée est appliquée sur un robot parallèle sphérique (SPM) destiné à la télé-manipulation avec retour haptique. Une étude de la cinématique et de la singularité est développée.

Introduction

En général, les robots parallèles sont beaucoup plus précis que les robots sériels. Ceci est valable seulement dans les zones non singulières de l'espace de travail. En effet, pour le cas d'un robot sériel, la singularité se situe seulement à la frontière de son espace de travail. Par contre, pour certains robots parallèles la singularité peut être sur la frontière ou à l'intérieur de son espace de travail. Ce type de singularité est appelé singularité parallèle. Peu de travaux se sont intéressés à ce type de singularité. Parmi ces travaux on note celui de Gosselin [1].

Dans ce travail, on étudie le comportement et la précision d'un SPM au voisinage des singularités parallèles. Le papier est organisé comme suit : dans la deuxième partie, on présente le Modèle Géométrique Direct (MGD) du SPM. Les singularités parallèle et sérielle sont définies dans la troisième partie. Dans le quatrième paragraphe, on présente la modification apportée sur le MGD en ajoutant un quatrième capteur. Les conclusions et les perspectives sont présentées à la fin du document.

Modèle Géométrique Direct

Le robot parallèle sphérique est un robot à trois degrés de libertés (ddl) de rotations composé de 3 chaînes cinématiques fermées. Chaque branche du robot est composée de trois liaisons pivot. Les axes de ces liaisons se coupent en un point. Ce point est le centre de rotation de l'effecteur (organe terminal). On adopte dans la suite les trois angles d'Euler (ψ, θ, ϕ) pour décrire les trois rotations possibles de l'effecteur. La matrice de passage du repère de la base au repère de l'effecteur est décrite par la matrice de d'Euler ZXZ.

La cinématique du robot est présentée en détail dans le travail de Chaker [2]. Le MGD permet de calculer l'orientation de l'effecteur $\{\psi, \theta, \phi\}$ en fonction de

l'angle articulaire $\{\theta_{1A}, \theta_{1B}, \theta_{1C}\}$ (voir Figure 6). Parmi les travaux qui s'intéressent au calcul du MGD on note ceux de Gosselin [3], Celaya [4] et Shaoping [5].

Pour la suite de cette partie, on adopte le travail de Shaoping.

La méthode proposée se base sur l'écriture de l'équation d'entrée/sortie (E/S) du système à 4 barres sphériques pour les deux chaînes suivantes : A2-A3-B3-B2 et A2-A3-C3-C2 (Figure 6).

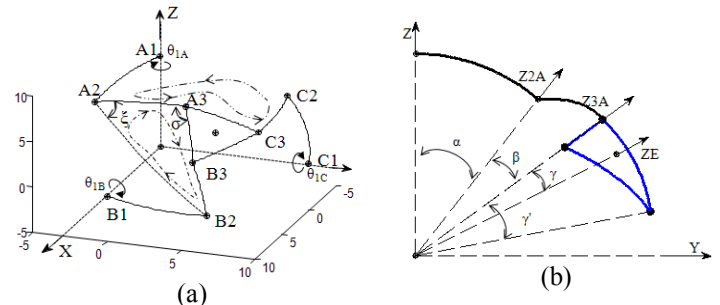


Figure 6: (a)-Paramètres géométriques de la branche A, (b)-Paramètres géométriques du robot

Les inconnues du système sont ξ et σ . ξ étant l'angle $(\widehat{A3 A2 B2})$ et σ étant l'angle $(\widehat{A2 A3 B3})$. On obtient le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} L_1(\xi) \cos(\sigma) + M_1(\xi) \sin(\sigma) + N_1(\xi) = 0 \\ L_2(\xi) \cos(\sigma) + M_2(\xi) \sin(\sigma) + N_2(\xi) = 0 \end{cases} \quad (1)$$

où L_i, M_i et $N_i (i=1,2)$ sont des variables qui dépendent de $\cos(\xi)$ et $\sin(\xi)$ (voir Annexe et Figure 6).

Pour un vecteur $(\theta_{1A}, \theta_{1B}, \theta_{1C})$ donné, on obtient huit solutions pour ξ et σ . Chaque couple (ξ, σ) permet d'obtenir une orientation (ψ, θ, ϕ) . Cette méthode est présentée en détail dans le travail de Shaoping [5].

Singularité sérielle et parallèle du SPM et leur effet sur la résolution du MGD

La matrice Jacobienne J relie l'espace articulaire à l'espace opérationnel. Elle est définie comme suit :

$$\begin{aligned} A \cdot dX &= B \cdot d\theta & dX &= \text{inv}(A) \cdot B \cdot d\theta \\ dX &= J \cdot d\theta & J &= \text{inv}(A) \cdot B \end{aligned} \quad (2)$$

où X est le vecteur des variables opérationnelles et θ est le vecteur des variables articulaires. A et B sont des matrices 3×3 qui dépendent de la configuration du robot.

$$A = [Z_{2A} \times Z_{1A} \quad Z_{2B} \times Z_{1B} \quad Z_{2C} \times Z_{1C}]^T$$

$$B = \text{diag}[(Z_{1A} \times Z_{2A}) \cdot Z_{1A} \quad (Z_{1B} \times Z_{2B}) \cdot Z_{1B} \quad (Z_{1C} \times Z_{2C}) \cdot Z_{1C}]^T$$

La dextérité est un indice de performance cinématique. Il donne une indication sur la précision de la matrice Jacobienne. Elle est définie comme suit :

$$\text{Dextérité} = 1/\text{cond}(J)$$

Pour une dextérité maximale (~ 1), la précision de la matrice Jacobienne est maximale. C'est-à-dire lors du passage de l'espace articulaire à l'espace opérationnel, l'erreur est minimale. Pour une dextérité minimale (~ 0), la précision de la matrice Jacobienne est médiocre, le robot se trouve dans une position de singulière. Pour le robot parallèle, on distingue deux types de singularités: singularité parallèle et singularité sérielle.

La singularité sérielle est la singularité relative à une branche du robot parallèle. Elle apparaît lorsque le bras est étendu ou lorsqu'il est replié sur lui-même [2]. Elle se trouve sur les frontières de l'espace de travail comme illustré par la Figure 7.

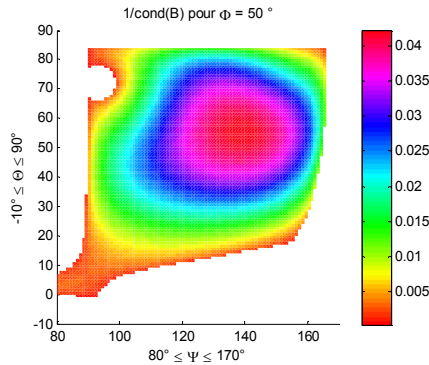


Figure 7 : Zones des singularités sérielles.

Dans ce travail, on s'intéresse uniquement aux singularités parallèles du SPM. Elles se trouvent à l'intérieur de l'espace de travail, une zone très utilisée dans le cas de l'application visée, le cas de la chirurgie mini-invasive [1]. La singularité parallèle apparaît lorsque les trois branches liées à l'effecteur, K_2K_3 pour $K=A, B$ et C , se croisent en un point.

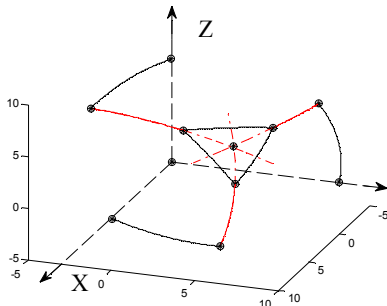


Figure 8: Configuration singulière centrale.

La Figure 9 montre la distribution de la singularité parallèle pour $\phi=50^\circ$, calculé à partir de l'indice de conditionnement de la matrice Jacobienne parallèle A . Les zones en rouge correspondent à des configurations de singularité parallèle.

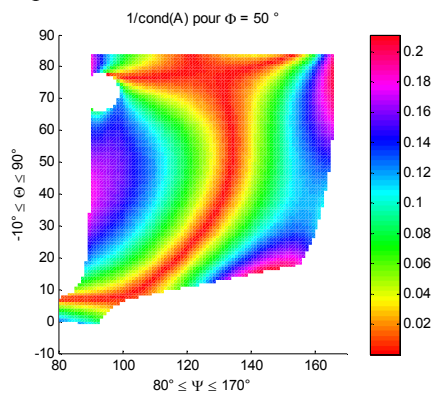


Figure 9: Zone des singularités parallèles.

Lorsque le robot entre dans une zone de singularité parallèle le rapport de variation entre coordonnées articulaires et coordonnées opérationnelles s'amplifie.

Un exemple de singularité parallèle est représenté sur la Figure 10. C'est la configuration centrale du SPM. Une variation de la rotation propre ϕ autour de cette position définie par le vecteur Z_c n'est pas perçue par les coordonnées articulaires θ_{1A}, θ_{1B} et θ_{1C} .

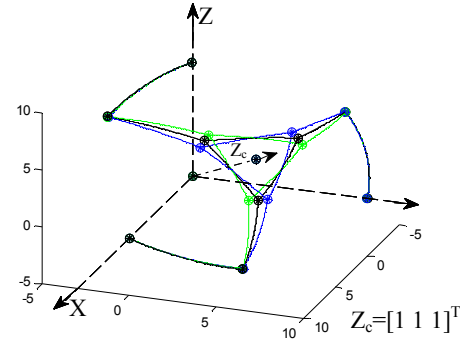


Figure 10: Les trois configurations du SPM pour : $\phi=40^\circ$ en vert, $\phi=50^\circ$ en noir et $\phi=60^\circ$ en bleu.

Dans ces conditions et en utilisant le MGD du SPM, l'information délivrée par les capteurs placés sur les axes de la base ne permet pas de remonter aux coordonnées opérationnelles réelles de la plateforme. Ceci est illustré par les courbes dans la Figure 12 pour le cas 3 capteurs. L'angle ϕ dans ce cas enregistre une faible variation.

Dans le paragraphe suivant, on propose une nouvelle approche pour remédier au problème du calcul du MGD au voisinage ou en présence des singularités parallèles.

L'ajout d'un 4^{ème} capteur et modification du MGD

Afin de remédier au problème des singularités parallèles et de résoudre le MGD avec une bonne précision, on propose de placer un 4^{ème} capteur sur une liaison passive de l'effecteur, au niveau de A_3 . Ce capteur vient s'ajouter aux trois capteurs de position déjà existants.

Ce nouveau capteur fournira une information angulaire supplémentaire. L'angle θ_{3A} est égal à l'angle σ . Le système d'équation (1) s'écrit :

$$\begin{cases} L_1(\xi) \cos(\theta_{3A}) + M_1(\xi) \sin(\theta_{3A}) + N_1(\xi) = 0 \\ L_2(\xi) \cos(\theta_{3A}) + M_2(\xi) \sin(\theta_{3A}) + N_2(\xi) = 0 \end{cases} \quad (3)$$

La seule inconnue du système précédent est l'angle ξ , qu'on peut arranger comme suit :

$$\begin{cases} \bar{L}_1 \cos(\xi) + \bar{M}_1 \sin(\xi) + \bar{N}_1 = 0 \\ \bar{L}_2 \cos(\xi) + \bar{M}_2 \sin(\xi) + \bar{N}_2 = 0 \end{cases} \quad (4)$$

L'angle ξ admet une solution unique. Il est défini par :

$$\xi = \text{atan2}(y, x) \quad (5)$$

$$\text{avec, } \begin{cases} x = (\bar{M}_1 \bar{N}_2 - \bar{M}_2 \bar{N}_1) / (\bar{L}_1 \bar{M}_2 - \bar{L}_2 \bar{M}_1) \\ y = -(\bar{L}_1 \bar{N}_2 - \bar{L}_2 \bar{N}_1) / (\bar{L}_1 \bar{M}_2 - \bar{L}_2 \bar{M}_1) \end{cases} \quad (6)$$

où $\bar{L}_i, \bar{M}_i, \bar{N}_i$ ($i=1,2$) sont des variables qui dépendent de $\cos(\theta_{3A})$ et $\sin(\theta_{3A})$ (voir annexe).

La donnée de ξ, σ et θ_{1A} permet de déterminer l'orientation de l'effecteur (ψ, θ, ϕ).

Comparaison expérimentale du MGD avec et sans le 4^{ème} capteur

Cette partie consiste à comparer expérimentalement les deux méthodes de calcul du MGD.

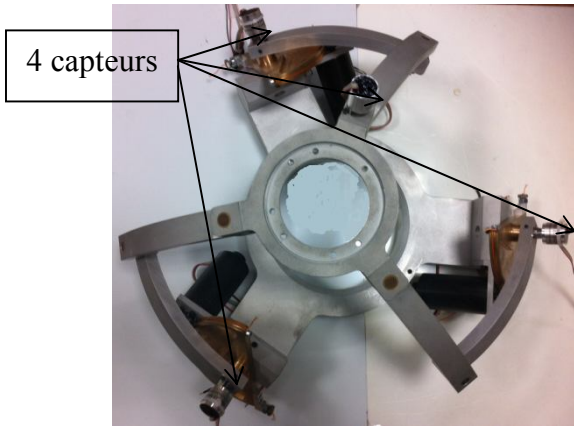


Figure 11: Robot parallèle sphérique (SPM)

La démarche adoptée est la suivante : On a placé le robot dans la position de singularité centrale ($\varphi=50^\circ$) (Figure 6). Ensuite, on a fait varier φ au voisinage de cette position. Les résultats de résolution du MGD présentés sur la Figure 12.

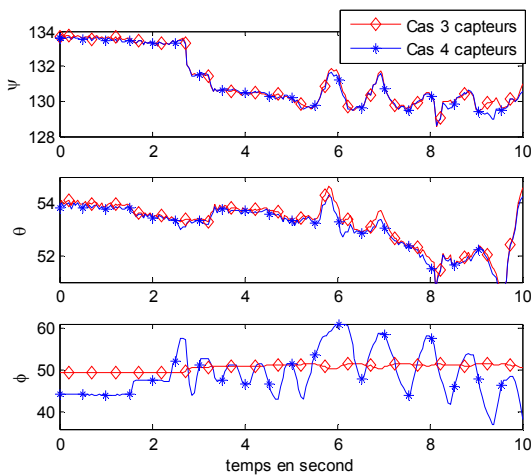


Figure 12: Résultats expérimentaux du MGD avec et sans le 4^{ème} capteur.

On remarque que l'erreur de calcul du MGD en utilisant la méthode 4 capteurs est beaucoup plus sensible au mouvement de la plateforme autour de la position singulière. On remarque la variation de φ au cours de temps, contrairement à la méthode utilisant 3 capteurs. La variation de la rotation propre est quasi nulle. L'ajout d'un 4^{ème} capteur a diminué fortement le temps de calcul du MGD. Il est de l'ordre de 1 ms sur une machine dotée d'un processeur 3,17GHz (100ms pour le MGD 3 capteur).

Conclusion

Dans ce travail, une approche expérimentale est proposée pour contourner les problèmes de calcul du MGD des robots parallèles lors des configurations singulières dans l'espace de travail. La démarche est implémentée et

validée sur un robot parallèle sphérique destiné à une application de télémanipulation.

Références :

- [1]- Ilian A. Bonev, Clément M. Gosselin. Singularity Loci of Spherical Parallel Mechanisms. International Conference on Robotics and Automation, Barcelona, Spain, April 2005.
- [2]- A. Chaker, M. A. Laribi, L. Romdhane, S. Zegloul "Synthesis of spherical parallel manipulator for dexterous medical task" 2nd IFToMM International Symposium on Robotics and Mechatronics, ISRM 2011, 3-5 novembre, Shanghai, China IFToMM'11, 2011.
- [3]- C. M. Gosselin, J. Sefrioui, and M. J. Richard. On the direct kinematics of spherical three-degree-of-freedom parallel manipulators of general architecture. ASME J. of Mechanical Design, 116(2):594-598, 1994.
- [4] E. Celaya, "Interval propagation for solving parallel spherical mechanisms," In: Advances in Robot Kinematics, J. Lenarcic and F. Thomas ed., Kluwer Academic Publishers, 2002, pp. 415-422.
- [5]- Shaoping Bai, Michael R. Hansen, Jorge Angeles, A robust forward-displacement analysis of spherical parallel robots, Mechanism and Machine Theory, Volume 44, Issue 12, Pages 2204-2216, December 2009.

Annexe :

$$L1 = s\beta \cdot s\gamma' \cdot c\mu_1 - c\beta \cdot s\gamma' \cdot s\mu_1 \cdot c\xi$$

$$M1 = s\gamma' \cdot s\mu_1 \cdot s\xi$$

$$N1 = c\beta \cdot c\gamma' \cdot c\mu_1 - c\beta + s\beta \cdot c\gamma' \cdot s\mu_1 \cdot c\xi$$

$$L2 = -c\beta \cdot s\gamma' \cdot c\mu_2 \cdot c\delta \cdot c\theta \cdot c\xi + c\beta \cdot s\gamma' \cdot c\mu_2 \cdot s\delta \cdot c\theta \cdot s\xi + c\beta \cdot s\gamma' \cdot c\mu_2 \cdot c\theta + s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta \cdot s\theta \cdot s\xi + s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta \cdot s\theta \cdot c\xi$$

$$M2 = c\beta \cdot s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta \cdot s\theta \cdot c\xi - c\beta \cdot s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta \cdot c\theta \cdot s\xi + c\beta \cdot s\gamma' \cdot c\mu_2 \cdot c\theta + s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta \cdot s\theta \cdot s\xi + s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta \cdot s\theta \cdot c\xi$$

$$N2 = c\beta \cdot c\gamma' \cdot c\mu_2 - c\beta + s\beta \cdot c\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta \cdot s\xi + s\beta \cdot c\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta \cdot s\xi$$

$$\bar{L}1 = s\beta \cdot c\gamma' \cdot c\mu_1 - c\beta \cdot s\gamma' \cdot s\mu_1 \cdot c\theta_{2A}$$

$$\bar{M}1 = s\gamma' \cdot s\mu_1 \cdot s\theta_{2A}$$

$$\bar{N}1 = s\beta \cdot s\gamma' \cdot c\mu_1 \cdot c\theta_{2A} + c\beta \cdot c\gamma' \cdot c\mu_1 - c\beta$$

$$\bar{L}2 = -c\beta \cdot s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta \cdot c\theta \cdot c\theta_{2A} + s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta \cdot s\theta \cdot c\theta_{2A} + c\beta \cdot s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta \cdot s\theta \cdot s\theta_{2A} + s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta \cdot c\theta \cdot s\theta_{2A} + s\beta \cdot c\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta$$

$$\bar{M}2 = c\beta \cdot s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta \cdot c\theta \cdot c\theta_{2A} + s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta \cdot s\theta \cdot c\theta_{2A} - c\beta \cdot s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta \cdot s\theta \cdot s\theta_{2A} + s\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot c\delta \cdot c\theta \cdot s\theta_{2A} - s\beta \cdot c\gamma' \cdot s\mu_2 \cdot s\delta$$

$$\bar{N}2 = s\beta \cdot s\gamma' \cdot c\mu_2 \cdot c\delta \cdot c\theta_{2A} - s\beta \cdot s\gamma' \cdot c\mu_2 \cdot s\delta \cdot s\theta_{2A} + c\beta \cdot c\gamma' \cdot c\mu_2 - s\beta$$

$$\delta = 2\pi - \arccos\left(\frac{c\mu_2 - c\mu_1 \cdot c\mu_2}{s\mu_1 \cdot s\mu_2}\right)$$

$$\mu_1 = \arctan2(\|Z2A \times Z2B\|, Z2A \cdot Z2B)$$

$$\mu_2 = \arctan2(\|Z2A \times Z2C\|, Z2A \cdot Z2C)$$

$$\mu_3 = \arctan2(\|Z2B \times Z2C\|, Z2B \cdot Z2C)$$

$$\theta = \arccos((c\gamma' - c^2\gamma')/s^2\gamma')$$

MODELISATION NUMERIQUE DE FILET PARE PIERRE

M. KHADDOR^{1,2}, A. LIMAM¹, A. DRAOUI²

1 Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnementale (LGCIE), Bâtiment Coulomb, 20 Av A. Einstein 69621 Villeurbanne cedex, France.

2 Laboratoire d'Energétique, (ETTE) – FST, B.P. 416 Tanger, Maroc.

E-Mail : khaddor@gmail.com

Introduction :

Dans les régions montagneuses, les risques naturels associés aux mouvements gravitaires revêtent une importance toute particulière. Les chutes des blocs rocheux constituent un risque majeur en raison de leur probabilité d'occurrence très élevée. Ce risque peut être décomposé en trois phases successives : le détachement de la falaise, la chute en interaction avec le milieu naturel et l'arrêt sur le sol ou sur une structure de protection. La mise en place d'écrans de filets pare-pierres est une des solutions possibles pour la protection contre les éboulements rocheux.

La fonction première de ces écrans de filets est de capter le ou les blocs en chute et de stopper l'éboulement. Une partie de l'énergie cinétique de la roche est absorbée par la capacité de déformation du filet, cette dernière bien que considérable comparativement aux autres organes de l'ouvrage, reste largement en deçà de l'énergie à dissiper.

La nappe de filet va permettre de diffuser les efforts vers d'autres éléments constituant l'ouvrage de protection tels que les câbles de pourtour, les poteaux, les ancrages et bien entendu les dissipateurs d'énergie. Ces divers éléments participeront soit à la résistance et la diffusion des efforts, soit à l'absorption d'énergie en enclenchant un phénomène dissipatif irréversible.

La présente étude vise à caractériser le comportement des écrans de filets métalliques sous des chargements statiques et dynamiques de type impact par une approche numérique en utilisant la méthode des éléments finis.

Les données recueillies lors des expérimentations quasi statiques et dynamiques [1] [2], nous ont permis de développer différentes modélisations associées à ces essais et de corroborer pas à pas les résultats expérimentaux à ceux obtenus par la simulation numérique.

Le filet :

Le modèle de filet étudié, destiné à protéger les routes et les infrastructures, est tissé en utilisant un seul câble. L'obtention de la maille se fait grâce à l'utilisation des agrafes. Pendant l'impact, les agrafes peuvent s'ouvrir et donc dissiper de l'énergie par déformation plastique. Comparativement aux filets conventionnels, le filet constitutif de ces écrans, se différencie par un

comportement orthotrope, dû à un maillage spécifique. La maille constitutive, sous forme de goutte d'eau, induit l'orthotropie du comportement membranaire.

Modélisation Numérique

Le comportement d'une barrière de filets métallique sous chargement de type impact comporte plusieurs phénomènes physiques complexes qu'on peut classer comme suit, par ordre d'importance :

- Phénomènes principaux : très grands déplacements et grandes rotations, non linéarité du matériau (plasticité, endommagement, rupture), les frottements et les glissements entre le filet et les câbles de pourtour.
- Phénomènes secondaires : les frottements entre le filet et les poteaux, les frottements entre le bloc rocheux et le filet, les frottements entre les câbles et les frottements entre les agrafes et les câbles.
- Phénomènes négligeables : les frottements internes du câble, la torsion du câble.

En utilisant la méthode des éléments finis des modélisations numériques ont été réalisées sur le code Abaqus. Pour les essais quasi-statique et dynamique, nous avons recouru au schéma explicite d'intégration des équations de l'équilibre.

Résultats numériques et discussion :

Maille de filet en mode statique

La maille étudiée [figure 1] se compose de 5 cellules géométriquement identiques, appuyée au niveau des nœuds 3 et 4, articulée à la partie inférieure, et qui subit un déplacement imposé de 0,15 m au niveau des nœuds supérieurs. Le modèle utilisé se forme d'un câble souple de diamètre 12 mm avec 3 agrafes fusibles, qui se situent aux niveaux de la liaison entre les cellules.

Le câble se caractérise par une loi de comportement élastique, dont les paramètres ont été calibrés (module d'Young, rigidité) afin d'obtenir le bon accord entre les résultats numériques et expérimentaux.

Une loi de comportement de type élasto-plastique parfait a été adoptée pour les barres qui simulent les agrafes fusibles. La section de l'élément « barre » a été fixée à la valeur réelle de la section de l'agrafe. Le plateau de déformation plastique a été calibré d'une façon à donner des valeurs de rupture des agrafes proches des valeurs obtenues expérimentalement dans l'essai « maille ».

Le Tableau ci-dessous précise les données obtenues par recalage et qui sont finalement retenues pour la modélisation du câble et des agrafes.

Câble	Section (mm ²)	62
	Masse volumique (Kg/m ³)	7800
	Module d'Young (MPa)	61E3
Agrafe Fusible	Section (mm ²)	50
	Masse volumique (Kg/m ³)	7800
	Module d'Young (MPa)	1130

Tableau n° 1 : Données du calcul

La figure 2 présente une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux. On observe une concordance entre les 2 courbes pour ce qui est de la force de rupture des agrafes ainsi que celle du câble.

Tout d'abord, la géométrie change fortement sans que la maille ne supporte beaucoup de charge. Cela est dû à la faiblesse de sa rigidité globale. Ensuite, la force augmente jusqu'à la rupture de l'agrafe centrale. Encore une fois, le maillage peut se déformer librement sans augmentation de la force axiale, à cause de la distension du câble et de la réorganisation de la maille.

La redistribution des efforts permet une reprise d'effort jusqu'à l'atteinte du second pic, qui correspond à la rupture simultanée des deux agrafes latérales. Notons que ce n'est pas le cas pour les essais expérimentaux où les deux dernières agrafes ne rompent pas simultanément mais successivement. Seul le calcul traduit effectivement une symétrie parfaite. Enfin, une dernière reprise d'effort conduit à la force ultime.

Nappe Filet en mode statique

C'est un filet plan articulé à ces extrémités, constitué de 7 rangées et 13 boucles d'une cellule de géométrie définie au tableau 1. Le câble est de diamètre 6 mm avec des agrafes. Les simulations ont été effectuées dans les mêmes conditions que l'essai réel. Pour les essais expérimentaux réalisés, la nappe possède un blocage des déplacements aux différents points d'attache, mais les rotations sont libres.

Le calcul effectué est un calcul plastique pour la nappe avec les agrafes fusibles, est un calcul élastique pour la nappe avec les agrafes rigides avec la prise en compte des grands déplacements et grandes rotations. Les conditions aux limites traduisent en chaque point de fixation du filet une liaison du type appui double. Le chargement appliqué est piloté en force imposé de 8.5 KN sur 14 nœuds au milieu de la nappe et la surface sollicitée correspond aux conditions d'essais.

Une comparaison, réalisée entre le comportement expérimental et les résultats de la simulation numérique, est présentée à la Figure 3. L'utilisation d'agrafes déformables permet d'initier la dissipation plastique plus tôt dans la phase de chargement. Les plastifications traduisent l'ouverture des agrafes, leurs ruptures expliquent les variations brusques d'efforts [Figure4] qui s'accompagnent d'une redistribution des contraintes, démontrant ainsi que le filet ne perd pas sa fonction première de retenu du bloc. Son intégrité globale est préservée malgré une déstructuration géométrique locale.

Modélisation de l'essai d'impact à l'échelle réelle

Le modèle numérique de la structure est construit pour représenter de façon aussi réaliste que possible la structure réelle, ce afin de cerner le comportement de la barrière lors de l'impact. Tous les éléments de la structure sont pris en compte (les poteaux, les câbles, les ancrages dans la falaise, les systèmes de freinage, etc.), un bloc

sphérique indéformable est considéré pour assurer l'impact au centre du filet.

Le filet est modélisé par des éléments de type treillis, où les agrafes et les câbles sont considérés comme des éléments barres à trois degrés de liberté par nœud. Les dissipateurs d'énergie utilisés représentent le comportement de tubes au flambage. La longueur d'un dissipateur à l'état initial non déformé est de 1,50 m. La loi de comportement expérimental présente plusieurs pics et chutes d'efforts. Celle-ci a été simplifiée par une loi élasto-plastique présentée à la figure 5.

La décélération du bloc en fonction du temps et du déplacement [figure 6] montre que le comportement de la barrière se divise en trois phases :

Une première phase où le filet se déforme sans que la vitesse du bloc ne diminue.

Une deuxième phase où le filet se met en tension et se déforme et décélère le bloc avec une première pente de décélération.

Une troisième phase où les dissipateurs d'énergie entre en état de déformation plastique et contribuent fortement à la décélération du bloc, la pente de cette décélération est plus importante que celle de la deuxième phase.

La cinématique de déformation de la barrière étudiée est différente comparativement aux essais effectués. Cela est dû à la non modélisation des glissements et frottements du filet sur les câbles de pourtour. Ceci doit influencer sur les réactions aux appuis.

CONCLUSION ET PERSPECTIVES :

Cette étude nous a permis d'accroître les connaissances sur le comportement de filet pare-pierre en mode statique et dynamique ainsi que celles des nombreux paramètres entrant en jeu pour modéliser de manière réaliste le comportement des différents éléments constituant le filet.

Les résultats de la modélisation numérique de la maille et de la nappe, donnent un module numérique pour lequel les résultats expérimentaux concordent avec les résultats numériques, ce qui nous permet d'obtenir un modèle en grandeur réelle assez proche de la réalité.

Notre première perspective est d'étudier d'une manière plus avancée l'influence de certains paramètres sur la réponse du système afin de dégager les paramètres adimensionnels et les éventuelles lois de similitudes. Cela nous permettra de proposer une modélisation analytique simplifiée afin de dimensionner ces structures en bureaux d'ingénierie.

BIBLIOGRAPHIE:

[1] Trad A., Limam A., Robit P., "Real scale experiments on rockfall protection barriers". Applied Mechanics and Materials, vol. 82, pp. 734-739, 2011.

[2] Trad A., Limam A., Bertrand D., Robit P., "Multi-scale analysis of rockfall protection barriers". Rockfall engineering, Chapter 9, John Wiley and Sons, 2011.

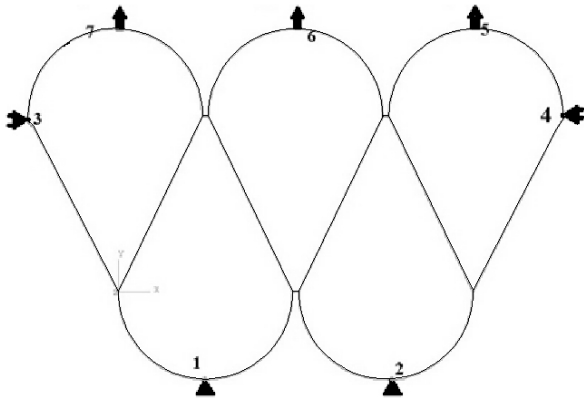


Figure 1 : La forme géométrique de la maille

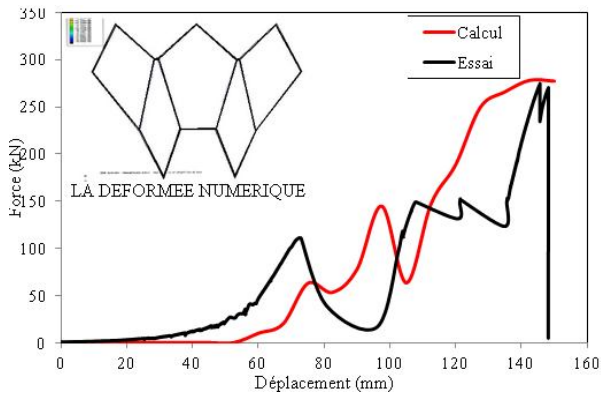


Figure 2 : Les résultats de la déformée

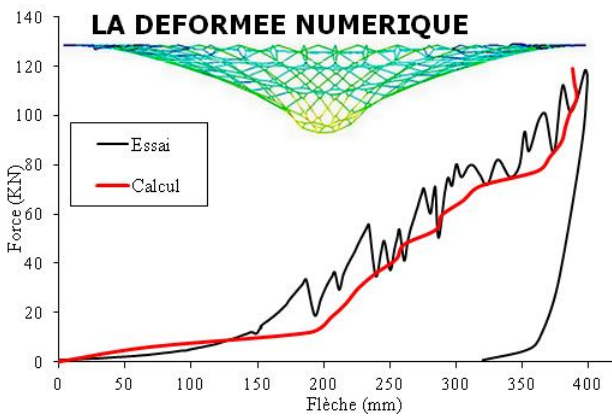


Figure 3 : comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques (nappe filet avec agrafes fusible)

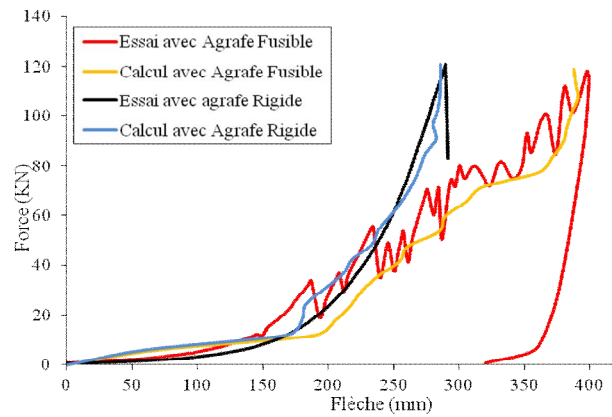


Figure 4: comparaison d'un filet avec agrafes fusible et rigide

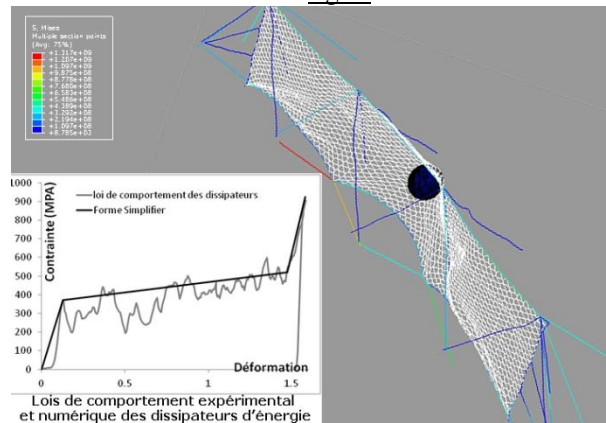


Figure 5: Modèle numérique de la structure en grandeur réelle

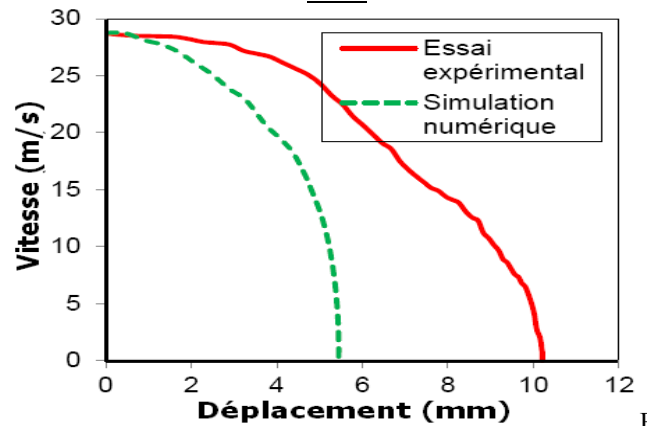


Figure 6 : décélération du bloc en fonction du déplacement

HOMOGENEISATION ANALYTIQUE DU COMPORTEMENT PIEZO- ELECTRIQUE D'UNE STRUCTURE MULTICOUCHES. GENERALISATION DE LA METHODE A D'AUTRES PROBLEMES MULTI-PHYSIQUES.

T. BENZINEB*, O. BETIC, J. F. GANGHOFFER*,
G. MAURICE*, R. RAHOUDJ*, D. ROUXELL**

* Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée(LEMETA)
2, avenue de la Forêt de Haye - BP 160 54504 Vandoeuvre Cedex – France

** Institut Jean Lamour, CNRS, Nancy Université,
UPV Metz, BP 70239, 54506 Vandœuvre-lès-Nancy, France

Introduction

La structure des matériaux multicouches planes met en évidence une direction privilégiée : la normale à ces couches x_1 (Figure 1). Pour un matériau constitué d'un très grand nombre de couches, on peut parler d'un comportement global équivalent. Du fait de la forte fréquence de variation spatiale des comportements des constituants du matériau, ce comportement global est en général inaccessible en résolvant numériquement les équations d'équilibre.

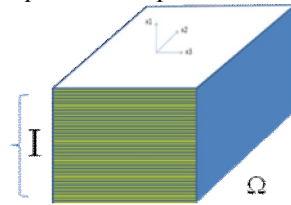


Figure 1 : Topologie générale d'un multicouches planes

Très souvent ces couches d'épaisseur η se répètent périodiquement, chacune étant constituée éventuellement d'un grand nombre de matériaux différents avec ou sans trous.

On note Ω le domaine occupé par ces couches et I leur épaisseur totale selon x_1 . Les méthodes d'homogénéisation périodique initiées par Sanchez Palencia [1,2], Lions et coll [3], et surtout Tartar [5], etc... permettent d'accéder mathématiquement au comportement équivalent en déterminant la limite des équations d'équilibre lorsque le nombre des périodes vers l'infini (et donc la taille η de chacune vers 0). Cette technique mathématique de passage à la limite permet ainsi d'éliminer la difficulté numérique évoquée plus haut. Ainsi le comportement équivalent est alors directement obtenu en résolvant des équations aux dérivées partielles sur une seule période et en prenant les moyennes de solutions.

Ces méthodes ne permettent pas l'accès à un comportement équivalent sous forme analytique.

Méthode

Dans ce papier, nous présentons une méthode analytique générale de détermination du comportement homogène équivalent de multicouches. Elle s'inspire des techniques de L. Tartar [4] (2-p. 95-104] et D. Cioranescu et coll. [6] (p 98 ...). et est détaillée sur un exemple, celui d'un multicouches de matériaux piézoélectriques.

Le comportement de chacune de ces couches est le suivant :

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \\ D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & 0 & 0 & 0 & e_{21} & e_{31} \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & 0 & 0 & 0 & e_{22} & e_{32} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & e_{33} \\ C_{14} & C_{24} & 0 & C_{44} & 0 & 0 & 0 & e_{24} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & C_{56} & e_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{65} & C_{66} & e_{16} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & e_{15} & e_{16} & -K_1 & 0 & 0 \\ e_{21} & e_{22} & 0 & e_{24} & 0 & 0 & 0 & -K_2 & 0 \\ e_{31} & e_{32} & e_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_3 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \\ E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{pmatrix} \quad \text{ou}$$

sous forme réduite

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ D \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C & e \\ 'e & K \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon \\ E \end{pmatrix}$$

où C , e et K désignent respectivement les matrices de rigidité, de piézoélectricité et de permittivité ; σ , D , ε , E les contraintes, les déplacements électriques, les déformations et le champ électrique. Dans le cas d'une sollicitation volumique extérieure $f=(f_\sigma, f_D)$, les équations d'équilibre s'écrivent :

$$\begin{cases} \text{div} \sigma(u_\eta) = C_\eta \varepsilon_\eta + e_\eta E_\eta = f \\ \text{div} D(\varphi_\eta) = 'e_\eta \varepsilon_\eta + K_\eta E_\eta = f_D \end{cases}$$

où $u_\eta=(u_{1\eta}, u_{2\eta}, u_{3\eta})$ désigne le déplacement et φ_η le potentiel électrique (u_η, f peuvent dépendre des trois variables x_1, x_2 et x_3). On note que u et φ sont bornés indépendamment de η dans $H^1(\Omega)$. Dans la suite nous omettrons l'indice η pour ne pas alourdir les notations.

A méthode consiste à isoler, d'une part les composantes de σ et D et d'autre part les dérivées de ε , E , selon x_1 .

$$(1) \quad (\sigma_{11} \quad \sigma_{13} \quad \sigma_{12} \quad D_1)' = A_1 V_1 + B_1 V_2 = A_1 \frac{\partial W_1}{\partial x_1} + A_1 W_2 + B_1 V_2$$

$$A_1 = \begin{pmatrix} C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_{55} & C_{56} & e_{15} \\ 0 & 0 & C_{11} & e_{16} \\ 0 & e_{15} & e_{16} & -K_1 \end{pmatrix} \quad B_1 = \begin{pmatrix} C_{12} & C_{13} & C_{14} & e_{21} & e_{31} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_{56} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

$$V_1 = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \\ E_1 \end{pmatrix} \quad W_1 = \begin{pmatrix} u_1 \\ u_3 \\ u_2 \\ \varphi \end{pmatrix} \quad W_2 = \begin{pmatrix} 0 \\ \frac{\partial u_1}{\partial x_1} \\ \frac{\partial u_1}{\partial x_2} \\ 0 \end{pmatrix} \quad V_2 = \begin{pmatrix} \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ E_2 \\ E_3 \end{pmatrix}$$

$$(2) \quad \frac{\partial W_1}{\partial x_1} = A_1^{-1} (\sigma_{11} \quad \sigma_{13} \quad \sigma_{12} \quad D_1)' - W_2 - A_1^{-1} B_1 V_2$$

Pour simplifier les notation, on pose $\Sigma_1' = (\sigma_{11} \quad \sigma_{13} \quad \sigma_{12} \quad D_1)$. On peut montrer que V_2, Σ_1 et W_2 sont bornés dans $L^2(\Omega)$. Ainsi, si on ignore la structure multicouches du matériau on peut seulement déduire qu'ils convergent faiblement vers leur limite V_2^0, Σ_1^0, W_2^0 lorsque que η tend vers 0. Le produit de limites faibles n'étant pas le produit des limites, on est contraint d'utiliser d'autres arguments pour pouvoir passer à la limite dans (2). En fait,

si on utilise les propriétés inhérentes à la structure multicouches du matériau, on peut montrer que Σ_1 tend fortement vers sa limite, et ainsi on peut écrire $\lim(A_1^{-1}\Sigma_1) = \lim(A_1^{-1})\lim(\Sigma_1)$. D'autre part, le fait que

$A_1^{-1}B_1$ ne dépende que de x_1 , que V_2 ne contient pas de dérivée par rapport à x_1 et que u et ϕ tendent fortement vers leurs limite dans $L^2(I)$, conduit aussi à :

$$\lim(A_1^{-1}B_1V_2) = \lim(A_1^{-1}B_1)\lim(V_2)$$

Ainsi, on peut passer à la limite dans (2) (la limite faible d'une fonction périodique étant sa moyenne, notée m)

$$\frac{\partial W_1^0}{\partial x_1} = m(A_1^{-1})\Sigma_1^0 - W_2^0 - m(A_1^{-1}B_1)V_2^0$$

puis en inversant, on obtient la limite dans (1)

$$(3) \Sigma_1^0 = m(A_1^{-1})^{-1} \left(\frac{\partial W_1^0}{\partial x_1} + W_2^0 + m(A_1^{-1}B_1)V_2^0 \right) = A_1V_1^0 + B_1V_2^0$$

On peut maintenant traiter les inconnues contenant des dérivées par rapport aux variables autres que x_1 , on a :

$$(4) (\sigma_{11} \quad \sigma_{13} \quad \sigma_{12} \quad D_1)^t = A_4V_1 + B_4V_2 = A_4 \frac{\partial W_1}{\partial x_1} + A_4W_2 + B_4V_2$$

$$A_4 = \begin{pmatrix} C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{14} & 0 & 0 & 0 \\ e_{21} & 0 & 0 & 0 \\ e_{31} & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad B_4 = \begin{pmatrix} C_{22} & C_{23} & C_{24} & e_{22} & e_{32} \\ C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & e_{33} \\ C_{24} & 0 & C_{44} & e_{24} & 0 \\ e_{22} & 0 & e_{24} & -K_2 & 0 \\ e_{32} & e_{33} & 0 & 0 & -K_3 \end{pmatrix}$$

En reportant (2) dans (4) et en notant

$$\Sigma_2 = (\sigma_{22} \quad \sigma_{33} \quad \sigma_{23} \quad D_2 \quad D_3)^t = A_4A_1^{-1}\Sigma_1 + (B_4 - A_4A_1^{-1}B_1)V_2$$

Et, comme précédemment, par le jeu de la convergence forte ou de l'absence de dérivées par rapport à x_1 , on peut également passer à la limite.

$$\Sigma_2^0 = m(A_4A_1^{-1})\Sigma_1^0 + m(B_4 - A_4A_1^{-1}B_1)V_2^0$$

Et en utilisant l'expression (3)

$$(5) \Sigma_2^0 = m(A_4A_1^{-1})m(A_1^{-1})^{-1}V_1^0 + [m(A_4A_1^{-1})m(A_1^{-1})^{-1}m(A_1^{-1}B_1) + m(B_4 - A_4A_1^{-1}B_1)]V_2^0 = A_4V_1^0 + B_4V_2^0$$

Ainsi en regroupant (3) et (5) le comportement homogénéisé s'écrit

$$\begin{pmatrix} \Sigma_1^0 \\ \Sigma_2^0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A_1 & B_1 \\ A_4 & B_4 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} V_1^0 \\ V_2^0 \end{pmatrix}$$

Avec le changement de variable suivant,

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \gamma_{21} \\ \gamma_{31} \\ E_1 \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{32} \\ E_2 \\ E_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \\ E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{pmatrix} = P \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \\ E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} m(\sigma) \\ m(D) \end{pmatrix} = P^{-1} \begin{pmatrix} A_1 & B_1 \\ A_4 & B_4 \end{pmatrix} P \begin{pmatrix} m(\varepsilon) \\ m(E) \end{pmatrix} \quad \text{où } P^{-1} = P$$

Résultats

On résume ici les résultats obtenus

$$A_1 = m(A_1^{-1})^{-1} \quad B_1 = m(A_1^{-1})^{-1} m(A_1^{-1}B_1)$$

$$A_4 = m(A_4A_1^{-1})m(A_1^{-1})$$

$$B_4 = m(A_4A_1^{-1})m(A_1^{-1})^{-1}m(A_1^{-1}B_1) + m(B_4 - A_4A_1^{-1}B_1)$$

$$A_1 = \begin{pmatrix} C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_{55} & C_{56} & e_{15} \\ 0 & 0 & C_{11} & e_{16} \\ 0 & e_{15} & e_{16} & -K_1 \end{pmatrix} \quad B_1 = \begin{pmatrix} C_{12} & C_{13} & C_{14} & e_{21} & e_{31} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_{56} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

$$A_4 = \begin{pmatrix} C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{14} & 0 & 0 & 0 \\ e_{21} & 0 & 0 & 0 \\ e_{31} & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad B_4 = \begin{pmatrix} C_{22} & C_{23} & C_{24} & e_{22} & e_{32} \\ C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & e_{33} \\ C_{24} & 0 & C_{44} & e_{24} & 0 \\ e_{22} & 0 & e_{24} & -K_2 & 0 \\ e_{32} & e_{33} & 0 & 0 & -K_3 \end{pmatrix}$$

Exemple

Les résultats précédents permettent un traitement analytique reposant essentiellement sur du calcul matriciel aisément réalisé par des logiciels de calcul formel comme Maple ou Mathematica. Voici la forme développée des matrices homogénéisées $A_4^t = B_1(C56=0)$

$$B_1 = A_4^t = \begin{pmatrix} m(\frac{C12}{C11}) & m(\frac{C13}{C11}) & m(\frac{C14}{C11}) & m(\frac{e21}{C11}) & m(\frac{e31}{C11}) \\ m(\frac{1}{C11}) & m(\frac{1}{C11}) & m(\frac{1}{C11}) & m(\frac{1}{C11}) & m(\frac{1}{C11}) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

L'écriture de A_1 et B_4 nécessitant plus de place, nous ne la présentons pas ici.

Si nous illustrons ces résultats analytiques par des couches formées de 2 matériaux piezoelectriques dont voici les caractéristiques physiques : Niobate de Lithium (Indice 1) - -- PVDF (Indice 2)

$$C1 = \begin{bmatrix} 204.5 & 52.5 & 74.5 & 8.9 & 0 & 0 \\ 52.5 & 204.5 & 74.5 & 8.9 & 0 & 0 \\ 74.5 & 74.5 & 245 & 0 & 0 & 0 \\ 8.9 & 8.9 & 0 & 60 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 60 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 76 \end{bmatrix} \quad C2 = \begin{bmatrix} 3.6 & 1.61 & 1.42 & 0 & 0 & 0 \\ 1.61 & 3.13 & 1.31 & 0 & 0 & 0 \\ 1.42 & 1.31 & 1.63 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 55 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 59 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 69 \end{bmatrix}$$

C_1 et C_2 sont exprimés en GPa

$$e1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 72.5 & 38 \\ -19 & 19 & 0 & 72.5 & 0 & 0 \\ -1.15 & -1.15 & 6.3 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad e2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 8.1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 6.75 & 0 & 0 \\ 7.2 & 9 & 9 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

e_1 et e_2 sont exprimés en 10^{-12} C/N

$$K1 = \begin{bmatrix} 43.5 & 0 & 0 \\ 0 & 43.5 & 0 \\ 0 & 0 & 29 \end{bmatrix} \quad K2 = \begin{bmatrix} 6.9 & 0 & 0 \\ 0 & 8.6 & 0 \\ 0 & 0 & 7.58 \end{bmatrix}$$

K_1 et K_2 sont exprimés en $8.85 \cdot 10^{-12}$ F/m

Faute de place nous ne présenterons que quelques résultats pour qu'ils soient lisibles sur papier.

On obtient les courbes suivantes avec en abscisse la proportion alpha des 2 matériaux

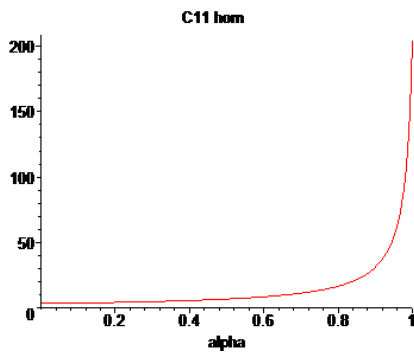


Figure 2

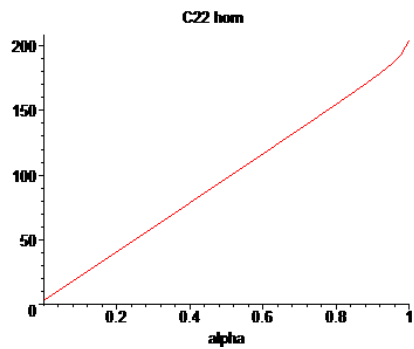


Figure 3

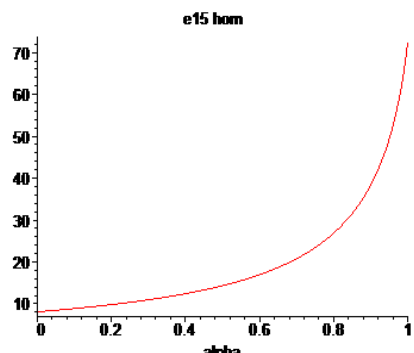


Figure 4

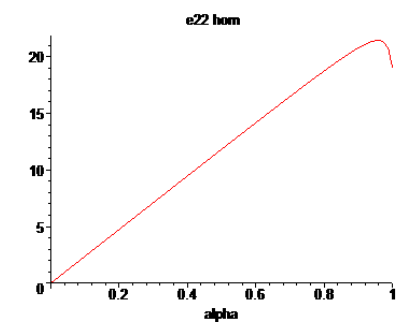


Figure 5

Ces courbes (figures 2 à 7) présentent l'évolution des composantes homogénéisées en fonction de la proportion alpha des deux matériaux

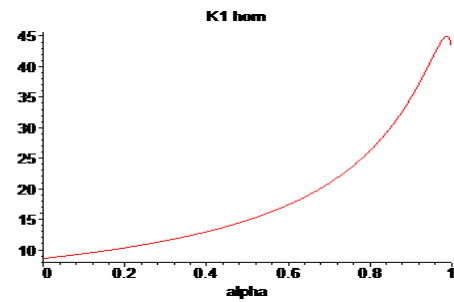


Figure 6

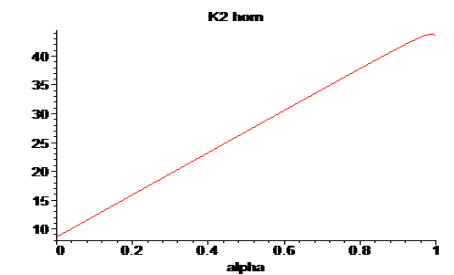


Figure 7

On observe que dans la direction normale aux couches le matériau homogénéisé réagit un peu comme des matériaux assemblés en série (inverse de la moyenne de l'inverse des propriétés physiques) (figures 2,4,6), alors que dans les autres directions il réagit comme un assemblage en parallèle (moyenne des propriétés physiques) (figures 3,5,7). Les et les sont représentatives respectivement du premier et du second cas.

Conclusion et discussion

L'intérêt de la méthode proposée réside dans le fait qu'elle est générale pour les problèmes multi-couches multi-physiques généraux. Elle repose sur deux principes

Dans les équations d'équilibre, on isole les termes faisant apparaître des dérivées dans la direction normale aux couches, ce qui permet de dégager des convergences fortes de certaines grandeurs. Associées aux dérivées par rapports aux deux autres variables, elles permettent le passage à la limite de leur produit.

Elle donne des résultats matriciels analytiques dont le calcul des coefficients se traite facilement par un logiciel de calcul formel (Maple).

Enfin cette méthode est également utilisables pour les matériaux à mémoire qui se ramènent, par transformation de Laplace, à des problèmes du type de ceux traités dans cet article.

Références

- [1] Sanchez-Palencia E.. Non Homogeneous Media and Vibration Theory, Lecture Notes in Physics, N° 127, pp. 84-128, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 1980.
- [2] Sanchez-Palencia E., Zaoui A.. Homogenization techniques for composite media, Lecture Notes in Pysics, N° 272, pp. 226-230, Springer-Verlag, Proceedings, Udine, Italy, 1987.
- [3] Bensoussan A., Lions J. L., Papanicolaou G.. Asymptotic Analysis for Periodic Structures. North Holland, 1978.
- [4] Tartar L.. Cours Peccot au Collège de France. 1977.
- [5] Tartar L.. The General Theory of Homogenization: A Personalized Introduction. Lecture Notes of Unione Matematica Italiana. Springer (2009)
- [6] Cioranescu D., Donato P.. An introduction to homogenization. Oxford Lectures Notes Series.1999, Oxford University Press.

RESULTATS MATHEMATIQUES ET NUMERIQUES SUR LA SENSIBILITE PARAMETRIQUE DU ROM-POD

NISSRINE AKKARI^{1,2} , AZIZ HAMDOUNI¹ , MUSTAPHA JAZAR²

¹ Université de La Rochelle, Laboratoire des Sciences de l'Ingénieur pour l'Environnement (LaSIE)

² Université Libanaise, Laboratoire de Mathématiques et Applications(LaMa)

Résumé :

Dans cette communication, nous étudions d'un point de vue mathématique la sensibilité paramétrique des modèles d'ordres réduits (ROM) construits à partir de la méthode de décomposition orthogonale aux valeurs propres (POD) [1]. Nous donnons une estimation a priori du carré de l'erreur entre la solution du modèle réduit et celle du problème semi-discret en espace associé aux équations de type Burgers et Navier-Stokes. Cette estimation dépend de la distance entre deux paramètres distincts et de l'évolution de la dimension du ROM-POD. Des validations numériques de ce résultat théorique sont présentés uniquement sur le cas de l'équation de Burgers.

Mots-clés: Réduction de modèles, POD, estimation d'erreurs, évolution paramétrique, sensibilité.

Introduction

Plusieurs approches existent dans le cas où la technique de réduction de modèles utilisée est la POD, pour construire des modèles réduits qui dépendent des paramètres [1, 2, 3, 4]. Par ailleurs, dans beaucoup d'applications en mécanique des fluides, la base POD calculée pour un paramètre caractéristique fixe des équations de Navier-Stokes est utilisée à la suite pour construire des modèles d'ordre réduit ROM-POD pour d'autres valeurs du paramètre caractéristique. Aussi, la prédiction du comportement de ce ROM-POD vis-à-vis le problème initial complet est cruciale. Aussi se pose la question: Comment peut-on améliorer la représentativité du ROM en augmentant sa dimension N tout en gardant un sens à la réduction de modèle? Notre travail se situe dans ce cadre, et a pour objectif d'établir des résultats mathématiques permettant de répondre à ces problématiques. Pour simplifier cette communication, nous traitons uniquement l'équation de Burgers. Dans le paragraphe (2.1), nous énonçons le résultat fondamental, alors que dans le paragraphe (2.2) nous montrons une validation numérique de ce résultat pour une solution particulière de l'équation de Burgers.

2 Résultat fondamental

Soit Ω un intervalle ouvert et borné de \mathbb{R} . Soit $X = L^2(\Omega)$ et $V = H_0^1(\Omega)$. Considérons l'équation de Burgers avec un terme source f :

$$\begin{cases} \frac{\partial u_\lambda}{\partial t} + u_\lambda(t)\partial_x u_\lambda(t) = \lambda\partial_{xx} u_\lambda(t) + f(t) & \text{dans } \Omega \\ u_\lambda(0) = u_0 \text{ et } u|_{\partial\Omega} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

$\lambda \in \mathbb{R}^{+*}$, désigne le paramètre de la viscosité associé à la solution u_λ . Nous supposons que f et u_0 satisfont les conditions suffisantes pour que le problème (1) ait une solution unique dans $C([0, T]; X) \cap L^2([0, T]; V)$.

Soit V_h un sous-espace de V de dimension M . Nous notons $h = \frac{1}{M}$. Considérons le problème semi-discret en espace associé à l'équation (1) :

$$\begin{cases} \left(\frac{du_\lambda^h}{dt}, v \right) + (u_\lambda^h(t)\partial_x u_\lambda^h(t), v) - \lambda (\partial_x u_\lambda^h(t), \partial_x u_\lambda^h(t))_X + (f(t), v)_X \quad \forall v \in V_h \\ (u_\lambda^h(0), v)_X = (u_0, v)_X \quad \forall v \in V_h \end{cases} \quad (2)$$

Notons Φ^{λ_0} une base POD associée à $u_{\lambda_0}^h$ sur l'intervalle $(0, T)$ et $\mu_n^{\lambda_0}$ $[n=1, \dots, M]$ les valeurs propres POD associées. Nous démontrons le résultat suivant:

Théorème 1 Sous les hypothèses de régularité précédentes, nous démontrons la majoration suivante :

$$\|u_\lambda^h - \hat{u}_{\lambda, \lambda_0}\|_{L^2(0, T; X)}^2 \leq f_1^{\lambda_0}(N) + f_2^{\lambda_0}(N) \frac{|\lambda - \lambda_0|}{\lambda_0}, \quad (3)$$

$\hat{u}_{\lambda, \lambda_0}$ désigne la solution du modèle réduit de dimension N approximant u_λ^h . $f_1^{\lambda_0}(N) = L \sum_{n=N+1}^M \mu_n^{\lambda_0}$, où L est une constante associée à u_λ^h et $f_2^{\lambda_0}(N)$ est une suite décroissante en fonction de N et qui tends vers 0 lorsque N devient grand. Comme la suite du reste des valeurs propres $\sum_{n=N+1}^M \mu_n^{\lambda_0}$ est à convergence très rapide; Ce résultat permet, de choisir le nombre de modes nécessaires pour maintenir une erreur donnée en fonction de l'écart entre λ et λ_0 . Ce choix dépend de la vitesse de convergence de $f_2^{\lambda_0}(N)$. On montre que cette vitesse est liée à la régularité de la solution. Dans ce cas, on peut donner une estimation de cette suite en $O(\frac{1}{N})$. Pour des hypothèses de régularité plus fortes ($u_\lambda^h(t) \in H^m(\Omega)$), nous montrons une majoration plus fine du carré de l'erreur du modèle réduit en $O(\frac{1}{N^{2m-1}})$.

3 Validation numérique

Les validations numériques sont effectués pour la solution numérique de l'équation (1) où $f = 0$

$$\begin{cases} u_\lambda(x, 0) = \sin(\pi x), \quad 0 < x < 1 \\ u_\lambda(0, t) = u_\lambda(1, t) = 0, \quad t \in [0, 1] \end{cases}$$

et: Nous considérons $\lambda_0 = 0.01$. Supposons N fixe pour l'instant et déterminé de manière que $\sum_{n=N+1}^M \mu_n^{\lambda_0}$ soit vraiment négligeable. Nous validons l'estimation théorique (3), en

fonction de l'évolution paramétrique. Supposons que λ varie dans l'intervalle $[0.005, 0.019]$ et calculons pour chacun de ces paramètres $\mathcal{E}_\lambda^2 = \|u_\lambda^h - \hat{u}_{\lambda, \lambda_0}\|_{L^2(0,T;X)}^2$. Nous obtenons la figure (1) suivante :

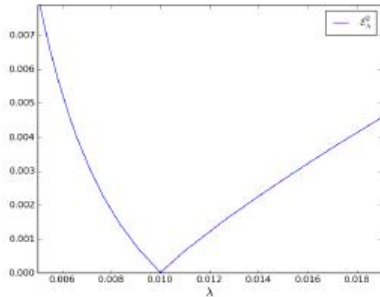


FIGURE 1 – Evolution de $\mathcal{E}_\lambda^2 = \|u_\lambda^h - \hat{u}_{\lambda, \lambda_0}\|_{L^2(0,T;X)}^2$, pour $\lambda \in [0.005, 0.019]$

A partir de cette figure, nous retrouvons le comportement annoncé dans le théorème (1).

Ensuite, nous validons numériquement l'estimation (3) en fonction de l'augmentation du nombre de modes N . Nous notons $\mathcal{E}_\lambda^2 = \|u_\lambda^h - \hat{u}_{\lambda, \lambda_0}\|_{L^2(0,T;X)}^2$. Prenons respectivement les deux exemples où $\lambda_0 = 0.01$, $\lambda = 0.005$ et $\lambda_0 = 1$, $\lambda = 0.3$. Nous obtenons les deux figures (2) et (3) suivantes.

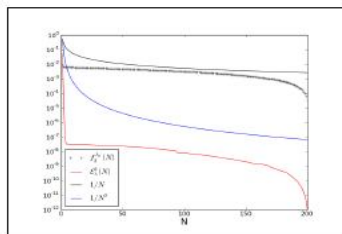


FIGURE 3 – $\mathcal{E}_\lambda^2(N)$ (ligne rouge), $f_2^{\lambda_0}(N)$ (ligne noire pointillée), $\frac{1}{N}$ (ligne noire), $\frac{1}{N^3}$ (ligne bleue) pour $\lambda_0 = 1$ et $\lambda = 0.3$.

A partir de ces exemples, nous retrouvons le résultat énoncé dans le théorème (1), en fonction de l'évolution du nombre de modes.

4 Conclusion et perspectives

Dans cette communication nous avons présenté des résultats mathématiques de sensibilité de la méthode POD uniquement pour le cas de l'équation de Burgers. Dans la présentation qui suivra, nous inclurons des résultats de sensibilité associés aux équations de Navier-Stokes et nous donnerons les grandes étapes de la preuve de ces résultats.

Bibliographie

A. Hay., J. Borggaard, D. Pelletier, Improved low-order modelling from sensitivity analysis of the proper orthogonal decomposition method, J. Fluid Mech., pp. 41-72, 2009.

Andrea Manzoni, Alfio Quarteroni, and Gianluigi Rozza, Computational reduction for parametrized PDEs: strategies and applications, Mathematics Institute of Computational Science and Engineering, (15), 2012.

David Amsallem, Julien Cortial, Kevin Carlberg, Charbel Farhat, A method for interpolation on manifolds structural dynamics reduced-order models, International journal for numerical methods in engineering, pp. 1241-1258, 2009.

J. Lumley, The structure of inhomogeneous turbulent flows, Atmospheric Turbulence and Radio Wave Propagation vol. In A.M. Yaglom and Tararsky, pp. 166-178, 1967.

N. Nguyen, G. Rozza, P. Huynh, and A. Patera, Reduced basis approximation and a posteriori error estimation for parametrized parabolic PDEs ; application to real-time Bayesian parameter estimation, Large-Scale Inverse Problems and Quantification of Uncertainty, 8 : pp. 151-178, 2010.

ANALYSE DU FLAMBAGE LOCAL DES COQUES MINCES PAR LA MÉTHODE ARLEQUIN ET LA MÉTHODE ASYMPTOTIQUE NUMÉRIQUE

K. KPOGAN¹ *, Y. CONG¹, H. ZAHROUNI¹, H. BEN DHIA², M. POTIER-FERRY¹

¹Université de Lorraine, Laboratoire d'Etude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux (LEM3), UMR CNRS 7239, Ile du Saulcy 57045 Metz, France

²Ecole Centrale Paris, Laboratoire de Mécanique des Sols, Structures et Matériaux (MSSMat), Grande Voie des Vignes, 92295 Châtenay-Malabry Cedex, France

* Auteur correspondant

Résumé : Dans ce travail, on présente une technique qui combine la méthode Arlequin et la méthode asymptotique numérique pour étudier le flambage local des coques minces. Cette contribution consiste à coupler deux modèles discrétisés de coques, un maillage quadratique plus fin étant appliqué dans la zone où le flambage local apparaît. La formulation de coque utilisée est une formulation tridimensionnelle, dont les variables cinématiques sont toutes de type déplacement, et qui utilise une loi de comportement 3-D sans condensation.

Abstract : In this work, we present a technique combining the Arlequin method and the Asymptotic Numerical Method (ANM) that can be applied to investigate the local buckling phenomenon of thin shells. This contribution aims at coupling two models discretized with shell elements, one in coarse mesh representing the global structure, and the other in fine mesh, focusing on the area where local buckling may occur. Concerning the shell model, we adopte in this work a versatile three-dimensional 7-parameter shell formulation, with all kinematical variables of displacement type, and incorporating a non-condensed 3D constitutive law.

Mots-clés : Méthode Arlequin, Méthode asymptotique numérique, Flambage, Coque.

Introduction

Nous présentons dans cet article une technique qui combine la méthode Arlequin avec la méthode asymptotique numérique (MAN) pour l'analyse du flambage local des coques minces. Les applications potentielles concernent par exemple l'étude paramétrique de l'influence de la géométrie et de la position de défauts très localisés dans une structure élancée sur le flambage.

Pour résoudre ce type de problèmes, nous avons considéré deux niveaux d'analyse. Un premier niveau correspond au défaut, de l'ordre de quelques centimètres. Sur cette zone, le comportement mécanique, riche et localisé, de la solution dépend fortement de la géométrie du défaut et influence

l'état de contraintes de la structure sur une distance assez importante. Le deuxième niveau d'analyse, de l'ordre du mètre, correspond à la structure sans défaut. Il s'agit donc de faire un couplage coque/coque pour décrire les instabilités locales sur toute la structure. Pour ce faire, nous avons utilisé la méthode Arlequin. Cette méthode [1] permet de coupler des modèles avec des propriétés différentes ou des maillages différents, par superposition et collage. L'objectif de cette approche est de proposer une stratégie permettant de mener les calculs simultanément sur ces différents niveaux, tout en étant à la fois simple d'emploi et peu coûteuse en temps pour l'utilisateur.

Un avantage important de cette méthode est qu'elle permet de modéliser le défaut dans un ou plusieurs patches que nous pouvons placer à différentes régions de la structure permettant ensuite d'étudier l'influence de ces défauts sur toute la structure sans toutefois refaire le maillage pour chaque cas d'étude. Nous proposons une illustration de l'un des exemples que nous avons étudié, une tôle en traction encastrée sur une partie du bord gauche.

Par ailleurs nous avons utilisé la méthode asymptotique numérique [2]. C'est une technique de résolution des équations non linéaires basée sur le développement de Taylor à ordre élevé. Le principal avantage de cette méthode est de permettre un pilotage automatique et un calcul de longueur de pas de continuation *a posteriori* ce qui permet d'établir un algorithme à pas naturellement adaptatif. Comparée aux méthodes de résolution itératives, la MAN génère des gains importants en temps de calcul puisqu'une seule inversion de la matrice de rigidité permet de décrire une bonne partie de la branche de solutions. De plus, grâce à la prédiction d'ordre élevé, cette méthode est très bien adaptée aux problèmes en présence d'instabilités.

Formulation

La formulation de base utilisée est une formulation tridimensionnelle de coque à 7 variables cinématiques. Elle est basée sur le concept EAS (Enhanced Assumed Strain) qui permet d'inclure un champ de déformation supplémentaire, incompatible avec les déplacements, dans le champ de déformation total. Elle s'écrit :

$$\Pi_{EAS} = \int_{\Omega_e} \left\{ \frac{1}{2} (Bu + \tilde{\gamma}) : D : (Bu + \tilde{\gamma}) \right\} d\Omega - \lambda P_e(u) \quad (1)$$

Où Bu est le champ compatible de la déformation et $\tilde{\gamma}$ est la partie additionnelle incompatible. D est le tenseur des constantes élastiques, $P_e(u)$ est le travail des efforts extérieurs et λ est un paramètre de chargement. Nous avons utilisé une discrétisation usuelle basée sur un élément quadrilatéral iso-paramétrique à huit nœuds avec intégration réduite [3].

Couplage Arlequin

La méthode Arlequin consiste à partitionner un système mécanique initialement représenté par un domaine Ω (Cf. Fig.1a) en deux sous-domaines Ω_1 et Ω_2 où $\Omega_1 \cap \Omega_2 = S \neq \emptyset$ (Cf. Fig. 1b).



a) La structure générale b) Domaines superposés
Fig1. La méthode Arlequin dans un problème de mécanique

Au niveau continu, la méthode Arlequin cherche les points stationnaires d'une fonctionnelle de la forme :

$$\Pi_{EAS}^1(u_1) + \Pi_{EAS}^2(u_2) + c(\mu, u_1 - u_2) \quad (2)$$

Le point central est l'opérateur de couplage c qui est choisi par analogie avec l'énergie de déformation de la coque. Le domaine d'intégration est 3D, le multiplicateur μ est défini à partir d'une cinématique de coques, les points d'intégration et l'interpolation sont les mêmes que pour le modèle éléments finis initial:

$$c(\mu, u) = \int_{\Omega} \mu \cdot u + \gamma^l(\mu) : D : \gamma^l(u) d\Omega \quad (3)$$

γ^l étant la déformation compatible linéaire. Le multiplicateur μ et le déplacement u sont discrétisés comme suit :

$$u(\theta_1, \theta_2, \theta_3) = \sum_{k=1}^8 N^k(\theta_1, \theta_2) v^k + \frac{\theta^3}{2} N(\theta_1, \theta_2)^k h^k w^k \quad (4)$$

Où $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ désignent les coordonnées curvilignes de la coque.

Variation de la fonctionnelle et forme à discrétiser

La forme stationnaire de la fonctionnelle (1) donne :

$$\begin{aligned} \delta \Pi_{EAS} &= \int_{\Omega_e} \left\{ {}^t \delta B u + \delta \tilde{\gamma} \right\} : D : (B u + \tilde{\gamma}) d\Omega - \lambda P_e(\delta u) \\ &= 0 \quad \forall \delta u \text{ et } \delta \tilde{\gamma} \end{aligned} \quad (5)$$

D'où :

$$\begin{cases} \int_{\Omega_e} \left\{ {}^t \delta B u : S \right\} d\Omega - \lambda P_e(\delta u) = 0 \\ \int_{\Omega_e} {}^t \delta \tilde{\gamma} : S d\Omega = 0 \\ S = D : (B u + \tilde{\gamma}) \end{cases} \quad (6)$$

En représentant les valeurs nodales par le vecteur $\{q\}$, le

vecteur déplacement et son gradient ainsi que sa partie virtuelle s'écrivent :

$$\{u\} = [N]\{q\}; \quad \{\theta(u)\} = [G]\{q\}; \quad \{\delta u\} = [N]\{\delta q\} \quad (7)$$

La non-linéarité est introduite par la déformation compatible :

$$\gamma^c = B u = \left([R] + \frac{1}{2} [A(u)] \right) \{\theta(u)\} \quad (8)$$

Par ailleurs la forme vectorielle de la déformation additionnelle s'écrit :

$$\{\tilde{\gamma}\} = [B_a]\{a\} \quad (9)$$

Où :

$$[B_a] = \theta_3 \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & \theta_1 & \theta_2 & \theta_1 \theta_2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (10)$$

La forme stationnaire de la fonctionnelle (2), nous permet, à partir des équations (6-10), d'écrire le système d'équation suivant :

$$\begin{cases} \int_{\Omega_f} \alpha_i \left({}^t \{\delta \theta_i(u_i)\} \left([R_i] + [A(u_i)] \right) + {}^t \{\delta a_i\} [B_{a_i}] \right) \{S_i\} d\Omega + \\ \quad + (-1)^{i+1} c(\mu, \delta u_i) = \lambda P_e(\delta u_i) \\ \int_{\Omega_f} \alpha_i [B_{a_i}] \{S_i\} d\Omega = 0 \\ c(\delta \mu, u_1 - u_2) = 0 \\ \{S_i\} = [D_i] \left(\left([R_i] + \frac{1}{2} [A(u_i)] \right) \{\theta(u_i)\} + \tilde{\gamma}_i \right) \end{cases} \quad (11)$$

Implémentation de la MAN

La MAN permet de chercher une partie de la branche solution du problème (11) en développant les inconnues $(u, \tilde{\gamma}, S, \lambda, \mu)$ en séries par rapport à un paramètre « a » qui représente une inconnue supplémentaire du problème :

$$\begin{pmatrix} q_i \\ \mu \\ \tilde{\gamma}_i \\ S_i \\ \lambda \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} q_i^k \\ \mu^k \\ \tilde{\gamma}_i^k \\ S_i^k \\ \lambda^k \end{pmatrix} + a \begin{pmatrix} q_i(1) \\ \mu(1) \\ \tilde{\gamma}_i(1) \\ S_i(1) \\ \lambda(1) \end{pmatrix} + a^2 \begin{pmatrix} q_i(2) \\ \mu(2) \\ \tilde{\gamma}_i(2) \\ S_i(2) \\ \lambda(2) \end{pmatrix} + \dots + a^{N_{ord}} \begin{pmatrix} q_i(N_{ord}) \\ \mu(N_{ord}) \\ \tilde{\gamma}_i(N_{ord}) \\ S_i(N_{ord}) \\ \lambda(N_{ord}) \end{pmatrix} \quad (13)$$

Nous obtenons à l'étape p :

$$\begin{cases}
 \int_{\Omega_i^e} \alpha_i \left({}^t \{ \delta q_i \} \right)^t \left([B^t] + [B^{nl}(q^k)] \right) \{ S_i(p) \} + {}^t [B^{nl}(q_i(p))] \{ S_i^k \} d\Omega \\
 \quad + (-1)^{i+1} {}^t \{ \delta q_i \} \{ C_i \} \{ \mu(p) \} = \\
 \lambda(p) P_e(\delta u_i) - \int_{\Omega_i^e} \alpha_i \sum_{r=1}^{p-1} [B^{nl}(q^{p-r})] \{ S_i(r) \} d\Omega \\
 \int_{\Omega_i^e} \alpha_i [B_{q_i}] \{ S_i(p) \} d\Omega = 0 \\
 {}^t [C_1] \{ q_1(p) \} - {}^t [C_2] \{ q_2(p) \} = 0 \\
 \{ S_i(p) \} = [D_i] \left\{ [B_i(q_i^k)] \{ q_i(p) \} + \tilde{\gamma}_i(p) + \int_{\Omega_i^e} \sum_{r=1}^{p-1} [B^{nl}(q^{p-r})] \{ q_i(r) \} \right\} \\
 \langle q_i(p), q_i(1) \rangle + \lambda(p) \lambda(1) = 0
 \end{cases} \quad (12)$$

À p=1, on pose $[B^{nl}(q_i^0)] = 0$.

Résultats

On considère une tôle en traction (Fig. 1). On encastre une partie de l'un de ses bords et on laisse libres les autres parties. Pour activer le mode de flambage, nous imposons une petite force verticale en un point M de la tôle ($10^{-5} F$). La tôle est constituée d'un matériau dont les constantes d'élasticité sont le module d'Young $E = 200 GPa$ et le coefficient de poisson $\nu = 0.3$. Elle a pour dimension, la longueur $L=1000$, la largeur $B=50$ et l'épaisseur $h=0.1$.

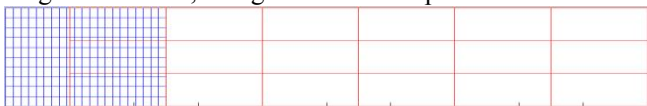


Fig. 2 : Maillage Arlequin de la tôle.

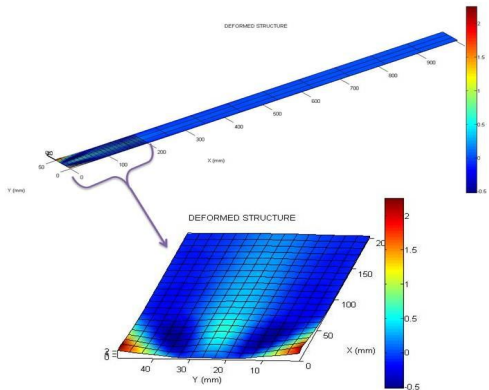


Fig. 3 : Déplacement vertical de la tôle

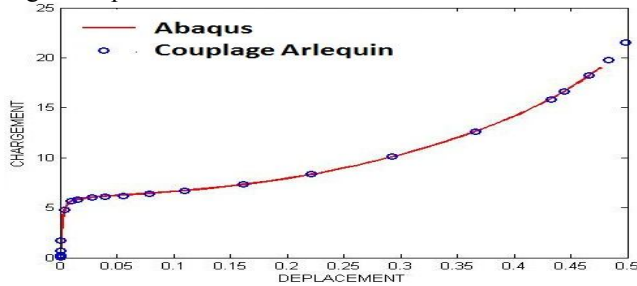


Fig. 4 : Déplacement vertical d'un point de la zone du flambage en fonction de la force de traction.

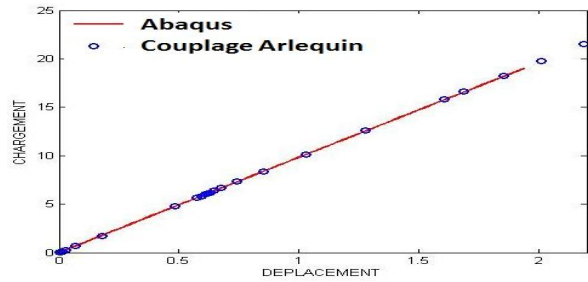


Fig.5 : Déplacement horizontal en fonction de la force de traction.

Pour comparer les résultats avec Abaqus, nous avons considéré la structure maillée homogène avec les éléments finis quadrilatéral de type S8R. La structure converge avec 100 éléments sur la longueur et 15 éléments sur la largeur, ce qui fait 28386 degrés de liberté (ddl). Comparé avec la méthode Arlequin, nous gagnons suffisamment en ddl (6528 de ddl utilisés, soit 77% de ddl gagnés).

La figure Fig.3 décrit le déplacement vertical, ce qui traduit le flambage de la tôle. La zone flambée est bien localisée et se situe sur le 1/5 de la tôle. Les résultats étant identiques avec ceux d'Abaqus, nous avons donc une bonne distribution d'énergie sur les deux modèles, d'où une bonne résolution du problème Arlequin. Par ailleurs la figure Fig.4 montre que la structure n'a pas perdu sa déformation globale (4/5 de la tôle).

Conclusion

Dans notre travail, la MAN et la méthode Arlequin sont combinées pour étudier le flambage des coques minces. Nous avons décrit la formulation en non linéarité géométrique de la coque utilisée. Ensuite nous avons montré l'utilisation de la méthode Arlequin conformément à la coque utilisée. Le problème étant non linéaire, pour le résoudre, nous avons utilisé la MAN. Les applications effectuées sont comparées avec Abaqus. Ces résultats étant identiques, nous pouvons affirmer que la formulation écrite et le code sont validés.

Références

H. Ben Dhia, Multiscale mechanical problems : the Arlequin method, Comptes Rendus de l'Académie des Sciences, Serie IIb, Paris, 899-904, 1998
 B. Cochelin, Méthode asymptotique numérique pour le calcul non-linéaire géométrique des structures élastiques. Habilitation à diriger des recherches, Université de Metz, France, 1994
 H. Zahrouni, B. Cochelin, M. Potier-Ferry, Computing finite rotations of shells by an asymptotic-numerical method, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 175 (1999) 71-85.

MODELISATION MULTI-ECHELLE DES INSTABILITES A L'AIDE D'UNE FORMULATION TRIDIMENSIONNELLE DE COQUE MINCE

Y. CONG¹, S. NEZAMABADI², H. ZAHROUNI¹ AND
J. YVONNET³

¹ Laboratoire d'Étude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux, LEM3, CNRS UMR 7239, Université de Lorraine, Ile du Saulcy, 57045 Metz, France
yu.cong_hamid.zahrouni@univ-lorraine.fr

² Laboratoire de Mécanique et Génie Civil, UMR CNRS 5508, Université Montpellier 2, Place Eugène Bataillon, 34095 Montpellier Cedex 05, France
saeid.nezamabadi@univ-montp2.fr

³ Laboratoire Modélisation et Simulation Multi Échelle, UMR CNRS 8208, Université Paris-Est, 5 Bd Descartes, 77454 Marne-la-Vallée Cedex 02, France
julien.yvonnet@univ-paris-est.fr

Abstract: We propose in this work a numerical technique in the context of computational homogenization of thin structures composed of heterogeneous materials. Particular care has been taken to offer extended capability to deal with instabilities such as buckling, which is of special interest for shell structures.

Résumé : Nous proposons dans cette étude une approche multi-échelle dans le contexte de l'homogénéisation numérique permettant de traiter des structures minces hétérogènes avec la prise en compte des instabilités, telles que le flambage, qui présentent un intérêt particulier pour les structures de coque.

Keywords: homogénéisation numérique, matériaux hétérogènes, coque, méthode multi-échelle

Introduction

Les matériaux hétérogènes sont de plus en plus utilisés dans les structures minces depuis quelques décennies. Cette tendance vise la conception de structures plus légères et plus résistantes rencontrées dans de nombreux secteurs industriels, allant de l'aérospatiale, du génie civil, jusqu'au sport et loisir. Dans le domaine de la mécanique, ce phénomène a suscité un grand intérêt dans la recherche visant à développer des approches multi-échelles permettant d'étudier les comportements mécaniques des matériaux hétérogènes à l'aide des modèles homogénéisés. Or, si l'homogénéisation des matériaux hétérogènes semble être bien maîtrisée pour des applications générales [3, 5, 7, 8] elle demeure peu développée pour traiter les problèmes incluant des structures minces [4]. L'objectif de ce travail est donc de proposer une nouvelle approche dans le cadre de l'homogénéisation numérique, permettant de traiter les structures de coque en matériaux hétérogènes multiphasés,

tels que les matériaux composites. La présente méthode est particulièrement étudiée pour être capable de prendre en compte les instabilités [11, 9], phénomène qui représente des difficultés numériques considérables d'autant plus dans un cadre multi-échelle.

Nous prenons systématiquement en compte la non linéarité géométrique pour le modèle à l'échelle macroscopique. En ce qui concerne les lois de comportement matériel, nous limiterons aux comportements linéaires, en considérant que la déformation locale reste petite. La présente méthode sera testée et illustrée à l'aide de deux exemples numériques, dont le deuxième présente de fortes instabilités, ce qui constitue un intérêt majeur pour cette étude.

Stratégie d'homogénéisation

Dans le cadre de la présente procédure d'homogénéisation, nous proposons de modéliser le problème macroscopique à l'aide d'un élément de coque tridimensionnelle à 7 paramètres [2, 10]. La cinématique de cette formulation de coque est représentée par Figure 1, où la position d'un point matériel est repérée par le vecteur \mathbf{X} dans sa configuration initiale, et par le vecteur \mathbf{x} dans la configuration finale. Ces vecteurs sont exprimés à l'aide des coordonnées curvilignes $(\theta^1, \theta^2, \theta^3)$, où (θ^1, θ^2) caractérisent la surface moyenne de la coque, et θ^3 se dirige dans la direction perpendiculaire à celle-ci.

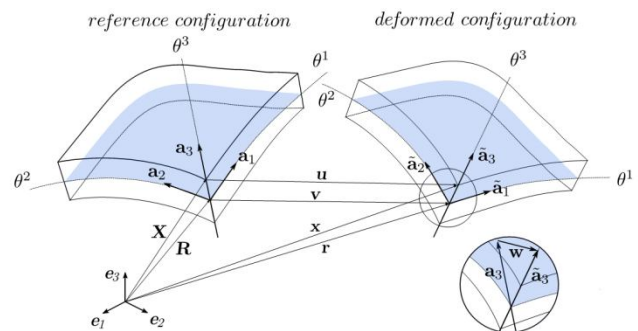


Figure 13: Représentation géométrique et cinématique de la coque

Dans la configuration initiale, le vecteur de position \mathbf{X} d'un point quelconque appartenant à la structure de coque est défini par:

$$\mathbf{X}(\theta^\alpha, \theta^3) = \mathbf{r}(\theta^\alpha) + \theta^3 \mathbf{a}_3(\theta^\alpha), \quad (1)$$

où $\mathbf{r}(\theta^\alpha)$ ($\alpha = 1, 2$) désigne la projection du point sur la surface moyenne et θ^3 décrit sa position dans la direction transversale avec $\theta^3 \in [-H/2, H/2]$ (H est l'épaisseur de la coque). \mathbf{a} est la base covariante définie à la surface moyenne, dont les composantes sont données par $\mathbf{a}_\alpha = \mathbf{r}_{,\alpha}$ et $\mathbf{a}_3 = \mathbf{a}_1 \times \mathbf{a}_2$, avec \mathbf{a}_3 la normale à la surface moyenne. De cette définition, nous allons définir \mathbf{G} , base covariante au point quelconque de la coque \mathbf{X} , dont les composantes sont:

$$\mathbf{G}_\alpha = \mathbf{X}_{,\alpha} = \mathbf{a}_\alpha + \theta^3 \mathbf{a}_{3,\alpha}, \quad \mathbf{G}_3 = \mathbf{X}_{,3} = \mathbf{a}_3. \quad (2)$$

De façon similaire, nous définissons la position du point \mathbf{x} dans la configuration finale par le vecteur \mathbf{x} :

$$\mathbf{x}(\theta^\alpha, \theta^3) = \tilde{\mathbf{r}}(\theta^\alpha) + \theta^3 \tilde{\mathbf{a}}_3(\theta^\alpha), \quad (3)$$

où $\tilde{\mathbf{r}} = \mathbf{r} + \mathbf{v}$ et $\tilde{\mathbf{a}}_3 = \mathbf{a}_3 + \mathbf{w}$ sont issus du transport des vecteurs \mathbf{r} et \mathbf{a}_3 dans la configuration finale.

Comme pour la définition de \mathbf{G}_i , voir Eq. (2), nous obtenons la base covariante d'un point quelconque dans la configuration finale par dérivation du vecteur de position \mathbf{x} : $\mathbf{g}_i = \mathbf{x}_{,i}$ ($i = 1, 2, 3$). Ainsi, nous écrivons les tenseurs métriques \mathbf{G} et \mathbf{g} , respectivement en configurations initiale et en configuration finale:

$$\mathbf{G}_{ij} = \mathbf{G}_i \cdot \mathbf{G}_j, \quad \mathbf{g}_{ij} = \mathbf{g}_i \cdot \mathbf{g}_j, \quad (4)$$

ce qui nous permet d'exprimer le gradient de déformation sous la forme:

$$\mathbf{F} = \mathbf{g}_i \otimes \mathbf{G}^i = \mathbf{g}_\alpha \otimes \mathbf{G}^\alpha + \mathbf{g}_3 \otimes \mathbf{a}_3. \quad (5)$$

En considérant: $\mathbf{a}_i \cdot \mathbf{v} = v_i$, $\mathbf{a}_i \cdot \mathbf{w} = w_i$, $\mathbf{a}_{3,\alpha} = 0$, $\mathbf{G}_\alpha = \mathbf{a}_\alpha$, nous obtenons la nouvelle expression du gradient de déformation, en regroupant les termes suivant l'ordre des coordonnées curvilignes transversales θ^3 :

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}^0 + \theta^3 \mathbf{F}^1, \quad (6)$$

$$\text{où } \mathbf{F}^0 = (\mathbf{a}_\alpha + \mathbf{v}_{,\alpha}) \otimes \mathbf{a}^\alpha + (\mathbf{a}_3 + \mathbf{w}) \otimes \mathbf{a}_3, \quad (7)$$

qui peut être développé sous forme matricielle :

$$\begin{array}{ccc} \mathbf{F}_{11}^0 = 1 + v_{1,1} & \mathbf{F}_{12}^0 = v_{1,2} & \mathbf{F}_{13}^0 = w_1 \\ \mathbf{F}_{21}^0 = v_{2,1} & \mathbf{F}_{22}^0 = 1 + v_{2,2} & \mathbf{F}_{23}^0 = w_2 \\ \mathbf{F}_{31}^0 = v_{3,1} & \mathbf{F}_{32}^0 = v_{3,2} & \mathbf{F}_{33}^0 = 1 + w_3 \end{array};$$

de même pour \mathbf{F}^1 :

$$\mathbf{F}^1 = \mathbf{w}_{,\alpha} \otimes \mathbf{a}^\alpha, \quad (8)$$

dont les composantes sont:

$$\begin{array}{ccc} \mathbf{F}_{11}^1 = w_{1,1} & \mathbf{F}_{12}^1 = w_{1,2} & \mathbf{F}_{13}^1 = 0 \\ \mathbf{F}_{21}^1 = w_{2,1} & \mathbf{F}_{22}^1 = w_{2,2} & \mathbf{F}_{23}^1 = 0 \\ \mathbf{F}_{31}^1 = w_{3,1} & \mathbf{F}_{32}^1 = w_{3,2} & \mathbf{F}_{33}^1 = 0 \end{array}.$$

Dans le cadre de la présente théorie de coque, les quantités physiques énergiquement conjuguées vis-à-vis des variables cinématiques \mathbf{F}_0 et \mathbf{F}_1 sont les contraintes généralisées \mathbf{N} et \mathbf{M} . Elles sont calculées à partir du premier tenseur de contraintes Piola-Kirchhoff, en prenant en compte leur distribution suivant l'épaisseur de la coque. Ainsi, nous avons:

$$\mathbf{N} = \int_H \mathbf{P} d\theta^3, \quad \mathbf{M} = \int_H \theta^3 \mathbf{P} d\theta^3, \quad (9)$$

où \mathbf{N} représente les forces de membrane et \mathbf{M} peut être considéré comme des moments de membrane.

Dans le contexte de l'homogénéisation numérique, les relations de couplage d'échelles s'effectuent sur le principe que le tenseur de déformation macroscopique est égal au même tenseur à l'échelle microscopique, obtenu par la moyenne sur le Volume Élémentaire Représentatif (VER). En ce qui concerne l'homogénéisation des coques, les contraintes généralisées (Eq. (9)) sont formulées en incluant leur intégration dans l'épaisseur [1]. En conséquence, seule l'homogénéisation dans le plan de la structure de coque s'avère nécessaire. Ainsi, nous définissons les conditions limites associées à chaque problème microscopique en

considérant la formulation cinématique de la coque Eq. (6), ce qui nous permet d'écrire:

$$\mathbf{x}^+ - \mathbf{x}^- = (\bar{\mathbf{F}}^0 + X_3 \bar{\mathbf{F}}^1) \cdot (\mathbf{X}^+ - \mathbf{X}^-), \quad (10)$$

où $\bar{\mathbf{F}}^0$ et $\bar{\mathbf{F}}^1$ sont des gradients de déformation macroscopique, dont les composantes sont définies dans Eq. (7) et Eq. (8). Pour chaque problème à conditions limites, les contraintes microscopiques sont couplées aux contraintes généralisées correspondantes à l'échelle macroscopique grâce à la relation suivante:

$${}^t \bar{\mathbf{N}} : \delta \bar{\mathbf{F}}^0 + {}^t \bar{\mathbf{M}} : \delta \bar{\mathbf{F}}^1 = \frac{1}{|\mathbf{A}|} \int_\omega {}^t \mathbf{P} : \delta \mathbf{F} d\omega, \quad (11)$$

où ω représente le volume du VER et

$$\bar{\mathbf{N}} = \frac{1}{|\mathbf{A}|} \int_\omega \mathbf{P} d\omega, \quad \bar{\mathbf{M}} = \frac{1}{|\mathbf{A}|} \int_\omega X_3 \mathbf{P} d\omega, \quad (12)$$

Notons que l'intégrale des contraintes sur le volume du VER doit être divisée par sa section afin d'obtenir les contraintes généralisées, car ces dernières incluent déjà une intégration dans l'épaisseur de la coque, conformément à Eq. (9).

Par la suite, les contraintes généralisées sont exprimées en fonction des matrices de comportement équivalent:

$$\bar{\mathbf{N}} = \bar{\mathbf{C}}^1 : \bar{\mathbf{F}}^0 + \bar{\mathbf{C}}^2 : \bar{\mathbf{F}}^1, \quad \bar{\mathbf{M}} = \bar{\mathbf{C}}^3 : \bar{\mathbf{F}}^0 + \bar{\mathbf{C}}^4 : \bar{\mathbf{F}}^1, \quad (13)$$

Le calcul des $\bar{\mathbf{C}}^i$ ($i = 1..4$) permet d'obtenir la forme finale du problème macroscopique:

$$\int_A ({}^t \bar{\mathbf{F}}^0 : \bar{\mathbf{C}}^1 : \delta \bar{\mathbf{F}}^0 + {}^t \bar{\mathbf{F}}^1 : \bar{\mathbf{C}}^2 : \delta \bar{\mathbf{F}}^0 + {}^t \bar{\mathbf{F}}^0 : \bar{\mathbf{C}}^3 : \delta \bar{\mathbf{F}}^1 + {}^t \bar{\mathbf{F}}^1 : \bar{\mathbf{C}}^4 : \delta \bar{\mathbf{F}}^1) dA = \lambda \int_{\partial\Omega_t} \mathbf{f} \cdot \delta \bar{\mathbf{u}} d\Gamma, \quad (14)$$

Exemples numériques

3.1 Flexion d'une coque composite élancée

Dans cet exemple, nous étudions la flexion d'une structure mince multiphasés et renforcée par des fibres à section elliptique. Le modèle homogène est modélisé par une coque élancée à 12 éléments, qui incorpore les comportements matériels obtenus à l'aide du calcul multi-échelle effectué au niveau du VER (voir Figure 2).

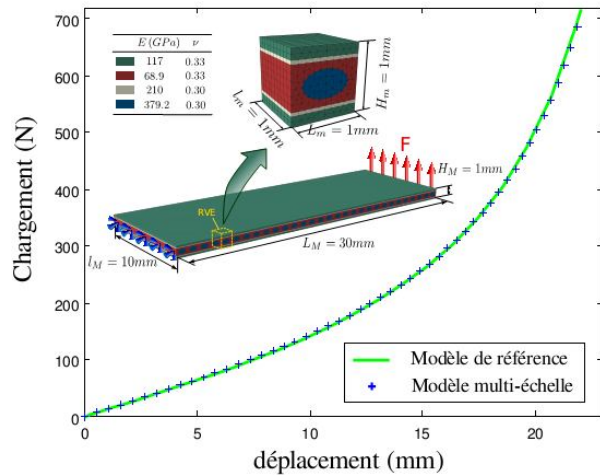


Figure 14: Flexion coque composite: comparaison entre le modèle homogénéisé et le modèle complet

La comparaison s'effectue en prenant pour référence un modèle complet à 500000 degrés de libertés réalisé à l'aide du logiciel Abaqus[6]. La parfaite cohérence entre les deux modèles permet de valider les procédures multi-échelles. En revanche, le modèle complet a nécessité plus de 30 minutes en temps de calcul en faisant la parallélisation à 4 cœurs sur une station de calcul, et ce contre le calcul multi-échelle qui n'a duré qu'une minute avec un ordinateur portable.

3.2 Flexion d'un toit mince composite

Dans ce deuxième exemple, nous étudions le phénomène de flambage lié à une structure de toit mince multi-couche lorsque ce dernier est soumis à un chargement vertical ponctuel au centre de la structure. Les deux courbes de la Figure 3 sont issues des calculs effectués respectivement aux points B et C. Pour chaque calcul, nous comparons le modèle homogénéisé au modèle de référence réalisé avec Abaqus[6] à l'aide de l'outil disponible pour modéliser des structures multi-couches.

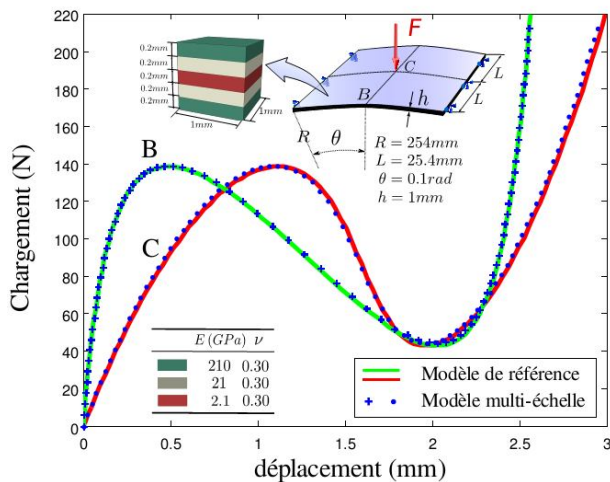


Figure 15: Représentation géométrique et cinématique de la coque

Etant donnée la difficulté pour modéliser les instabilités en utilisant des éléments solides, nous avons choisi la présente microstructure multi-couche seulement dans le but de faciliter la réalisation du modèle de référence. En effet, la procédure proposée peut s'adapter à tout type de microstructure, ce qui constitue un intérêt majeur de cette méthode.

Conclusion

Nous avons proposé dans cette étude une approche multi-échelle dans le cadre de l'homogénéisation numérique permettant de traiter des structures minces multiphasées. La particularité de l'approche est marquée par sa capacité de prendre en compte des instabilités, tel que le flambage. Nous avons testé la méthode sur plusieurs exemples numériques, et avons obtenu des résultats en parfaite cohérence avec ceux issus de la modélisation classique, ce qui prouve la validité de l'approche. Les travaux en cours de cette étude consistent à étendre la méthode afin de prendre en compte les non linéarités matérielles.

Références

- D. M. Bischoff, E. Ramm, *On the physical significance of higher order kinematic and static variables in a three-dimensional shell formulation*, International Journal of Solids and Structures, 6933-6960, 2000
- N. Buchter, E. Ramm, D. Roehl, *Three-dimensional extension of nonlinear shell formulation based on the enhanced assumed strain concept*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2551-2568, 1994
- D. Caillerie, *Thin Elastic and Periodic Plates*, Mathematical Methods in the Applied Sciences, 159-191, 1984
- E. W. C. Coenen, V. G. Kouznetsova, M. G. D. Geers, *Computational homogenization for heterogeneous thin sheets*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1180-1205, 2010
- F. Feyel, *Multiscale FE² elastovisplastic analysis of composite structures*, Computational Materials Science, 344-354, 1999
- Hibbit, Karlsson and Sorensen Inc. *Theory Manual ABAQUS v6.8*, 2008
- V. G. Kouznetsova, W. A. M. Brekelmans, F. P. T. Baaijens, *An approach to micro-macro modeling of heterogeneous materials*, Computational Mechanics, 37-48, 2001
- C. Miehe, J. Schröder, J. Schotte, *Computational homogenization analysis in finite plasticity. Simulation of texture development in polycrystalline materials*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 317-418, 1999
- S. Nezamabadi, J. Yvonnet, H. Zahrouni, M. Potier-Ferry, *A multilevel computational strategy for microscopic and macroscopic instabilities*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2099-2110, 2009
- S. Nezamabadi, H. Zahrouni, J. Yvonnet, M. Potier-Ferry, *A Multiscale finite element approach for buckling analysis of elastoplastic long fiber composites*, International Journal on Multiscale Computational Engineering, 287-301, 2010
- C. Sansour, *A theory and finite element formulation of shells at finite deformations involving thickness change: Circumventing the use of a rotation tensor*, Archive of Applied Mechanics, 194-216, 1995
- H. Zahrouni, B. Cochelin, M. Potier-Ferry, *Computing finite rotations of shells by an asymptotic numerical method*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 71-85, 1999

MODELES ET SIMULATIONS DE CROISSANCE DE SURFACE. APPLICATION AU REMODELAGE OSSEUX

O. BETIC, J. F. GANGHOFFER, I. GODA, G. MAURICE

LEMTA, Université de Lorraine. 2, Avenue de la Forêt de Haye. BP 160. 54504 Vandoeuvre les Nancy Cedex. France
Jean-francois.Ganghoffer@ensem.inpl-nancy.fr,
Gerard.Maurice@ensem.inpl-nancy.fr

Résumé. Des modèles de remodelage externe de l'os sont développés, qui s'appuient sur la croissance de surface dans le cadre de la mécanique configurationnelle. Les évolutions de forme externe de l'os sont simulées, ainsi que celles de la densité d'Hydroxyapatite apposée en surface.

Introduction

La croissance de tissus du vivant a suscité de nombreux travaux en mécanique des milieux continus dans les deux dernières décennies [1-12]. La majorité des travaux est dévolu à la croissance de volume, qui est l'apanage des tissus mous, et très peu abordent la croissance de surface, propre aux tissus durs tels que les os. Une des raisons principales est la difficulté de traiter un nombre de particules variables (ajout de particules matérielles en surface). Un cadre unifié de modèles de croissance tant volumique que de surface a été proposé [13], qui fournit les forces configurationnelles motrices. Un modèle de remodelage osseux est décrit dans [14]. Nous proposons dans cette contribution une mise en œuvre numérique des concepts avancés, pour la simulation du remodelage externe (évolution de forme globale) d'une structure osseuse.

Modèle de croissance de surface

Le cadre de modélisation est décrit en détails dans [14, 15], par suite, nous n'en donnons ici qu'une présentation synthétique. Les variables attenantes à la surface d'une entité géométrique sont surmontées d'un tilde. Le gradient de déformation de surface $\tilde{\mathbf{F}}$ est décomposé à l'instar de la croissance de volume en le produit d'une transformation liée à la croissance $\tilde{\mathbf{F}}_g$ et une transformation $\tilde{\mathbf{F}}_a$ nécessaire pour restaurer la compatibilité cinématique, soit $\tilde{\mathbf{F}} = \tilde{\mathbf{F}}_a \cdot \tilde{\mathbf{F}}_g$.

La transformation des éléments de surface tangents selon l'opérateur $\tilde{\mathbf{F}} := \mathbf{F} \cdot \mathbf{\Pi}$ résulte de la projection du gradient de transformation volumique par l'opérateur de projection $\mathbf{\Pi} = \mathbf{I}_S - \mathbf{N} \otimes \mathbf{N}$ sur la normale au plan tangent à la surface extérieure d'un volume donné de matière en cours de croissance. Le tenseur \mathbf{I}_S est l'opérateur identité du plan tangent de normale unitaire \mathbf{N} . Il résulte de (1) la

décomposition du jacobien $\tilde{\mathbf{J}} = \tilde{\mathbf{J}}_a \tilde{\mathbf{J}}_g$, avec les jacobiens $\tilde{\mathbf{J}}_a := \det(\tilde{\mathbf{F}}_a)$; $\tilde{\mathbf{J}}_g := \det(\tilde{\mathbf{F}}_g)$, tels que la densité de surface soit reliée à sa valeur Lagrangienne (initiale) selon $\rho_{0S} = \tilde{\mathbf{J}}_a \rho_S$. La masse croît de la configuration initiale à la configuration intermédiaire, mais reste constante entre cette dernière et la configuration actuelle. L'équilibre mécanique en surface est obtenu par la stationnarité de l'énergie potentielle de surface, soit [15]

$$\nabla_S \cdot \tilde{\Sigma} - \mathbf{\Pi} \cdot \mathbf{K}^t \cdot \partial_N \psi^S + (\partial_{X_S} \psi^S)_{\text{expl}} + \tilde{\mathbf{F}}^T \cdot \mathbf{f}_S = \mathbf{0} \quad (2)$$

avec \mathbf{f}_S un champ de force surfacique, $\mathbf{K} := -\nabla_R \mathbf{N}$ le tenseur de Weingarten (courbure) de la surface, $\psi^S(\tilde{\mathbf{F}}, \mathbf{N}; \mathbf{X}_S)$ la densité d'énergie de surface d'où découle le tenseur nominal de surface $\tilde{\mathbf{T}} := \partial_{\tilde{\mathbf{F}}} \psi^S$ et le tenseur d'Eshelby $\tilde{\Sigma} := \tilde{\mathbf{F}}_a^t \cdot \tilde{\mathbf{T}} - \psi^S \mathbf{I}_S$, qui est purement lagrangien. Dans l'équation d'équilibre (2), on utilise l'opérateur divergence de surface $\text{div}_S(\cdot) := \text{Tr}(\nabla_S(\cdot))$ obtenu à partir du gradient de surface $\nabla_S := \mathbf{\Pi} \cdot \nabla$.

L'équation de continuité avec terme source relie la densité de surface de minéraux ρ_S (Hydroxyapatite dans le cas des os) et la vitesse de remodelage en surface $\tilde{\mathbf{V}}_g$ selon $\dot{\rho}_S + \rho_S \nabla_S \cdot \tilde{\mathbf{V}}_g = \Gamma^S \rho_S$, où $\Gamma^S = \Gamma_0^S$ est le taux de croissance de matière, une donnée supposée ici fixe. Notons que le remodelage osseux, soit la variation de forme liée à l'apposition (ou résorption) de minéral, est une situation qui met en jeu une zone d'érosion liée à l'activité des ostéoblastes et des ostéoclastes sur une épaisseur de $60\mu\text{m}$ pour l'os trabéculaire et de $100\mu\text{m}$ pour l'os cortical. Le module de l'os obéit à une loi puissance en fonction de la densité, soit $E = E_{\text{max}} \rho(t)^3$, avec $E_{\text{max}} = 15\text{MPa}$ [16, 17, 18]. Un modèle d'élasticité de surface linéaire isotrope est choisi, soit avec $\tilde{\mathbf{C}} \cong \mathbf{I} + 2\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}$, une densité fonction du tenseur des déformations linéarisé $\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}} = \mathbf{\Pi} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}$

$$\psi^S(\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}, \mathbf{N}) = \frac{A}{2} \text{Tr}(\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}})^2 + B \text{Tr}(\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}^2) + C \mathbf{N} \cdot \mathbf{K} \cdot \mathbf{N}$$

Avec A, B des fonctions de la densité (le coefficient de Poisson vaut $\nu = 0.3$)

$$A = \frac{E_{\text{max}} \rho_S(t)^3 \nu}{(1-2\nu)(1+\nu)}; \quad B = \frac{E_{\text{max}} \rho_S(t)^3}{2(1+\nu)}$$

L'algorithme de remodelage repose sur la résolution d'un problème d'élasticité linéaire dans le volume, couplé au problème de croissance de surface. La résolution de ces deux problèmes est séquentielle. La solution du problème de volume fournit à chaque pas de temps le champ de

contrainte local en surface de l'échantillon considéré, qui permet une réactualisation de la vitesse de remodelage en fonction du tenseur d'Eshelby de surface, selon un modèle linéaire $\tilde{V}_g = K_0 \text{div}_s (\rho_s \tilde{\Sigma})$ issu de l'identification de la production interne d'entropie.

Simulation du remodelage osseux

Le remodelage conduit à une modification de la forme de la structure osseuse. L'algorithme fait intervenir les variables discrétisées aux pas de temps successifs selon un schéma explicite en différences finies. La réactualisation du vecteur vitesse de surface de remodelage conduit à une nouvelle forme associée à un nouveau domaine qui est réactualisé en fonction du temps selon la loi d'évolution discrétisée

$$\Omega_{n+1} = (I + \Delta t \tilde{V}^n) \Omega_n$$

La géométrie d'une partie du fémur a été décrite par des B-splines puis maillée (Fig 1); les simulations ont été réalisées avec Freefem ++, avec le jeu de paramètres suivant :

$$\rho_{os} = 2.1 \cdot 10^{-2} \text{ kg/m}^2; \Gamma_0 = 10^{-7} \text{ s}^{-1}$$

Le taux de croissance de matière influe fortement les évolutions de forme. Les résultats de simulation illustrent les évolutions de forme du fémur sur des durées de plusieurs semaines (Fig. 2), et fournissent une carte des iso-densité (Fig. 3).

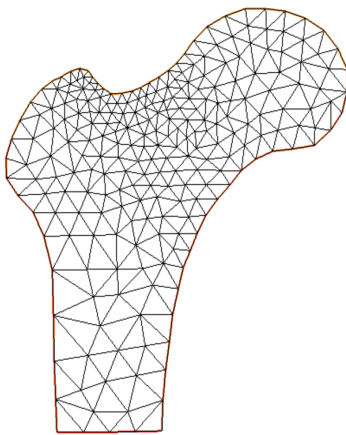


Figure 1 : maillage initial de l'os du fémur

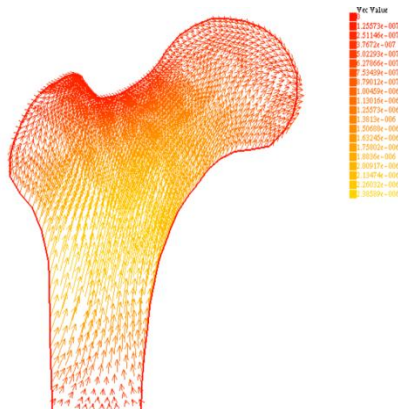


Figure 2 : champ de vitesse de remodelage

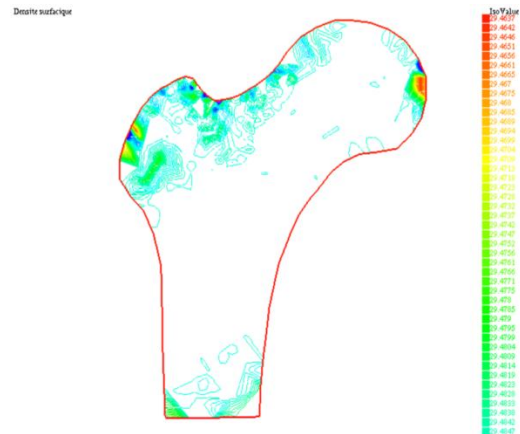


Figure 3 : densité de surface du minéral

Les équations propres au problème de remodelage en surface de l'os donnent lieu à des solutions qui ont été prolongées dans tout le volume afin de raccorder le problème de surface avec le problème de volume. L'os est soumis au poids du squelette ainsi qu'à des efforts de compression sur la partie supérieure de la surface externe.

Les données qui alimentent le modèle sont issues de la littérature, et correspondent à des cinétiques de croissance physiologiques. La confrontation avec des mesures d'évolutions de forme de structures osseuses sous contrainte est plus délicate, et fera l'objet de développements futurs en collaboration avec des spécialistes du monde médical. Les développements en cours concernent l'application des méthodes de l'optimisation de forme et de topologie au remodelage, à l'échelle globale de l'os et à celle plus fine des travées.

Références

- [1] E.K. Rodriguez, A. Hoger and A.D. McCullogh. Stress-dependent finite growth in soft elastic tissues. *J. Biomechanics* 27 N°4, 455-46 (1994).
- [2] M. Epstein and G.A. Maugin. Thermomechanics of volumetric growth in uniform bodies. *Int. J. Plasticity* 16, 951-978 (2000).
- [3] D. Ambrosi and F. Mollica. On the mechanics of a growing tumor. *Int. J. Engng Sci.* 40, 1297-1316 (2002).
- [4] V.A. Lubarda and A. Hoger, On the mechanics of solids with a growing mass. *Int. J. Solids Struct.* 39, 4627-4664 (2002).
- [5] L. Taber and J.D. Humphrey. Stress-modulated growth, remodeling and morphogenesis. *Appl. Mech. Rev.*, 48, 487-545 (2001).
- [6] K. Garikipati, H. Narayanan, E.M. Arruda, K. Gosh and A. Calve. Material forces in the context of biotissue remodeling. In: *Proc. of the EUROMECH Colloquium 445 Mechanics of material forces*, Kaiserslautern, Germany, 21-24/05/2003.

- [7] K.R. Rajagopal. Multiple natural configurations in continuum mechanics. Rep. Inst. Comput. Appl. Mech., 6 (1995).
- [8] K.R. Rajagopal and A.R. Srinivasa. Mechanics of the inelastic behavior of materials. Part I: Theoretical underpinnings. Int. J. Plast., 14, 945-967 (1998).
- [9] J.D. Humphrey and K.R. Rajagopal. Math. Meth. Mod. App. Sci. 12 (3), 407-430 (2002).
- [10] J.F. Ganghoffer and B. Haussy. Mechanical modeling of growth considering domain variation. Part I: constitutive framework. Int. J. Solids Struct. 42, Issue 15, 2005, 4311-4337 (2005).
- [11] G.A. Ateshian. On the theory of reactive mixtures for modeling biological growth. Biomechan. Model. Mechanobiol., 6, 423-445 (2007).
- [12] H. Narayanan, E.M. Arruda, K. Grosh and K. Garikipati. The micromechanics of fluid-solid interactions during growth in porous soft biological tissue. Biomech Model Mechanobiol, 8, 167-181 (2009).
- [13] A. Di Carlo. *Surface and bulk growth unified. In Mechanics of Material Forces. Advances in Mechanics and Mathematics. Vol. 11, Ed. By P. Steinmann and G. A. Maugin, Springer, 2005.*
- [14] J.F. Ganghoffer. A contribution to the mechanics and thermodynamics of surface growth. Application to bone remodeling. Int. J. Engng Sci., doi:10.1016/j.ijengsci.2011.08.004 (2011).
- [15] J.F. Ganghoffer. Mechanical modeling of growth considering domain variation – Part II: volumetric and surface growth involving Eshelby tensors. J. Mech. Phys. Solids, doi: 10.1016/j.jmps/2010.05.003, (2010).
- [16] J.D. Currey, 1988. The effect of porosity and mineral content on the Young's modulus elasticity of compact bone. J. Biomech., **21**(2), 131-139.
- [17] Reilly, D.T., Burstein, A.H., 1975. The elastic and ultimate properties of compact bone tissue, J. Biomech. **8**, 393-405.
- [18] Ruimerman, R., Hilbers, P., van Rietbergen, B., Huiskes, R., 2005. A theoretical framework for strain-related trabecular bone maintenance and adaptation. J. Biomech., 38, 931-941.

HOMOGENEISATION DES MATERIAUX HETEROGENES : ANALYSE STATISTIQUE DE LA MORPHOLOGIE ET DESIGN DE LA MICROSTRUCTURE

A. EL MOUMEN^{1,2}, T. KANIT¹, A. IMAD¹, H. EL MINOR² ET E. HILALI²

¹Laboratoire de Mécanique de Lille CNRS / UMR 8107, Université Lille Nord de France, Cité Scientifique, 59655 Villeneuve d'Ascq, France.

²Laboratoire de Mécanique, Procédé, Energie et Environnement, Université Ibn Zohr, Maroc.

ahmed.el-moumen@ed.univ-lille1.fr

Résumé : L'objectif est d'exprimer les effets de la microstructure obtenue par des modèles mathématique sur le comportement macroscopique du matériau hétérogène de type inclusion-matrice.

Abstract : The aim is the investigation of the effect of obtained microstructure by mathematical models on the macroscopic behavior of the heterogeneous material inclusion-matrix.

Mots-clés : microstructure, comportement macroscopique, matériau hétérogène.

Keywords : microstructure, macroscopic behavior, heterogeneous material

1. INTRODUCTION

L'objectif principal de ce travail est la prédiction du comportement élastique macroscopique d'un matériau hétérogène. Le matériau est constitué d'une matrice élastique linéaire chargée par des inclusions de forme sphérique ou ellipsoïdale.

Deux approches d'homogénéisation seront utilisées dans cette étude. Une approche analytique basée sur les bornes et des modèles analytiques. Une deuxième approche est numérique basée sur la méthode des éléments finis. Parmi les méthodes disponibles dans la littérature, nous avons retenu pour les modèles analytiques les bornes de Hashin-Shtrikman [1] et le modèle auto-cohérent généralisé [2]. Pour les méthodes numériques nous avons choisi la méthode des éléments finis basée sur la notion du volume élémentaire représentatif. Une comparaison entre les deux méthodes sera présentée. La variation des paramètres statistiques tels que la variance, la covariance et la portée intégrale en fonction de la taille du volume sera présentée. Un modèle d'homogénéisation à base de calcul numérique a été proposé. La morphologie de la microstructure est représentée dans le modèle par un paramètre appelé la portée intégrale. Dans le cas de l'élasticité linéaire ce paramètre est le volume d'une inclusion dans le volume élémentaire représentatif déterministe (VER). On se basant sur cette notion, on peut étudier et définir la forme optimale de la microstructure hétérogène pour un comportement macroscopique souhaité.

L'objectif général de cette étude est l'estimation des propriétés effectives et apparentes d'un milieu hétérogène de type matrice-inclusion. La représentativité des résultats obtenus et l'anisotropie du milieu reste des questions la plus rencontrées. Cette représentativité est justifiée par la comparaison entre la variation des paramètres statistique obtenus numériquement avec les paramètres analytiques.

La démarche suivie dans cette étude est développée initialement pour le comportement des milieux contenant le mosaïque de Voronoi [3], la crème glacée [4], puis pour les élastomères [5]. Elle sera prolongée pour d'autre types des matériaux tels que l'exemple d'un bio-composite à base de la coque de la noix d'arganier. Cette dernière utilisée comme un élément de combustible sera introduire comme une charge de renforcement de la matrice polylactique acide (PLA). Cette étude met en évidence la nécessité de coupler l'étude de la morphologie de la structure et du contraste entre les phases pour avoir une estimation correcte du V.E.R.

1. 2. MICROSTRUCTURES

2.

L'utilisation de la méthode des éléments finis pour résoudre le problème de microstructure nécessite avant tout la construction d'un maillage discrétisant la géométrie de manière réaliste. Une méthode de construction systématique, appelée méthode des éléments multi-phases, consiste à superposer un maillage 3D régulier sur l'image de la microstructure. Cette méthode est déjà utilisée par: [3], [4], [5], [6] et [7]. Les microstructures présentées dans la figure sont générées de la façon suivante. Les centres des sphères (respectivement ellipses) sont générés aléatoirement selon un processus de poisson. Cependant, nous imposons une distance de répulsion entre les inclusions afin d'empêcher leur contact. Si l'inclusion ne satisfait pas la distance minimale, elle est remplacée de nouveau jusqu'à ce que la condition soit vérifiée.

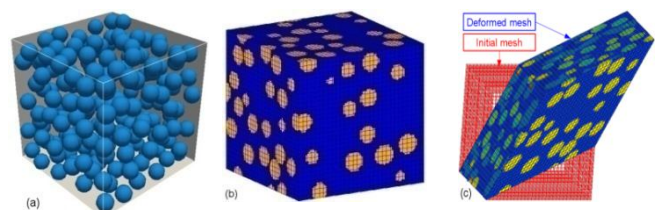


Fig.1 : Microstructures utilisées : (a) image virtuelle, (b) maillage et (c) exemple de cisaillement.

3. RÉSULTATS

Après avoir généré le maillage et caractérisé la microstructure l'ensemble a été implémenté dans le code de calcul Zebulon pour déterminer les propriétés macroscopiques apparentes et effectives.

Le but principale ce n'est pas d'expliquer la méthodologie. On cherchera plus précisément à déterminer l'influence de ces paramètres sur la taille du VER et sur la variation des paramètres statistiques de la microstructure. La validation

des résultats ce fait par la comparaison entre les résultats obtenues numériquement avec les valeurs de la théorie. Les figures montrent la variation du coefficient de compression et de cisaillement en fonction de la taille du VER.

aggregates. part 1: F.E. model. *International Journal of Plasticity* 17, 513-536, 2001.

[7] Forest, S. Milieux continus généralisé et matériaux hétérogènes. *Mines PARIS Les presse*, 2006.

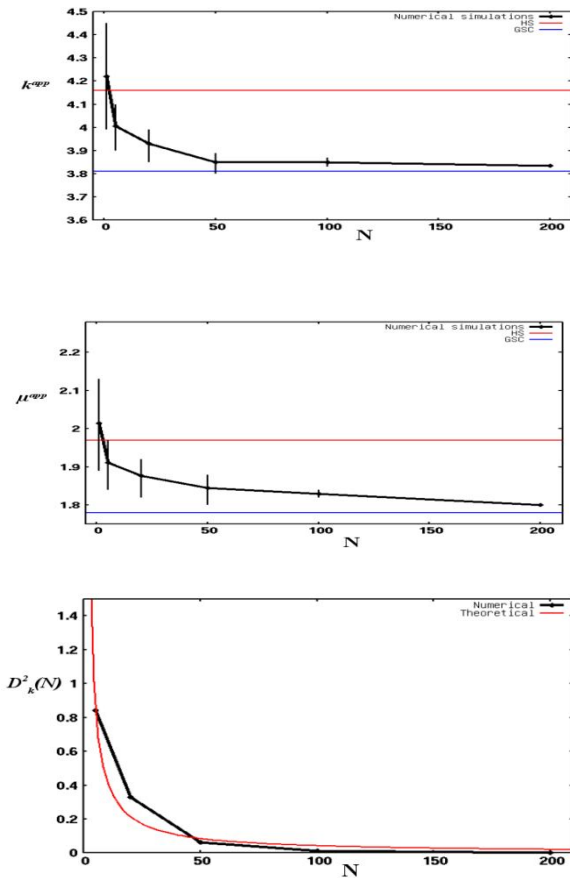


Fig.2 : Variation de coefficient de compression k , de cisaillement μ et la variance $D(N)$ en fonction de la taille de la microstructure.

4. RÉFÉRENCES

- [1] Hashin, Z., Shtrikman, S. A variational approach to the theory of the elastic behavior of multiphase materials. *J. Mech. Phys. Solids* 11, 127-140, 1963.
- [2] Christensen, R. M., Lo, K. H. Solutions for effective shear properties in three phase sphere and cylinder models. *J. Mech. Phys. Solids* 27, 315-330, 1979.
- [3] Kanit, T., Forest, S., Galliet, I., Mounoury, V., Jeulin, D. Determination of the size of the representative volume element for random composites: Statistical and numerical approach. *Int. J. Solids Struct.* 40, 3647-3679, 2003.
- [4] Kanit, T., N'Guyen, F., Forest, S., Jeulin, D., Reed, M., Singleton, S. Apparent and effective physical properties of heterogeneous materials: Representativity of samples of two materials from food industry. *Comput. Meth. Appl. Mech. Engng.* 195, 3960-3982, 2006.
- [5] Jean, A. Etude d'un élastomère chargé, de la nanostructure au macrocomportement. *Thèse de doctorat de l'école des Mines de Paris*, 2009.
- [6] Barbe, F., Decker, L., Dominique, J., Cailletaud, G. Intergranular and intragranular behavior of polycrystalline

INFLUENCE DE LA DISPOSITION DES ARMATURES SUR LE COMPORTEMENT DES VOILES COURTS

S. BOUKAIS¹, A. KEZMANE², M. HAMIZI³

¹ LaMoMS, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou Algérie.

Sbouka58@yahoo.fr

² Dépt. Génie-Civil, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou Algérie.

ali.kezmane@hotmail.fr

³ LaMoMS, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou Algérie.

chamizi@yahoo.fr

Résumé : L'efficacité d'un ferrailage est directement liée à sa disposition et à son orientation dans la structure. Expérimentalement, les voiles en béton armé sous chargements horizontal, cyclique et sismique, ont un comportement plus performant lorsque les barres d'aciers sont orientées suivant les directions des contraintes principales. Celles-ci sont directement reliées à un angle d'inclinaison qui est souvent à rechercher afin d'améliorer la performance mécanique de ces voiles. Une approche locale est utilisée en modélisant en 3-D des voiles en béton armé, sollicités par un chargement horizontal. Un modèle numérique élasto-plastique endommageable [1] est utilisé pour analyser les dommages au niveau local et de déterminer le mode de rupture. Par contre, pour les aciers un modèle élasto-plastique est utilisé. Les résultats de la simulation en termes d'endommagement et contraintes sont recueillis, mettant en exergue la performance mécanique du ferrailage diagonal par rapport au ferrailage classique.

Abstract: The effectiveness of reinforcement is directly related to its provision and its orientation in the structure. Experimentally reinforced concrete walls under horizontal loads, cyclic and earthquake are more efficient when the steel bars are oriented along the principal stress directions. These are defined with a tilt angle which is often to be found to improve the mechanical performance of these shear walls. A local approach is used in 3-D modeling of reinforced concrete walls, under a horizontal loading. The Concrete Damaged Plasticity model included in the ABAQUS software is used to analyze the damage at the local level and to determine the mode of failure. An elasto-plastic model is used for steel. The simulation results in terms of damage and constraints are collected, highlighting the mechanical performance of diagonal reinforcement compared to conventional reinforcement.

Mots-clés : Simulation numérique, Ferrailage diagonal, modélisation 3-D, voile court en B.A, Abaqus, Concrete damaged plasticity

1-INTRODUCTION

Le comportement d'un voile court en béton armé [2] sous chargement horizontal dépend essentiellement de son élancement géométrique λ et de la disposition de son ferrailage. On relève que lors des séismes importants[3], ce type de voiles subit des dommages irréversibles spécialement suivant leurs diagonales (fissurations en croix) [4]; or le ferrailage classique ne prévoit pas d'armatures pour reprendre ces efforts véhiculés suivant les diagonales, d'où la nécessité de changer la configuration de ce ferrailage afin de remédier à la dégradation de la rigidité de ces structures. L'incorporation d'armatures suivant ces directions inclinées s'impose. Les éléments voiles sont renforcés suivant leurs diagonales par des armatures de même diamètre. Trois modèles sont analysés sous un chargement dynamique de 967.5 KN appliqué à la partie supérieure du voile : Classique (MC) ; Renforcé de 4 barres (MR4) ; Renforcé de 8 barres (MR8). La figure 1 illustre les types de renforcements utilisés dans ce travail.

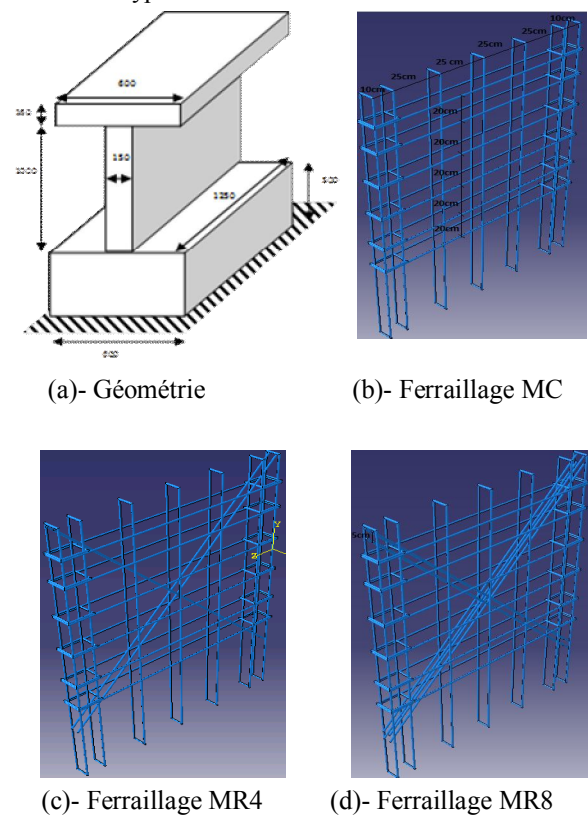


Fig.1 : Géométrie et ferrailage des différents modèles.

2- MODELISATION NUMERIQUE DES MATERIAUX

Un couplage entre la plasticité (représentation des déformations irréversibles) et l'endommagement (représentation des fissures) est utilisé afin de décrire le comportement mécanique du béton. Ce modèle est intégré dans le code éléments finis ABAQUS (Concrete damaged plasticity). Ce dernier utilise la fonction de charge développée par Lubliner et al et incorpore les modifications proposées par Lee et Fenves [5] pour tenir compte des évolutions différentes de résistance entre la tension et la compression (Fig.2), ainsi que l'approche de fissuration répartie où le matériau réel fissuré est modélisé par un matériau homogène équivalent dans lequel l'ouverture de fissure est assimilée à une distribution de la déformation plastique (Fig.3).

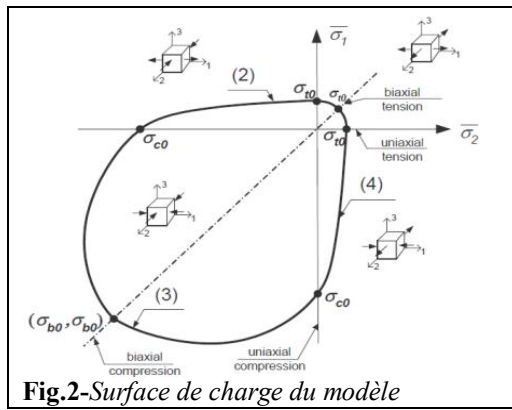


Fig.2-Surface de charge du modèle

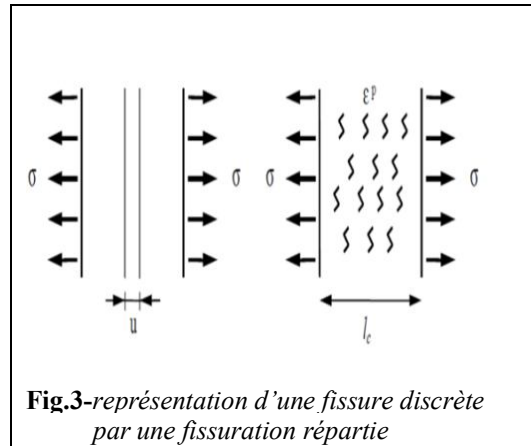


Fig.3-représentation d'une fissure discrète par une fissuration répartie

La loi contrainte-déformation utilisée, en traction comme dans le cas de la compression, est définie par une fonction bi-exponentielle :

$$\sigma_x = f_{x0} \left[(1 + a_x) \exp(-b_x \varepsilon^{ep}) - a_x \exp(-2b_x \varepsilon^{ep}) \right]$$

Avec f_{x0} la contrainte limite d'élasticité, a_x et b_x sont deux paramètres déterminés de sorte que cette courbe reproduise la réponse du matériau. Le comportement adoucissant induit une réponse numérique sensible aux éléments finis et afin de garder une objectivité vis-à-vis de la taille de l'élément finis la méthode de Hillerborg et al. [6] a été choisie.

Tab.1 : Caractéristiques du béton

Cas de la compression		Cas de la traction	
Caractéristiques	Valeurs	Caractéristiques	Valeurs
f_c	25 MPa	/	/
$f_{ct0} = 0.57f_c$	14.25 MPa	$f_{ctD} = 0.6 + 0.06f_c$	2.1MPa
G_{fc} (N/mm)	9.5	G_{ft} (N/mm)	0.095
a_c	4.81	a_t	-0.5
b_c	510.75	b_t	1657.9
$E = 11000 (f)^{1/3}$	32164.2 MPa	$E = 11000 (f)^{1/3}$	32164.2 MPa
ν	0.18	ν	0.18

Le matériau acier est modélisé à l'aide d'une loi de comportement élasto plastique avec écrouissage isotrope basé sur le critère tridimensionnel des contraintes de Von Mises. Les caractéristiques de l'acier du modèle sont :

$$E = 210GPa, \nu = 0.3, \sigma_e = 348Mpa, \sigma_u = 527Mpa$$

3. RESULTATS ET DISCUSSION

L'analyse des résultats se portera sur la région centrale de l'âme du voile (zone la plus dégradée). Sous l'action horizontale, le voile (MC) se déforme en prenant la forme d'un losange. Ce comportement provoque une rupture par traction à l'extrémité gauche de l'encastrement, et un écrasement du béton à l'extrémité droite de celui-ci. Dans la région centrale de l'âme, les valeurs des contraintes dans le voile (MC) atteignent les 30 MPa. Par contre dans les voiles (MR4) et (MR8), les valeurs des contraintes sont moindres. Ainsi dans le voile (MR4) la valeur maximale enregistrée est de 25 MPa, alors qu'elle n'est que de 21 MPa pour le voile (MR8). Le renfort de 4 barres diagonales a permis une réduction de contraintes de 17%, et celui de 8 barres de 30%.

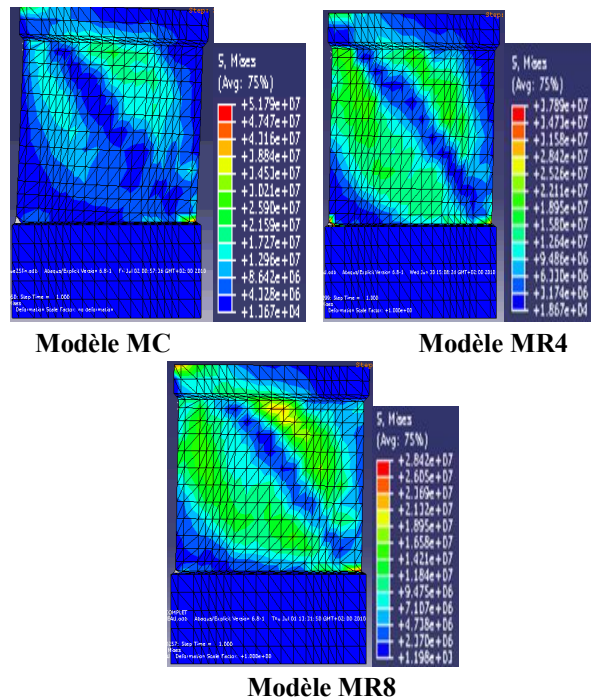


Fig.4- Comparaison des contraintes dans le béton

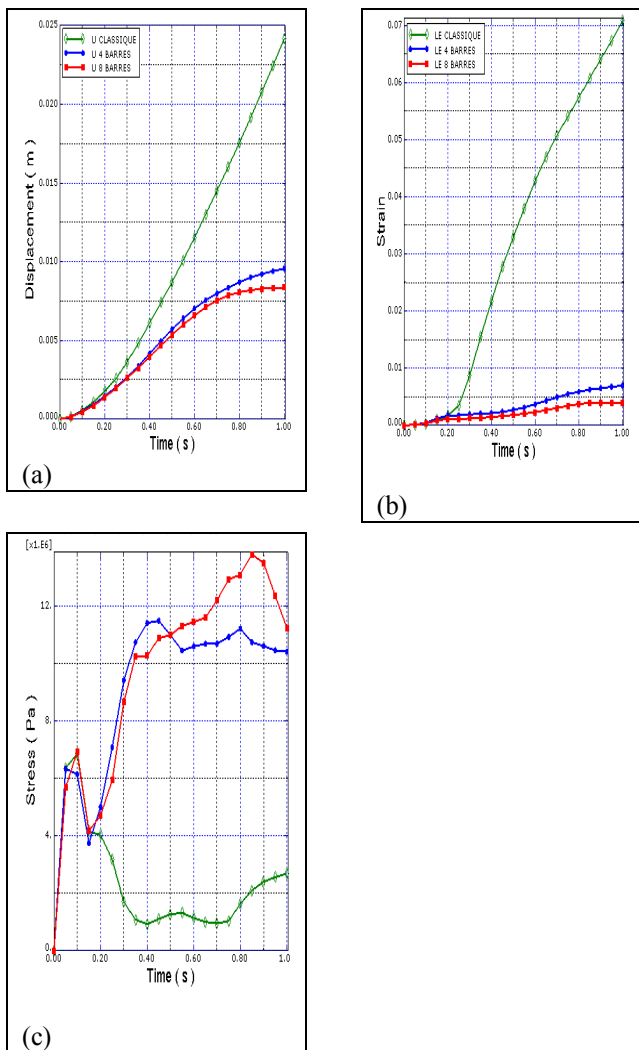


Fig.5- Courbes de comparaison en fonction du temps des : (a) déplacements, (b) déformation et (c) contraintes.

A partir de 0.15 s les contraintes dans le voile classique (Fig.4c) chutent brusquement, signifiant l'apparition de fissures dans cette zone centrale et par la même la dégradation complète du béton. Par contre, pour les modèles MR4 et MR8, on constate une augmentation conséquente atteignant une valeur de 14 MPa pour le modèle MR8, ce qui démontre une mobilisation de l'effort pour les bielles de compression diagonales. Un même constat peut être fait pour les déformations (Fig.4b) et les déplacements (Fig.4a), corroborant la limitation du modèle classique dans le cas de cisaillement prépondérant.

4. CONCLUSION

Cette étude met en évidence que les efforts sont véhiculés suivant les diagonales à partir d'une contrainte de cisaillement de $0.1 f_{c28}$. Cette redistribution des efforts montre les limites du ferrailage classique. L'apport de cette technique de ferrailage par rapport au ferrailage classique se résume : (a) en termes de déplacement, une réduction du déplacement maximal de 57.75% pour le voile (MR4), et de 65.80 % pour le modèle (MR8), (b) en termes de contraintes, une réduction des contraintes de 17% pour le voile (MR4), et de 30% pour le voile (MR8).

REFERENCES

- [1]- The Abaqus software, version 6.8.
- [2]- ILE .N, « Contribution à la compréhension du fonctionnement des voiles en béton armé sous sollicitation sismique: apport de l'expérimentation et de la modélisation à la conception », *Thèses INSA de Lyon, 2000.*
- [3]- Victor DAVIDOVICI. « Séisme de BOUMERDES – 21 mai 2003 ». *Rapport préliminaire, Ministère de l'Habitat, REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE.*, 8 juin 2003.
- [4]- Etienne Gallitre. « Fissuration des voiles courts en béton armé soumis à des sollicitations sismiques – évaluation des ouvertures de fissures : contribution à l'amélioration Des connaissances, des données expérimentales aux pratiques d'ingénierie ». *Thèse de doctorat. L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2008.*
- [5]- Lee J., Fenves G.L. (1998), *Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures*, Journal of Engineering Mechanics, 124 (8), p. 892-900.
- [6]- Hillerborg A., Modeer M., Petersson P. E. (1976), *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*, Cement and Concrete Research, 6, p. 773-782.

AEROELASTIC STABILITY OF COMPOSITE BLADE REINFORCED BY GFRP FIBER

CHELLIL¹, A. NOUR¹, S. LECHEB¹.

¹ Motor dynamic and vibroacoustic laboratory, University of Boumerdès, Algeria.

Fax : +21324913099 E-mail: cchellil@yahoo.fr

Abstract : This paper presents a coupled flap-lag-torsion aeroelastic stability analysis and response of a hingeless helicopter blade in the hovering flight condition reinforced by GFRP fiber. The search for increasingly high performances in the field of the helicopters brings to the development of materials having higher rigidities and specific resistances. The use of the composite material blades which are not sensitive to corrosion, offers a good aeroelastic stability. On the basis of aerodynamic model, the use of the finite element method makes it possible to develop a three dimensional model of the blade and to establish dynamic equations of the movement. Numerical calculations of the model developed with a three dimensional beam type, taking into account the aeroelastic interaction, prove that the composites offer better results compared to ordinary materials.

Keywords — stability, composite, Aéroélastic, Aerodynamic, blade.

1. INTRODUCTION

The investigation of the stability of the so-called composite blades has become a topic of concern only in the last few years, as a result of recent developments in the area of composite structures in general, and the possibility of incorporating the composite materials technology into the design and operation of rotor blades in particular. One of the earliest investigations of flap-lag-torsion stability of elastic hingeless blades was the work of Houbolt and Brooks [1], where the linear equations of motion were developed. Only the linear flap-lag coupling terms were considered in that work but the nonlinear bending-torsion coupling terms were not included. Young [2] showed that nonlinear flap-lag terms can cause instability resulting from the destabilizing inertia and the aerodynamic coupling effects associated with the two bending degrees of freedom present in the problem.

A later treatment of the linear flap-lag problem was presented by Ormiston and Hodges [3]. They used a torsionally rigid blade approximation to show that the stability can be greatly influenced by the elastic coupling. Beside the above analysis,

Another effort has been performed by Friedman and Tong [4] who approximated the torsional deflections by rigid body pitching motion, while considering elastic flap and lead-lag bending of a uniform blade. The results showed that it was important to consider torsion. Also, the stability characteristics were found to be susceptible to the number and to the types of mode shapes.

A trial to investigate the nonlinear flap-lag-torsion coupling of a flexible cantilever blade was also done by Hodges and Dowell [5]. Using the two methods, namely the variational method based on Hamilton's principle and the Newtonian

approach based on the equilibrium of a differential blade element, they derived the nonlinear flap-lag-torsion equations of motion of a twisted non uniform rotor blade. Hodges and Ormiston, [6] have used these equations for the stability analysis of a uniform, untwisted rotor blade. The research carried out, has shown that stability was observed for most hingeless configurations with zero pre-cone. However, positive pre-cone was found to be destabilizing. Also, the main factor that determined stability was the nonlinear structural coupling between bending and torsion deflections.

Particularly, Hodges and Coworkers [7] have developed a beam model that accounts for all of the non-classical effects mentioned above, while requiring significantly less computational effort than a direct three dimensional (3D) solution based on a nonlinear finite element discretization of the structure. Clearly, it is desirable to upgrade the blade model in the Friedmann and Al.[8] analysis code with VABS. Although VABS was designed to be used with the geometrically exact formulation described in Hodges, it has been used to calculate the cross-sectional properties needed as inputs for other rotorcraft analysis codes (Hodges et al., [9]). In VABS, the in-plane stresses are not neglected since it has been shown that the uniaxial stress assumption can lead to significant errors in the torsional rigidity for some composite cross-sections (Yu et al., 2002b)[10].

This work is to investigate the aeroelastic stability of such a composite blade reinforced by GFRP fiber. Another task to accomplish, is to derive the equations of motion for the dynamically response unit by introducing the composite. of the introduction is to present background information for the work with literature references, and possibly to outline the organization of the paper. In section II the requirements for the format of the papers are discussed.

2. FORMULATION OF THE DYNAMIC PROBLEM

Formulation of an orthotropic composite rotor blade structure is discussed in the following section.

2.1. Aerodynamic force

Based on the two-dimensional quasi-steady aerodynamic model, Hodges and Ormiston [6] have determined the corresponding aerodynamic loads for hover flight conditions to be:

$$L_v \cong \frac{\rho_\infty a c}{2} \left\{ v_1^2 - \Omega^2 x^2 \frac{c_{d0}}{a} - \Omega x v_1 (\theta + \phi) - [2\Omega x \frac{c_{d0}}{a} + (\theta + \phi) v_1] \dot{v} + [2v_1 - \Omega x (\theta + \phi)] \dot{w} \right\} \quad (1)$$

$$L_w \cong \frac{\rho_\infty a c}{2} \left\{ -\Omega x v_1 + \Omega^2 x^2 (\theta + \phi + \int_0^x v' w'' dx) - \Omega^2 x v (\beta_{pc} + w') + \Omega^2 \frac{x c}{2} (\beta_{pc} + w') + [2\Omega x (\theta + \phi) - v_1] \dot{v} - \Omega x \dot{w} + \frac{3}{4} c \Omega x \dot{\phi} - \frac{c}{4} \ddot{w} \right\} \quad (2)$$

$$M_\phi \cong \frac{\rho_\infty a c}{2} \left(\frac{c^2}{8} \Omega x \dot{\phi} \right) \quad (3)$$

2.2. Formulations

The kinetic energy of the rotating orthotropic composite rotor blade can be derived as:

$$T = \frac{1}{2} \int_0^\pi \iint_A \rho \vec{V} \cdot \vec{V} d\eta d\zeta dx \quad (4)$$

Where ρ is the mass density of the blade. Denoting the angular velocity of the rotor by Ω

The variation of the kinetic energy is:

$$\delta T = \int_0^{\pi} \iint_A \rho \vec{V} \cdot \delta \vec{V} \, d\eta \, d\zeta \, dx \quad (5)$$

The corresponding strain energy of the rotating blade is:

$$U = \int_0^R \iint_A (\sigma_{xx} \varepsilon_{xx} + \sigma_{x\eta} \varepsilon_{x\eta} + \sigma_{x\zeta} \varepsilon_{x\zeta}) \, d\eta \, d\zeta \, dx \quad (6)$$

And the variation is:

$$\delta U = \int_0^R \iint_A (\sigma_{xx} \delta \varepsilon_{xx} + \sigma_{x\eta} \delta \varepsilon_{x\eta} + \sigma_{x\zeta} \delta \varepsilon_{x\zeta}) \, d\eta \, d\zeta \, dx \quad (7)$$

Where

$$\sigma_{xx} = E \varepsilon_{xx}, \sigma_{x\eta} = G \varepsilon_{x\eta}, \sigma_{x\zeta} = G \varepsilon_{x\zeta} \quad (8)$$

The virtual work done by non-conservative forces may be expressed in the form:

$$\delta W = \int_0^R (L_u \delta u + L_v \delta v + L_w \delta w + M_\phi \delta \phi) \, dx \quad (9)$$

Where L_u, L_v, L_w are distributed loads in the x, y, z directions respectively and M_ϕ distributed torque about the elastic axis.

Substituting Equations (5), (7) and (9) into Hamilton equation:

$$\int_{t_1}^{t_2} [\delta(U - T) - \delta W] \, dt = 0 \quad (10)$$

The differential equations governing the nonlinear lead-lag, flapping and torsion of composite rotor blade are:

Lead-lag equation:

$$\begin{aligned} & -\frac{m\Omega^2}{2} [v'(R^2 - x^2)]' - 2m\Omega(v''_x \dot{v} \, dx)' + [EI_z - (EI_z - EI_y) \sin^2(2\Re\theta)] v'''' \\ & + (EI_z - EI_y) \frac{\sin(2\Re\theta)}{2} w'''' + (EI_z - EI_y) \left[-\sin(2\Re\theta) (\phi''')'' + \cos(2\Re\theta) (\phi''')'' \right] \\ & - 2m\Omega\beta_{pc} \dot{w} - 2m\Omega \int_0^x (v'\dot{v}' + w'\dot{w}') \, dx + m(\ddot{v} - \Omega^2 v) = L_v \end{aligned} \quad (11)$$

Flap equation:

$$\begin{aligned} & -\frac{m\Omega^2}{2} [w'(R^2 - x^2)]' - 2m\Omega(w''_x \dot{w} \, dx)' + [EI_y + (EI_z - EI_y) \sin^2(2\Re\theta)] w'''' \\ & + (EI_z - EI_y) \frac{\sin(2\Re\theta)}{2} v'''' + (EI_z - EI_y) \left[\cos(2\Re\theta) (\phi''')'' + \sin(2\Re\theta) (\phi''')'' \right] \\ & + 2m\Omega\beta_{pc} \dot{v} + m\ddot{w} = L_w - m\Omega^2 \beta_{pc} x \end{aligned} \quad (12)$$

Torsion equation:

$$\begin{aligned} & -\frac{m\Omega^2}{2} k_t^2 [\phi'(R^2 - x^2)]' - GJ\phi'' + m k_m^2 \ddot{\phi} + m\Omega^2 (k_m^2 - k_{m1}^2) \phi \cos(2\theta) \\ & + (EI_z - EI_y) \left[(w''^2 - v''^2) \frac{\sin 2\Re\theta}{2} + v'' w'' \cos 2\Re\theta \right] \\ & = M_\phi - m\Omega^2 (k_m^2 - k_{m1}^2) \frac{\sin 2\theta}{2} \end{aligned} \quad (13)$$

2.3. Numerical solutions

The equations of motion are solved by the Galerkin method. The solution in lead-lag flapping and twisting are expressed in dimensionless form in terms of series, based on generalized coordinates and mode shape functions are given by:

$$\begin{aligned} \bar{v} &= \sum_{J=1}^N V_J(\psi) \Psi_J(\bar{x}) \\ \bar{w} &= \sum_{J=1}^N W_J(\psi) \Psi_J(\bar{x}) \\ \phi &= \sum_{J=1}^N \phi_J(\psi) \Theta_J(\bar{x}) \end{aligned} \quad (14)$$

Where $\psi = \Omega t$, $\bar{x} = x/R$ and N is the number of modes; $\Psi_J(\bar{x})$ and $\Theta_J(\bar{x})$ are the mode shapes for the bending and torsion of the cantilever beam.

$$\begin{aligned} \Psi_J(\bar{x}) &= \cosh(\beta_J \bar{x}) - \cos(\beta_J \bar{x}) - \alpha_J [\sinh(\beta_J \bar{x}) - \sin(\beta_J \bar{x})] \\ \Theta_J(\bar{x}) &= \sqrt{2} \sin(\gamma_J \bar{x}) \end{aligned} \quad (15)$$

By employing the technology, Eq. (14) is substituted into Eq. (11) to (13). The equations of motion for the orthotropic composite blade can be rearranged in matrix form as:

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = \{0\} \quad (16)$$

The coefficients $[M]$, $[C]$ and $[K]$ represent the mass, damping and stiffness matrices are given as functions of the equilibrium solution, V_{0j} , W_{0j} et ϕ_{0j}

3. MODELLING OF THE BLADE

3.1. cross-sectional analysis

An investigated helicopter rotor blade (Fig 4) is equipped with NACA23012 airfoil and has a rectangular shape with active part radius 8.56 m and chord length 0.421 m. This rotor blade consists of D-spar made of unidirectional GFRP (Glas Fiber Reinforced Polymer), skin made of +45⁰/-45⁰ GFRP, foam core, MFC actuators and balance weight. MFC actuators consist of piezoceramic fibres embedded in an epoxy matrix and sandwiched between polyamide films that have attached interdigitated electrode patterns. The direction of piezoceramic micro-fibres in MFC coincides with the direction of outside GFRP skin layers. The thickness of skin GFRP layer is 0.125 mm and thickness of MFC layer is 0.3 mm. The material properties of the rotor blade components are as follows:

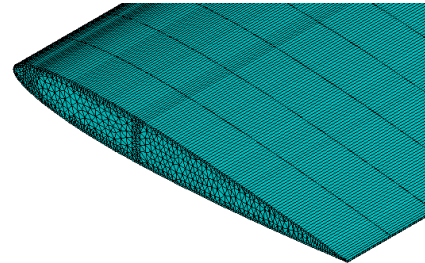


Fig. 1: Blade models finite element

3.2. Results and stability analysis

The study of the stability of the blade in lead-lag, flapping and torsion based aeroelastic loads, is presented in the following graphs. The variation of frequency is plotted against the angle of pitch for the first lead-lag, the first and second flapping, and the first torsion respectively. All frequency graphs are plotted for a variation step increment of 0.05 radians in the pitch angle. The different cases are discussed in the following section:

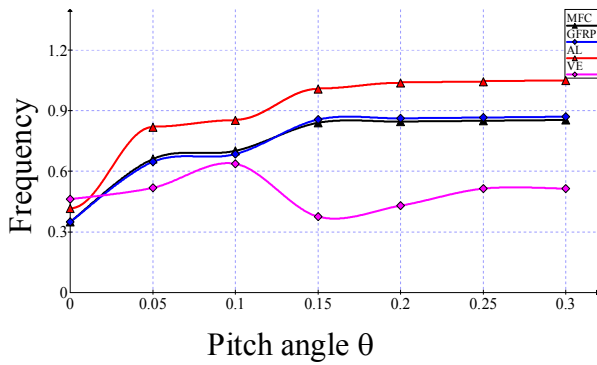


Fig. 2: Dimensionless frequency for the 1st flap mode

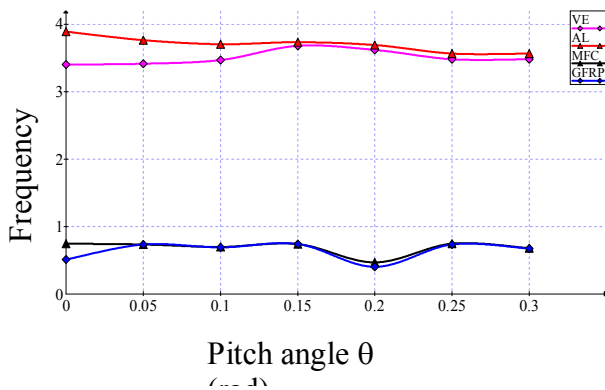


Fig. 3: Dimensionless frequency for the 2nd flap mode

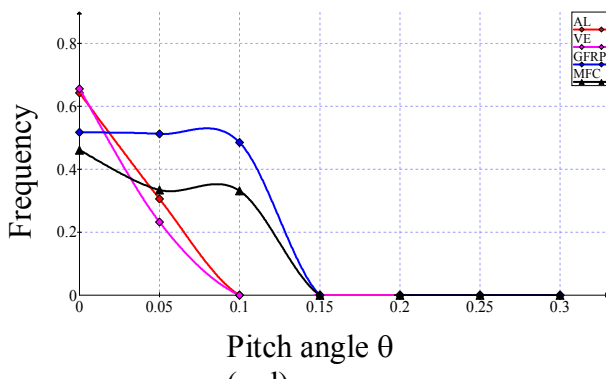


Fig. 4: Dimensionless frequency for the 1st lag mode

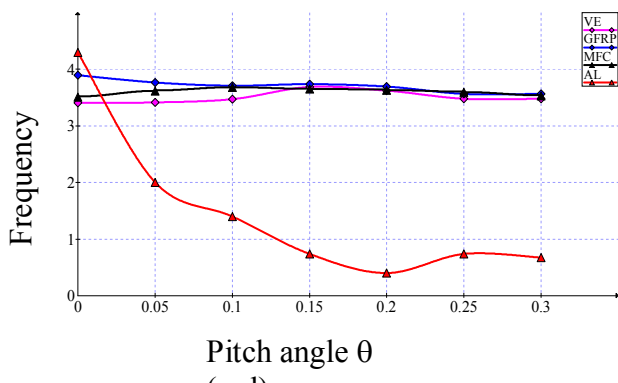


Fig. 5: Dimensionless frequency for the 1st torsion mode

The motion of the blade is stable for all three modes of flapping and torsional mode regardless of the value of the angle of pitch, but the mode of lead-lag, the motion stable for the pitch angle, θ , from 0 to 0.1 radians, unstable for the pitch angle, θ , from 0.1 to 0.3 radians.

4.CONCLUSION

We presented in this article a numerical modal analysis of a blade of helicopter in the presence of the aerodynamic loads. The aeroelastic analysis makes it possible to determine instabilities related to the vibrations of the blade in flapping, lead-lag and torsion. The numerical approach consists in proposing a finite elements model of the blade and made it possible to validate the use of a computer code general practitioner for the numerical modelling of problems of structures.

REFERENCE

Houbolt, J.C., Brooks, G.W., “Differential Equations of Motion for Combined Flapwise Bending, Chordwise Bending, and Torsion of Twisted, Nonuniform Rotor Blades”, *NACA Rep.* 1346, 1958.
 Young, M.I, “A Theory of Rotor Blade Motion Stability in Powered Flight”, *J. American Helicopter Soc.*, Vol. 9, no. 3, July 1964.
 Ormiston, R.A., Hodges, D.H., “Linear Flap-Lag Dynamics of Hingeless Helicopter Rotor Blades in Hover”, *J. American Helicopter Soc.*, Vol. 17, no. 2, pp.2-14, April 1972.
 Friedmann, P., Tong, P., “Dynamic Nonlinear Elastic Stability of Helicopter Rotor Blades in Hover and Forward Flight”, (*ASRL-TR-116-3, Massachusetts Institute of Technology, NAS2-6] 75*), NASA CR-114485
 Hodges, D.H, Doweli, E.H., “Nonlinear Equations of Motion for the Elastic Bending and Torsion of Twisted Nonuniform Rotor Blades”, *NASA TND-7818*, December 1974.
 Hodges, D.H., Ormiston, R.A. “Stability of Elastic Bending and Torsion of Uniform Cantilevered Rotor Blades in I-lover”, Structures, *Structural Dynamics, and Material Conference*, Williamsburg, Virginia, AIAA Paper 73- 105, March 1973.
 D.H. Hodges, H. Saberi, R.A. Ormiston, 2007, “Development of non linear beam elements for rotorcraft comprehensive analyses”, *Journal of the American Helicopter Society*, 52 (1), pp. 36–48,(2007).
 Peretz P. Friedmann, Bryan Glaz, Rafael Palacios A , 2009, “moderate deflection composite helicopter rotor blade model with an improved cross-sectional analysis” *International Journal of Solids and Structures*, Volume 46, Issue 10, 15 May, Pages 2186-2200, 2009.
 Hodges, D.H., Yu, W. “A rigorous, engineer-friendly approach for modeling realistic, composite rotor blades”, *Wind Energy* 10, 179–193, 2007.
 Yu, W., Volovoi, V.V., Hodges, D.H., Hong, X., “Validation of the variational asymptotic beam sectional analysis”. *AIAA Journal* 40 (10), 2105–2112, 2002.

THE STUDY OF A RECTANGULAR ELASTIC PLATE BY MESHLESS METHODS (MLPG, LRPIM)

AHMED MOUSSAOUI AND TOURIA BOUZIANE

University of Moulay Ismail. Physics Department, faculty of Sciences B.P.11201 Meknes, Morocco
 Laboratory: Atomic, mechanical, photonics (LAMP) Team: Mechanical and energy system

Abstract

We use a Meshless local petrov-galerkin method (MLPG) to analyse 2D- dimensional elastostatic deformation of a homogeneous rectangular plate. First the formulations of MLPG and LRPIM (Local Radial Point d'interpolation) are obtained. We study the convergence and accuracy of MLPG and LRPIM in our case. Finally a comparative study of numerical obtained results is made

1- Introduction

In recent years, many of meshfree methods have been developed and achieved remarkable progress, such element free Galerkin (EFG) method [1], meshless local Petrov–Galerkin (MLPG) method [2-4] and the point interpolation method (PIM) [5-6].

The meshfree methods developed using Galerkin weak form and shape functions are built in only on a group of nodes arbitrarily distributed in a local support domain by means of interpolation. A global background cell structure is required to evaluate the integration in the Galerkin weak-form. The high advantage of MLPG is that the shape functions created has the Kronecker delta function property, which allows simple enforcement of essential boundary conditions. The basic formulations of MLPG and LRPIM are quite similar and the difference is mainly in the type of MFree shape functions used. The LRPIM was developed after the MLPG by replacing MLS shape function with the RPIM shape function. There are two types of PIM shape functions have been used so far with different forms of basis functions: polynomial basis functions and radial basis functions (RBFs) [4, 6] that is named as radial PIM (RPIM). In this paper, a 2D electrostatic problem is formulated by MLPG method based on the Galerkin weak form using locally supported shape functions and the various types are notified. In section 3 the numerical example is given and some important parameters of RPIM are investigated. The efficiency convergence and accuracy of RPIM and by comparison with the MLPG is studied in final section.

2-Basic equations

We consider a two-dimensional problem of solid mechanics in domain Ω bounded by Γ whose strong-form of governing equation and the essential boundary conditions are given by:

$$\sigma_{ij,j}(\mathbf{x}) + \mathbf{b}_i(\mathbf{x}) = \mathbf{0} \text{ in } \Omega \quad (1)$$

$$\sigma_{ij} \mathbf{n}_j = \bar{\mathbf{t}}_i \text{ on } \Gamma_t \quad (2)$$

$$\mathbf{u}_i = \bar{\mathbf{u}}_i \text{ on } \Gamma_u \quad (3)$$

The local weak-form can be obtained from eq.(1) by:

$$\int_{\Omega_Q} (\sigma_{ij,j}(\mathbf{x}) + \mathbf{b}_i(\mathbf{x})) \mathbf{W}_I d\Omega = \mathbf{0} \quad (4)$$

Where \mathbf{w}_I is the weight or test function [12].

In order to obtain the discretized system equations in meshless methods, the global problem domain Ω is represented by properly distributed field nodes. The representation of field nodes in the domain will be associated to other repartitions of problem domain: influence domain for nodes interpolation, Ω_s is the support domain for accuracy. For each node: Ω_w is the weight function domain, Ω_Q is the quadrature domain for local integration.

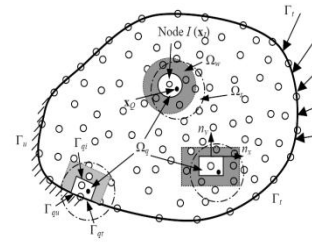


Figure 1 The local sub-domains around point \mathbf{x}_Q and boundaries

The following relation ship is used: $\sigma_{ij,j} \mathbf{W}_I = (\sigma_{ij} \mathbf{W}_I)_{,j} - \sigma_{ij} \mathbf{W}_{I,j}$ and by using the divergence theorem [12] in eq.(4), we obtain:

$$\int_{\Gamma_Q} \sigma_{ij} \mathbf{n}_j \mathbf{W}_I d\Gamma - \int_{\Omega_Q} \sigma_{ij} \mathbf{W}_{I,j} d\Omega + \int_{\Omega_Q} \mathbf{b}_i \mathbf{W}_I d\Omega = \mathbf{0} \quad (5)$$

$\bar{\mathbf{n}} = (\mathbf{n}_1, \mathbf{n}_2)$ is the vector of unit outward normal at a point.

In figure1 shows that the boundary Γ_Q for the local quadrature domain Ω_Q has composed by three parts, i.e $\Gamma_Q = \Gamma_{Qi} \cup \Gamma_{Qu} \cup \Gamma_{Qt}$, where:

Γ_{Qi} : The internal boundary of the quadrature domain, which does not intersect with the global boundary

Γ_{Qt} : The part of the natural boundary that intersects with the quadrature domain

Γ_{Qu} : The part of the essential boundary that intersects with the quadrature domain.

Therefore, eq.(5) can be re-written as:

$$\int_{\Gamma_{Qi}} \sigma_{ij} \mathbf{n}_j \mathbf{W}_I d\Gamma + \int_{\Gamma_{Qu}} \sigma_{ij} \mathbf{n}_j \mathbf{W}_I d\Gamma + \int_{\Gamma_{Qt}} \sigma_{ij} \mathbf{n}_j \mathbf{W}_I d\Gamma - \int_{\Omega_Q} \sigma_{ij} \mathbf{W}_{I,j} d\Omega + \int_{\Omega_Q} \mathbf{b}_i \mathbf{W}_I d\Omega = \mathbf{0} \quad (6)$$

We note the relation between the stress and the traction on the boundary: $\sigma_{ij} \mathbf{n}_j = \mathbf{t}_i$ (7)

Imposing eq.(7) and the natural boundary condition eq.(2) into eq.(6) we obtain:

$$\int_{\Omega_Q} \sigma_{ij} \mathbf{W}_{I,j} d\Omega - \int_{\Gamma_{Qi}} \mathbf{t}_i \mathbf{W}_I d\Gamma - \int_{\Gamma_{Qu}} \mathbf{t}_i \mathbf{W}_I d\Gamma + \int_{\Omega_Q} \mathbf{b}_i \mathbf{W}_I d\Omega = \mathbf{0} \quad (8)$$

This formulation satisfies the properties of the equilibrium equation at a node in an integral sense over a local quadrature domain but it does not satisfy the strong system equation exactly at the node.

To approximate the distribution of the function \mathbf{u} in Ω_s the support domain over the number of enclosed nodes, we shall have the approximant $\mathbf{u}^h(\mathbf{x})$ of $\mathbf{u} \forall \mathbf{x} \in \Omega_s$:

$$\mathbf{u}^h(\mathbf{x}) = \sum_{I=1}^n \Phi_I(\mathbf{x}) \mathbf{u}_I \quad (9)$$

I denote the set of the nodes in Ω_s of point \mathbf{x}_Q

Φ_I is the shape functions constructed using these nodes in the support domain Ω_s of point \mathbf{x} .

The radial basis function (RBF) is used in MLPG to develop the local radial point interpolation method (LRPIM) shape functions for MFree weak-form methods. nRBF determine the type of RBF: if nRBF=1 the multi-quadratics function (MQ) is applied and if nRBF=2 the Gaussian function (Exp) is applied. In utilizing RBFs, shape parameters α_c and \mathbf{q} need be determined for good performance. \mathbf{d}_c is the nodal spacing in the local support domain of the point of interest \mathbf{x} and α_c is the Shape parameter of RBF and \mathbf{q} is the Shape parameter of RBF.

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}) = \sum_{i=1}^{n_r} \mathbf{R}_i(\mathbf{x}) \mathbf{a}_i + \sum_{j=1}^m \mathbf{P}_j(\mathbf{x}) \mathbf{b}_j \quad (10)$$

Where n_r is the number of RBFs and is the number of nodes in the local support domain of the point of interest \mathbf{x} , and m is the number of polynomial basis functions.

$\mathbf{R}_i(\mathbf{x})$ is a radial basis function (RBF), $\mathbf{P}_j(\mathbf{x})$ is monomial in the space coordinates $\mathbf{x}^T = (\mathbf{x}, \mathbf{y})$

Relations of deformations and stresses are given by: $\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{C}\mathbf{B}\mathbf{u}$ (11)

Eq.(11) can be written:

$$\int_{\Omega_Q} \mathbf{V}_I^T \boldsymbol{\sigma} \mathbf{d}\Omega - \int_{\Gamma_{Qi}} \mathbf{t} \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma - \int_{\Gamma_{Qu}} \mathbf{t} \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma = \int_{\Gamma_{Qt}} \bar{\mathbf{t}} \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma + \int_{\Omega_Q} \mathbf{W}_I \mathbf{b} \mathbf{d}\Omega \quad (12)$$

The tractions \mathbf{t} at a point \mathbf{x} defined by: $\mathbf{t} = \mathbf{L}\mathbf{C}\mathbf{B}_I \mathbf{u}$ (13)

Substituting eq.(9,13) into eq.(12,9) we obtain the following discretized systems of equations for the node

$$\int_{\Omega_Q} \mathbf{V}_I^T \mathbf{C}\mathbf{B}_I \mathbf{u} \mathbf{d}\Omega - \int_{\Gamma_{Qi}} \mathbf{L}_n \mathbf{C}\mathbf{B}_I \mathbf{u} \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma - \int_{\Gamma_{Qu}} \mathbf{L}_n \mathbf{C}\mathbf{B}_I \mathbf{u} \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma = \int_{\Gamma_{Qt}} \bar{\mathbf{t}} \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma + \int_{\Omega_Q} \mathbf{W}_I \mathbf{b} \mathbf{d}\Omega \quad (14)$$

That can assembled in matrix form: $\sum_{I=1}^n \mathbf{K}_I \mathbf{u}_I = \mathbf{f}_I$ (15)

Where nodal stiffness matrix

$$\mathbf{K}_I = \int_{\Omega_Q} \mathbf{V}_I^T \mathbf{C}\mathbf{B}_I \mathbf{d}\Omega - \int_{\Gamma_{Qi}} \mathbf{L}_n \mathbf{C}\mathbf{B}_I \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma - \int_{\Gamma_{Qu}} \mathbf{L}_n \mathbf{C}\mathbf{B}_I \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma \quad (16)$$

And the nodal force vector with contributions from body

forces applied in the problem domain, tractions applied on the natural boundary:

$$\mathbf{f}_I = \int_{\Gamma_{Qt}} \bar{\mathbf{t}} \mathbf{W}_I \mathbf{d}\Gamma + \int_{\Omega_Q} \mathbf{W}_I \mathbf{b} \mathbf{d}\Omega \quad (17)$$

3- Numerical Example:

In this section, numerical results are presented for a cantilever plate. First we investigate the effects of the size of support or quadrature domains and we examine the accuracy and convergence of two methods LRPIM and MLPG then comparisons will be made with the analytic solution [13]

The problem data: The height of the beam $D = 12m$ and the length of the beam: $L = 48m$

The thickness of the plat: *unit* and Loading (integration of the distributed traction): $P = 10^3 N$, $E = 3 \times 10^7 N / m^2$ and Poisson's ratio: $\nu = 0.3$

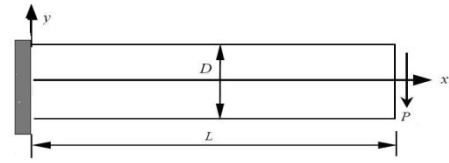


Figure 2. Cantilever plate subjected to distributed traction at the free end.

The standard Gaussian quadrature formula is applied with 16 Gauss points, and for MLS approximation linear polynomial basis functions are applied, the cubic spline function is used as the test function for the local Petrov-Galerkin weak-form.

In our numerical calculations we consider two regular distributions of nodes: 55 or 175. To calculate the error energy a background cell is required, we have to change the number of cell.

To obtain the distribution of the deflection and stress through the plates, size of quadrature domain and support domain are varied .

Nodal configuration for a cantilever plate with 55 nodes (nodal distance $\mathbf{d}_{cx} = 4.8$, $\mathbf{d}_{cy} = 3$) and the sizes of Ω_Q

is defined by: $\mathbf{r}_Q = \alpha_Q \mathbf{d}_{cl}$ where \mathbf{d}_{cl} is the nodal spacing

near node I and \mathbf{r}_Q is the size of the local quadrature domain for node I. The sizes of quadrature domains will be,

therefore determined by α_{Qx} and α_{Qy} which are dimensionless coefficients in x and y directions,

respectively. For simplicity $\alpha_{Qx} = \alpha_{Qy} = \alpha_Q$ is used.

The dimension of the support domain is determined by $\mathbf{d}_s = \alpha_s \mathbf{d}_c$ and α_s is the dimensionless size of support domain.

4- Discussions and conclusions

In this numerical example LRPIM and MLPG are studied to reveal the effects of different parameters of sizing domains, distribution of field nodes number on the convergence and accuracy of those two methods. In LRPIM the additional parameters are recommended with the shape parameters by some authors[12]. The shape parameters of MQ-RBF are recommended with the shape parameters

fixed at $\mathbf{q} = 1.03$ and $\alpha_c = 4$

In figure.3 shows the changes of energy error with α_s and selected additional values of parameters for LRPIM ($\alpha_C = 4, q = 1.03$ and $dc = 2$) with $\alpha_Q = 2$ the size of quadrature domain and $n_t = 55$ the distribution field nodes number. The results obtained by MLPG exhibit a oscillatory between the values of $\alpha_s = 2$ and $\alpha_s = 4$. In contrary; the LRPIM method for identical select parameters presents a large domain where the results are good.

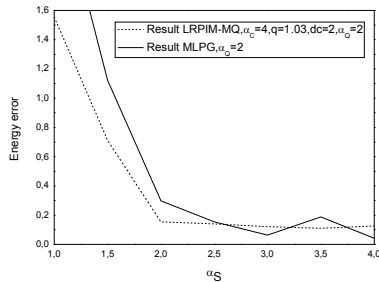


Figure 3 Variation of energy error as a function of α_s ($\alpha_Q = 2$.)

In figure.4 the energy error is plotted as a function of q , for fixed value of dc and selected values of α_s , α_Q and α_C ($-0.4 \leq q \leq 1.2, \alpha_s = 3, \alpha_Q = 2, dc = 2$). For $nRBF = 1$ (that mean the shape function is multi-quadratics function) and fixed values of n_t field nodes number ($n_t = 55$), the curves dashed and full lines ($\alpha_C = 1.2$ and $\alpha_C = 2.55$) is greater than for $\alpha_C = 4$ Liu and al [12] have suggested that $\alpha_C = 2$ gives a good accuracy in this case.

If the number of field nodes is modified the result for energy error presents a great variation for identical fixed parameters.

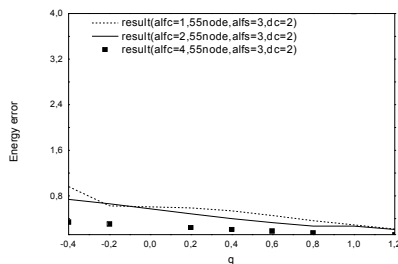


Figure 4 Variation of energy error as a function of q in LRPIM ($\alpha_Q = 3$.)

Figure 5 presents the known behaviour of u_2 as a function of x in the considered problem at the central axis $y = 0$, Where $n_t = 55, \alpha_Q = 2$. By selecting two shape functions of LRPIM. If the value of $nRBF = 1$, we use the MQ-RBF and if $nRBF = 2$ EXP-RBF is used in each case we take two value of $\alpha_s (= 2.5, 3)$. We observe that, in this second case, that the qualitative and quantitative accuracy is changed (curve(a)- and curve(b)). The result for

$nRBF = 2$ is larger than those obtained by MLPG or LRPIM.

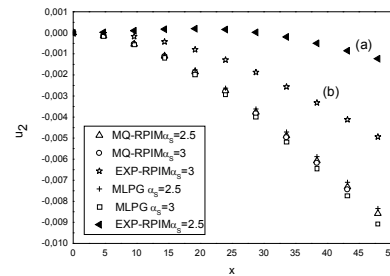


Figure 5: the variation of deflection u_2 as a function of x at the central axis at $y=0$ of the plate for different values of α_s ($\alpha_s = 2.5, 3$)

Finally, we note that the LRPIM needs more computational time than MLP, the efficiency of MLPG is better than that of LRPIM because RPIM shape functions need more computation than the MLS shape functions. When the local quadrature domains used in LRPIM and MLPG are large enough $\alpha_Q \geq 1.5$ the obtained results are very good. The accuracy of solutions change with the sizes of the support domains α_s . The convergent process of MLPG and LRPIM is not very stable but the accuracy still much better than that of MLS or EF methods.

References

- [1] Belyschko T, Lu YY, Gu L, Element – free Galerkin methods. Int J Numer Meth Eng 37, 1994, pp. 229–256
- [2] Atluri SN, Zhu T, A new meshless local Petrov-Galerkin (MLPG) approach in computational mechanics, Comput Mech 22, 1998, pp. 117–127
- [3] Atluri SN, Shen S, The meshless local Petrov-Galerkin (MLPG) method, 2002, Tech Science Press, Forsyth
- [4] Sladek J, Sladek V, Zhang Ch, , Comput Model Eng Sci 4, 2003, pp. 637–648
- [5] Liu GR, Gu YT, A local point interpolation method for stress analysis of two-dimensional solids, Struct Eng Mech 11(2), 2001a, pp. 221–236
- [6] Liu GR, Gu YT, A point interpolation method for two dimensional solids, Int J Numer Methods Eng 50, 2001c, pp. 937 951
- [7] Liu GR, Gu YT, J Sound Vib 246(1), 2001b, pp. 29–46
- [8] Gu YT, Liu GR, A local point interpolation method for static and dynamic analysis of thin beams, Comput. Methods Appl Mech Eng 190, 2001, pp. 5515–5528
- [9] Liu GR, Chen XL, A mesh-free method for static and free vibration analyses of thin plates of complicated shape, J Sound Vib 241(5), 2001, pp. 839–855
- [10] Liu GR, Dai KY, Lim KM, A meshfree method for analysis of geometrically nonlinear problems, 2003
- [11] G. R. Liu, G. Y. Zhang, Y. T. Gu, Y. Y. Wang, A meshfree radial point interpolation method (RPIM) for three-dimensional solids, Springer-Verlag, Comput Mech 36, 2005, pp. 421–430
- [12] Atluri, S. N. and Zhu, T, A new meshless local Petrov–Galerkin (MLPG) approaches in computational mechanics, Comput. Mech, 22, 1998, pp. 117–127.
- [13] Timoshenko, S.P, Goodier, J.N. Theory of Elasticity, 1970, 3rd edition, McGraw Hill.

L'INFLUENCE DE LA CROISSANCE DE CAVITE SUR L'ENDOMMAGEMENT DES POLYMERES

K. EL-AHMAR¹, M. BENGUEDIAB¹, S. MAACHOU¹ et B. BOUCHOUICHA¹

¹ Laboratoire de Matériaux et Systèmes Réactifs, Département Génie Mécanique, UDL- SBA BP 89, Cite Ben M'hidi, SBA, 22000, Algérie
elahmar.kadi@gmail.com

Résumé:

Le but de notre travail est la modélisation de l'endommagement d'un polymère (Polypropylène) en utilisant la méthode des éléments finis et les concepts de la mécanique de la rupture basée sur des approches locales. L'utilisation du modèle Gurson-Tvergaard-Needleman, nous a permis de modéliser le comportement d'endommagement du Polypropylène, qui est décrit comme étant dû à la croissance de cavités.

Mots clés : Croissance des Cavités, Déformation

Volumique, Endommagement, GTN, Polypropylène, Polymère.

INTRODUCTION

Notre objectif est de dégager une méthodologie incluant éventuellement la modélisation par éléments finis, pour décrire les différentes voies d'étude possibles et de choisir l'approche la plus adéquate à la description des mécanismes de rupture du polypropylène. Nous allons effectuer une caractérisation mécanique pour dégager les phénomènes physiques majeurs à prendre en compte pour une modélisation. Sur cette base, nous pouvons proposer l'approche d'une loi de comportement et d'un critère d'endommagement spécifique à ce matériau.

MATÉRIEL ET MÉTHODES

PRÉSENTATION DU CODE DE CALCUL

ABAQUS est un logiciel de calcul par élément fini. Il peut traiter avec plusieurs organismes ayant diverses charges, les températures, les contacts, les impacts, et d'autres conditions environnementales. La méthode des éléments finis est une méthode numérique employée dans le domaine de la rupture. Son succès s'explique par la facilité de sa mise en œuvre pour la résolution d'une grande variété de problèmes. Elle permet l'évaluation de certains paramètres caractérisant la rupture des matériaux à comportement linéaire élastique et plus

récemment les matériaux à comportement non linéaire.

PRÉSENTATION DU MODÈLE GTN

Les résultats expérimentaux indiquent le rôle central que joue la croissance des cavités dans la rupture ductile des métaux. Toutes ces études ont porté sur des matériaux métalliques et ont montré que les cavités se formaient sur des particules de seconde phase, ou par décohésion entre une particule et la matrice, ou par la rupture d'une particule. La rupture finale intervient après la phase de croissance de cavités voisines jusqu'à leurs coalescences finales. Des analyses de croissance de cavités dans un matériau infini plastique montrent que cette croissance est fortement dépendante de la contrainte hydrostatique. Ainsi la coalescence des cavités sera engendrée par un taux de triaxialité élevé. Cette prévision a été confirmée par des séries de testes sur des éprouvettes plus moins entaillées sévèrement dans le cas d'acier.

Le modèle GTN est basé sur le modèle micromécanique développé par GURSON. Il permet de décrire la croissance d'une cavité sphérique dans une matrice rigide parfaitement plastique conduisant à l'expression du critère de plasticité donné par (1) :

$$\phi(\underline{\sigma}, f, \sigma_0) = \frac{\sigma_{eq}^2}{\sigma_0^2} + 2f \cosh\left(\frac{3\sigma_m}{2\sigma_0}\right) - (1 + f^2) \quad (1)$$

Avec $\underline{\sigma}$ le tenseur des contraintes macroscopiques (matrice+porosités), σ_{eq} la contrainte macroscopique équivalente, σ_m la contrainte macroscopique moyenne, f la porosité du matériau, et σ_0 la limite d'élasticité de la matrice.

LOI DE COMPORTEMENT

Pour déterminer la loi de comportement du polypropylène on a fait appel à un essai expérimental, la géométrie correspond à la norme ASTM D638 M1A. L'essai a été effectué sur machine de traction Instron, les propriétés mécaniques du polypropylène pour une vitesse de 0,001 mm.s⁻¹ et à une température ambiante 23°C sont données comme suit : E = 2100 MPa et $\sigma_e = 30$ MPa ; densité = 0,9 et $\nu = 0,4$. (Figure 1)

En travaillant sur des éprouvettes axisymétriques entaillées (AE), il est possible d'étudier des sollicitations multiaxiales, uniquement en utilisant un essai de traction. Ces éprouvettes permettent l'étude des conditions de contraintes planes et déformations planes.

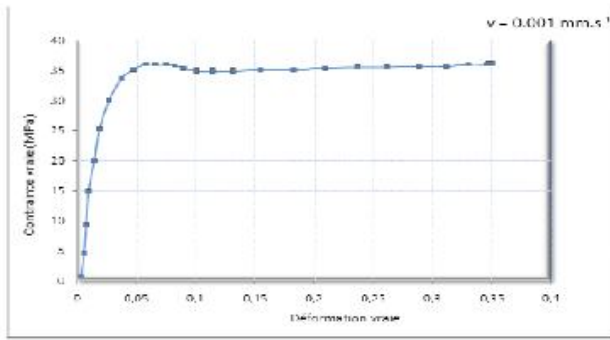


Figure 1 : Courbe pour un Polypropylène à 0.001/s et à 23°C

Pour une éprouvette entaillée, tant que la limite d'élasticité n'est pas dépassée la contrainte est maximale en fond d'entaille par phénomène de concentration des contraintes. La limite d'élasticité est donc atteinte en premier à cet endroit. Si l'éprouvette continue à être déformée, la zone déformée plastiquement s'étend et finit par envahir toute la section entaillée. La charge atteint alors la charge limite de l'éprouvette, elle est supérieure à ce qu'elle serait sans défaut (entaille). Considérons pour cela tout d'abord un cylindre de matière dans la partie entaillée de l'éprouvette ; s'il était isolé, il s'allongerait selon son axe et se contracterait selon son diamètre de façon à conserver un volume constant. Inclus dans l'entaille, entre les deux parties non entaillées qui restent élastiques et se déforment peu, il ne peut que se contracter de la même façon et il apparaît donc des contraintes radiales de tension. Pour satisfaire le critère de plasticité (Von Mises ou Tresca), il est nécessaire d'augmenter d'autant la contrainte axiale. Ainsi, la déformation plastique confinée élève le niveau général des contraintes et le taux de triaxialité des contraintes β . Celui-ci est défini par la relation (2) :

$$\beta = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \quad \text{d'où} \quad \text{[Image of a specimen with a notch]} \quad (2)$$

σ_m : Contrainte moyenne définie telle que

σ_{eq} : Contrainte équivalente de Von Mises.

Pour une éprouvette cylindrique comportant une gorge de rayon à fond d'entaille (R) laissant subsister un col de rayon (a) dans la section minimale, le calcul des répartitions de contraintes et des déformations est compliqué et ne peut être complètement résolu analytiquement. Des hypothèses simplificatrices sont nécessaires comme celle de l'égalité entre les déformations radiales et tangentielles dans la section minimale où $Z=0$. Il en résulte que les contraintes radiales et tangentielles sont égales et que le déviateur est indépendant de la coordonnée radiale (r) dans cette section. Avec ces hypothèses, les équations de l'équilibre et le critère de plasticité, il est démontré que :

$$\frac{d\sigma_{rr}}{dr} = -\frac{\sigma_{eq}}{\rho} \quad (3)$$

Avec (r) le rayon de courbure des lignes isostatiques, là où elles interceptent le plan $Z=0$. Bridgman a supposé que les lignes isostatiques peuvent être assimilées à des cercles qui

coupent à angle droit la surface de l'entaille qui est torique.

Le rayon de courbure (ρ) est donné par la relation (4) :

$$\rho = \frac{a^2 + 2aR - r^2}{2r} \quad (4)$$

L'intégration de l'équation différentielle (3) conduit à (5) :

$$\text{Et} \quad \begin{cases} \sigma_{rr} = \sigma_{\theta\theta} = \sigma_{eq} \ln\left(1 + \frac{a^2 - r^2}{2aR}\right) \\ \sigma_{zz} = \sigma_{eq} \left[1 + \ln\left(1 + \frac{a^2 - r^2}{2aR}\right)\right] \end{cases} \quad (5)$$

La contrainte axiale moyenne $\bar{\sigma}_{zz}$ c'est à dire la charge appliquée à l'éprouvette est donnée par l'expression (6) :

$$\bar{\sigma}_{zz} = \sigma_{eq} \left(1 + \frac{2R}{a}\right) \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right) \quad (6)$$

Le taux de triaxialité des contraintes est maximale sur l'axe de l'éprouvette tel que :

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right) \quad (7)$$

CHOIX DE LA GÉOMÉTRIE

On a choisit de travailler avec des éprouvettes axisymétriques entaillées AE à quatre rayons de courbures différents afin d'étudier l'influence du taux de triaxialité des contraintes sur le comportement du matériau «l'endommagement». Les quatre rayons de courbures étudiés sont : $R = 80$ mm (AE80), 10 mm (AE10), 4 mm (AE4) et 2 mm (AE2). Nous considérons l'analyse la plus simple en traction monotone. Compte tenu des imperfections du modèle, nous justifierons malgré tout l'apport de ses composantes dépendantes du critère de plasticité. Les essais de tractions sur les éprouvettes AE ont été effectués en déplacement imposé. La géométrie des éprouvettes axisymétriques entaillées (AE) est de type Sablier (Figure 2) telle que la longueur totale est de 66 mm, la largeur du fût est de 10 mm, et le fond d'entaille est de 5 mm. La hauteur de la zone entaillée variera avec le rayon de courbure ($R = 80, 10, 4, 2$ mm)

RESULTATS ET DISCUSSIONS

La résolution par éléments finis nous a permis d'analyser numériquement et de déterminer la répartition des champs de déformations au voisinage de l'entaille. Ces résultats sont obtenus à partir des tests d'analyse en traction sur quatre éprouvettes de triaxialité différentes $\beta = 0.33, 0.44, 0.6$ et 0.8 .

La Figure 2 montre la variation de la contrainte équivalente de Von-Mises en fonction du temps réalisé par éléments finis et prise au centre de l'éprouvette (la partie la plus sollicitée) pour les mêmes tests d'analyse en traction avec les quatre différents triaxialité $\beta = 0.33, 0.44, 0.6$ et 0.8 . Les résultats obtenus montrent que la contrainte équivalente évolue lorsque la triaxialité augmente. Pour un rayon de $R=80$, on constate qu'il y a une évolution linéaire qui dépasse légèrement la limite élastique du matériau.

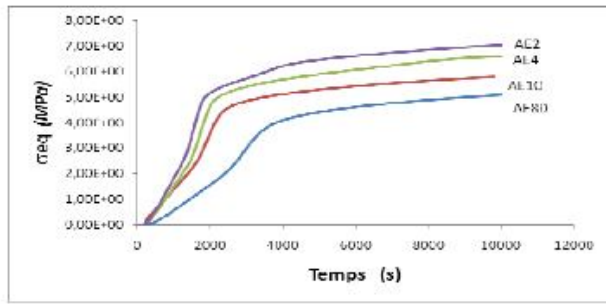


Figure 2 : Evolution de la contrainte équivalente en fonction du temps.

La Figure 3 montre la variation de contraintes et déformations au centre de l'éprouvette en fonction du temps afin d'étudier la sensibilité et l'effet de la triaxialité. On observe lorsque la triaxialité augmente, la contrainte maximale est toujours la même mais la déformation augmente. Concernant l'aspect général des courbes, deux résultats intéressants sont à mentionner. Le premier concerne la présence d'un crochet de traction au niveau de l'extrémité maximale. Ce crochet de traction indique que la formation rapide de la striction supporte la majorité de l'élongation et de l'effort. Le second point montre que la déformation plastique obtenue après le crochet de traction est présentée sur les courbes des déformations longitudinales. La charge reste à peu près constante et se caractérise par un durcissement, ce résultat indique qu'il y a un fort écoulement plastique associé à une orientation et un glissement des chaînes. Enfin, les fibres sont fortement étirées créant alors une résistance supplémentaire.

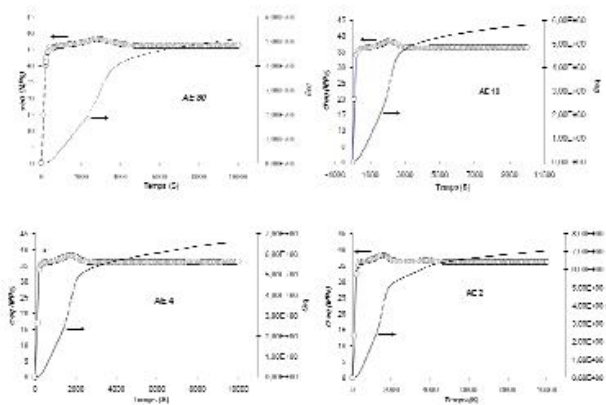


Figure 3 : Evolution des contraintes - déformations en fonction du temps.

La figure 4 représente la contrainte vraie et la variation du volume en fonction de la déformation axiale vraie, si on fait une comparaison des résultats de contrainte vraie en fonction de la déformation axiale vraie pour les différentes triaxialités, on remarque que les segments OA, AB et BC, ont la même forme, se qui explique que : OA c'est la partie linéaire de la courbe. Elle correspond à la déformation réversible. AB : il ya perte de linéarité entre charge et déformation, généralement B est considéré comme le seuil de plasticité, donc une déformation plastique au-delà de ce seuil. BC zone de striction, le point B est associé au début de la formation d'une striction, dont on peut remarquer une diminution de la charge. Sur le segment CE, on peut dire qu'il s'agit de la zone de striction qui commence par la

partie CD : une réorganisation à grande échelle de la structure moléculaire de l'échantillon. Qui change de forme tout dépend de la triaxialité donnée à nos éprouvettes. Partie DE est la même sur les quatre courbes, se qui nous laisse observer une propagation de la striction qui se fait à une charge plus au moins constante

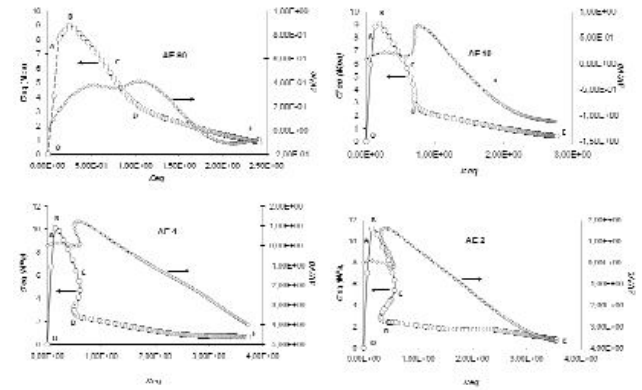


Figure 4 : La variation de la contrainte vraie et du volume en fonction de la déformation axiale vraie

CONCLUSION

Le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman habituellement employé pour les matériaux métalliques a été utilisé ici pour modéliser le comportement d'endommagement du polypropylène. L'endommagement dans ce modèle est décrit comme étant dû à la croissance de cavités, représentée par des paramètres.

Le modèle a permis de rendre compte de tous les résultats mécaniques et de déterminer une approche liée au mode de ruine et rupture par crazing, un critère en coalescence de cavités aux taux de triaxialité et un critère en coalescence de cavités aux taux de triaxialité élevés. La contrainte principale maximale a été déterminé comme étant le critère de transition ductile fragile expliquant les modes de rupture en traction. L'endommagement est pris en compte en ajustant les paramètres du modèle sur l'évolution de la déformation volumique, ainsi que sur le crochet de traction traduisant l'adoucissement de charge lié à la forte croissance des cavités.

La présente étude que nous venons de présenter vient de prouver que les essais expérimentaux menés sur le polypropylène nous ont permis de mettre en évidence que lorsque la vitesse de déformation augmente, la réponse du matériau accroît ce qui nous donne une caractérisation mécanique du polypropylène. Par contre, les paramètres représentatifs du matériau semblent jouer un rôle primordial pour la caractérisation et l'évolution du comportement. L'erreur relative est au de sens des moindres carrés. La méthode d'identification que nous venons d'utiliser n'est malheureusement pas optimale, et la variation d'un paramètre est susceptible entraîner.

Dans la modélisation, nous nous sommes intéressés à la variation et l'optimisation des paramètres pour décrire le comportement de cette classe de matériaux qui jouent un rôle primordial sur la réponse. Le volet numérique

consistant alors à l'exploration des paramètres employée dans notre code de calcul. Grâce à la simplicité du modèle, les testes d'analyses ont donné des résultats prometteurs dans différent cas. L'ensemble de nos tests d'analyse en termes de courbes locales sont acceptable même dans le cas de fortes localisations. Ainsi, le modèle permet de prévoir les évolutions des contraintes - déformations lors du calcul.

INFLUENCE DU TYPE DE RENFORT SUR LA PRESSION LATÉRALE DE CONFINEMENT

TAOUCHE F., HANNACHI N. E., AIT TAHAR K.

Laboratoire LaMoMS, F. G. C- Université Mouloud Mammeri de Tizi ouzou – Algérie

Résumé

Ce travail présente les résultats de l'influence du type de renfort dans la valeur de la contrainte ultime du cylindre de béton confiné, par différents matériaux (enveloppes FRP, grilles..) soumis à une charge uni axiale de compression a mis en évidence l'écart dans l'estimation des valeurs des résistances ultimes et des déformations axiales correspondantes. En effet, chaque modèle est restreint aux conditions et hypothèses admises par l'auteur et est fonction des conditions de réalisation, à savoir le type de renfort, la technique de confinement... Aussi, pour la même technique de confinement la confrontation des résistances au pic ' f_{cc} ' et des déformations correspondantes ' ϵ_{cc} ', montre une grande variabilité..

Mots clés : Modèles de confinement- simulation- confrontation- variabilité-analyse.

1. Introduction

Afin d'assurer la sécurité et le prolongement de la durée de vie des constructions, l'une des méthodes curatives utilisées est le renforcement des structures en béton. Variées sont ces techniques de renforcement, l'une des premières est l'utilisation des matériaux composites comme substitut potentiel à l'acier dans plusieurs domaines du Génie-Civil. En prenant compte de tous ces facteurs, les chercheurs ont introduit la notion de confinement du béton. Cette nouvelle technique se réalise à l'aide de matériaux composites à base de fibres de verres, de carbone, acier et autres. Toutes les études effectuées s'accordent sur la conséquence majeure de l'ajout d'autres matériaux sur le comportement du béton, en l'occurrence la résistance et la ductilité.

En 1928-29, *Richart et al* ont effectué une série de tests utilisant la pression d'eau pour le confinement des colonnes circulaires. Ils ont observé que l'augmentation de la force était directement proportionnelle à la pression de confinement. Quand le béton est soumis à une charge de compression axiale, celui-ci se déforme latéralement, cette déformation provoque au fur et à mesure que la charge augmente des micro fissures qui se développent et se propagent en macro fissures jusqu'à la rupture du béton. Si le béton est latéralement confiné dans le but de réduire cette déformation, sa résistance et sa ductilité se voit augmentée. Ce phénomène est généralement appelé confinement du béton..

Dans ce travail, une nouvelle technique de confinement de cylindre avec des grilles métalliques est présentée. Cette

technique consiste en l'intégration de ces grilles le long de la circonférence, dans le béton pour que la continuité de la matrice soit assurée par les mailles qui constituent les grilles. Un modèle a été développé pour simuler le comportement contrainte-déformation spécifique du cylindre de béton. Ce modèle prend en compte la position de la grille par le rapport des diamètres et le paramètre de non linéarité de la courbe contraintes-déformations. Aussi, nous présentons les résultats de l'influence du type de renfort dans la valeur de la contrainte ultime du cylindre de béton confiné, par différents matériaux (enveloppes FRP, grilles..) soumis à une charge uni axiale de compression.

2. Comportement du béton confiné

Plusieurs auteurs ont prouvé que le confinement des colonnes de béton soumises à la charge de compression axiale augmente considérablement la contrainte et la ductilité de ces colonnes [2, 4, 5, et 6]. La figure 1 présente les courbes typiques contraintes déformations pour des bétons confinés et non confinés. Le confinement augmente en général deux caractéristiques du béton: la résistance en compression $f_{cc} > f_{co}$ et la déformation correspondant à la contrainte ultime de compression $\epsilon_{cc} > \epsilon_{co}$; il augmente aussi de façon considérable le pouvoir absorbant d'énergie du béton. Ainsi dans des régions sismiques, le renfort est fourni pour confiner le béton et par conséquent pour augmenter la ductilité des colonnes et des poutres *Sheikh, S. A., et Uzumeri, S. M, May* [6].

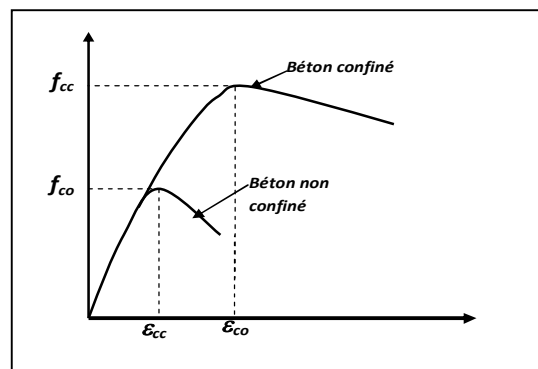


Figure 1. Courbes contraintes-déformations d'un béton confiné et non confiné [6]

La figure 2 montre l'effet de la pression de confinement sur le comportement du béton sous la charge de compression axiale. *Richart, Brantzaeg et le Brown* [5], ont signalé que la pression de confinement latérale augmente considérablement la force et la rigidité des cylindres de béton et augmente la contrainte à laquelle l'effort maximal est atteint. Les pressions de confinement latérales réduisent la tendance pour l'augmentation interne de fissuration et minimisent leur propagation.

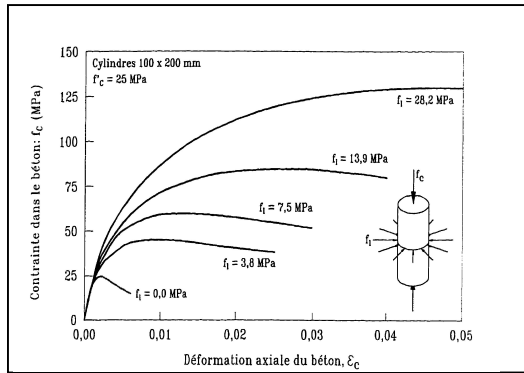


Figure 2. Effet de la pression de confinement sur le comportement en compression du béton.

3. Modélisation

La modélisation d'un matériau est un moyen de transcrire son comportement et les lois qui la régissent. Plusieurs expressions, ont été développées sur la base de l'étude expérimentale. Le modèle proposé, est formulé sur la base des observations et résultats des différentes études expérimentales antérieures. Il est basé sur les résultats des déformations et des contraintes des colonnes de béton renforcé par des grilles métalliques soumises à des essais de compression uni axiale, il tient compte de la position de la grille dans le spécimen, la nature ainsi que de la contrainte de traction f_{lg} de celle-ci. La figure suivante montre un état de contrainte sur un cylindre de béton confiné.

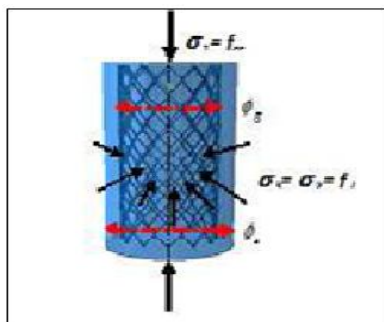


Figure 3. Cylindre confiné soumis à un état de contrainte multiaxiale.

. La plupart des modèles proposés dans la littérature sont inspirés du modèle de Richart *et al*. Ce modèle a été développé pour des cylindres soumis à une pression hydrostatique avec une valeur de $K_1=4,1$, ces chercheurs ont remarqué que la résistance en compression du béton confiné f_{cc} augmentait en fonction de la pression appliquée. Pour cela, ils ont proposé le modèle suivant :

$$f_{cc} = f_{co} + K_1 f_l \quad [1]$$

$$\varepsilon_{cc} = \varepsilon_{co} \left(1 + K_2 \frac{f_l}{f_{co}} \right) \quad [2]$$

$$K_2 = 5 K_1$$

Où : k_1 : Coefficient d'efficacité de confinement.
 f_l : Pression latérale de confinement.

$$f_l = \frac{1}{2} \rho_f f_{lg} \quad [3]$$

f_{lg} : est la contrainte de traction de la grille.

ρ_f : est la densité volumique de la grille relative au béton:

$$\rho_f = 4 \frac{t_g}{D} \quad [4]$$

t_g et D : sont respectivement l'épaisseur de la grille et le diamètre de béton confiné.

Le modèle empirique développé donne des prédictions précises des déformations correspondant au pic de contraintes. Le développement du modèle nous a conduis à écrire l'expression de la résistance du béton confiné suivante :

$$f_{cc} = f_{co} + K_1 f_l = f_{co} \left[1 + \frac{\phi_s}{\phi_g} \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^\alpha \right] \quad [6]$$

Avec :

α : paramètre non-linéaire de l'équation.

$\frac{\phi_s}{\phi_g}$: le rapport des diamètres respectivement du spécimen et de la grille.

En utilisant les résultats expérimentaux et en s'appuyant sur les modèles développés qui montrent clairement que l'évolution des contraintes, est une forme exponentielle alors que l'évolution des déformations est linéaire ; l'expression de la contrainte et de la déformation s'écrivent comme suit [1]:

$$f_{co} \left[1 + \frac{\phi_s}{\phi_g} \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^\alpha \right] = f_{co} \left[1 + 1,33 \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right)^{0,72} \right] \quad [7]$$

$$\varepsilon_{co} \left[1 + \left(\frac{\phi_s}{\phi_g} \right)^\beta \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right) \right] = \varepsilon_{co} \left[1 + (1,33)^{0,75} \left(\frac{f_l}{f_{co}} \right) \right] \quad [8]$$

L'influence de la nature du renfort sur la contrainte ultime du béton confiné est illustrée par la figure 4. Le modèle analytique développé offre les prédictions précises des déformations axiales correspondant aux contraintes. Il permet aussi de tenir compte l'influence de la position et du rapport des diamètres respectivement du cylindre de béton et de la grille métallique sur la contrainte et la ductilité des spécimens. Ce modèle peut tracer le comportement d'élément de béton armé jusqu'à la charge maximale.

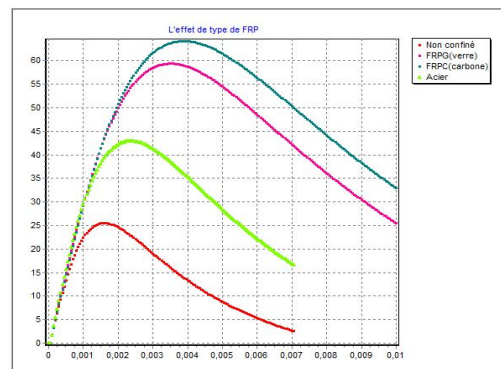


Figure 4. Influence du type de renfort sur la contrainte ultime du cylindre de béton confiné.

4. Conclusion

L'analyse de la confrontation des diverses valeurs de la résistance (f_{cc}) et de la déformation ultime (ϵ_{cc}) de béton confiné, montre que le type de renfort utilisé dans le confinement de béton a une influence directe sur les réponses mécanique de l'élément confiné. La confrontation avec les autres modèles existants montre une disparité importante dans l'estimation des résistances et des déformations. En effet, chaque modèle est limité dans les conditions permises, les suppositions de l'auteur et est fonction des conditions de réalisation (procédé, matériaux, type de renfort, technique de confinement). La structure de l'étude présentée révèle uniquement une petite partie des aspects mécaniques du cylindre de béton confiné par des grilles métalliques. Les auteurs s'accordent sur le fait que d'autres paramètres dirigeant ce comportement doivent être étudiés pour avoir une avancée meilleur sur tout l'intérêt de cette technique.

Références

- [1] Ait tahar K., Taouche F, .Bouamra Y, «*Parametric analysis of the models of confinement of the concrete column*». Key Engineering Materials Vol. 498 (2012) pp 1-14 © (2012) Trans Tech Publications, Switzerland
- [2] Fardis MN., Khalili HH., «*FRP-encased concrete as a structural material*». Mag Concrete Res 1982,34(12),191-202.
- [3] Karbahari V.M., Eckel D.A., «*Strengthening of Concrete Column Stubs Through Resin Infused Composite Wraps*». Journal of Thermoplastic Composite Materials, 6(2), 92–107. 1993.
- [4] Mirmiran A , Shahawy M., «*Behavior of concrete columns confined by fiber composites*». Journal of Structural Engineering,ASCE 1997,Vol. 123. No.5, 583-590.
- [5] Richart F.E, Brandtzaeg A, Brown R.L., «*A Study of the Failure of Concrete under Combined Compressive Stresses*», University of Illinois, Engineering Experimental Station, Urbana, 1928 Bulletin no 185, p.104.
- [6] SHEIKH S.A., UZUMERI S.M., «*Strength and ductility of tied concrete columns*», Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 106, No. 5, pp. 1079-1102, 1980.

QUELQUES ELEMENTS SUSCEPTIBLES D'EXPLIQUER LA DIFFERENCE DE COMPORTEMENT MECANIQUE DES TENDONS ET CELUI DE SES PRINCIPAUX CONSTITUANTS

O. BETIC, J. F. GANGHOFFER*, G. MAURICE*, R. RAHOUDJ*, X. WANG*

* Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA) . 2, avenue de la Forêt de Haye - BP 160 54504 Vandoeuvre Cedex – France

Introduction

Sans entrer dans les détails, la structure des tendons présente des assemblage d'amas de fibres principalement de collagène (surtout de type 1), pour au moins 95%, du liquide physiologique et un peu d'élastine. Au niveau le plus fin les fibres de collagène s'organisent sous forme de cellules enveloppée d'une membrane qui constituent à leur tour de nouvelles « fibres » composites. Ainsi, on observe la présence de plusieurs échelles de « fibres » (Figure 1) : la structure de chaque niveau est quasi-périodique.

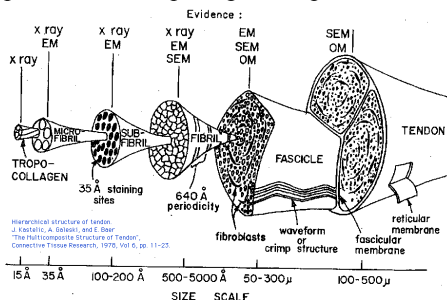


Figure 1 : organisation de la structure des tendons d'après Nordin et Frankel 2001

Comme la plupart des tissus vivants les tendons présentent un comportement viscoélastique pour lequel on peut étudier la composante élastique et la composante visqueuse. En ce qui concerne le comportement élastique, il peut être appréhendé par un test à vitesse de déformation constante. Les courbes contraintes déformation dans l'axe du tendon, à vitesse de déformation constante, sont non linéaires (Figure 2), mais présentent des domaines de déformations où elle sont quasi linéaire, surtout pour les déformations inférieures à 3% ou supérieures à 5% [1,9].

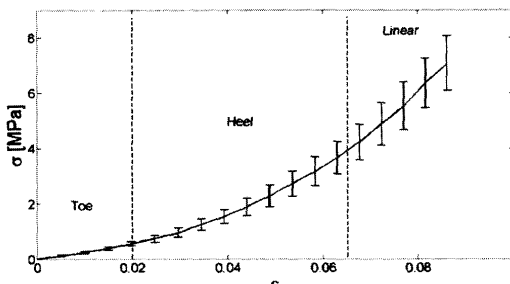


Figure 2 : Courbe typique contrainte/déformation (à vitesse de déformation constante) d'un tendon ou d'un ligament : tendon de lapin, d'après Kahn et col. [1].

Approche du comportement linéaire

Dans un premier temps nous faisons abstraction des divers niveaux de la structure du tendon, de sorte qu'on suppose qu'il est constitué uniquement de la réunion de fibres de collagène. On verra dans la suite que le comportement global du tendon diffère de celui de ses fibres de collagène.

Pour une fibre de collagène, Shen [3] propose un modèle de Kelvin Voigt

$$\sigma(y,t) = a(y)\varepsilon(y,t) + b(y)\frac{\partial}{\partial t}\varepsilon(y,t) \quad (1)$$

où y , σ et ε désignent respectivement la variable d'espace, le champs de contraintes et de déformations linéarisées : $a(y) = 180 \pm 100$ MPa et $b(y) = 4.7 \pm 3.3$ GPa*s désignant respectivement l'élasticité et la viscosité.

Ce modèle conduit aux courbes (Figure 3) de fluage (pour un chargement unité) et de relaxation (pour une déformation unité).

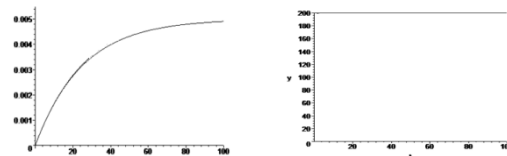


Figure 3: Modèle de Kelvin Voigt - Courbes de fluage (déformation en fonction du temps, à gauche) et de relaxation (contrainte en fonction du temps à droite).

Par contre les courbes de fluage et de relaxation pour un tendon type, ont l'allure suivante (Figure 4), différente de celle du collagène pour la relaxation.

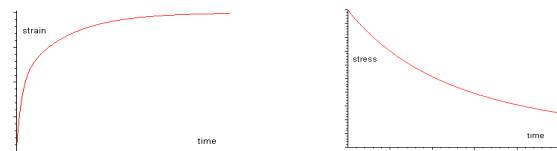


Figure 4: Tendon type - Courbes de fluage (gauche) et de relaxation (droite) pour les sollicitations unité [3 bis].

Cette différence d'allure des fonctions de relaxation sont à rapprocher de la différence de comportement entre les structures de Kelvin Voigt classiques et celles de Kelvin Voigt homogénéisé, caractérisées par la présence, en plus, d'une mémoire longue [5,6,7].

Fluage et Relaxation : homogénéisation

Les valeurs du module de Young axial du collagène proposées par divers auteurs montrent une grande dispersion : de plusieurs centaines de MPa à quelques dizaines de GPa [2,8]. Il existe donc une différence de comportement entre les diverses fibres de collagène à chaque niveau du tendon, ce qui implique de rechercher son comportement homogénéisé (homogénéisé).

Pour un assemblage periodique de fibres différents obéissants à la loi de comportement (1), les travaux de Sanchez [4], de Francfort [5] et Tartar [6] conduisent au comportement homogène équivalent suivant :

$$\sigma^{\text{hom}}(y,t) = a^{\text{hom}}E(t) + b^{\text{hom}}\frac{\partial}{\partial t}E(t) + \int_0^t C(t-s)\frac{\partial}{\partial t}E(s)ds \quad (2)$$

dans lequel on remarque, en plus du modèle de Kelvin-Voigt (1), une mémoire longue (intégrale de convolution).

En dimension 1

Pour un matériau de Kelvin Voigt constitué de deux composants d'élasticité a_1 et a_2 et de viscosité b_1 et b_2 , on peut obtenir analytiquement les paramètres du matériau homogénéisé (2), où $\langle \rangle$ désigne la moyenne intégrale :

$$a^{hom} = \frac{1}{\langle \frac{1}{a} \rangle} \quad b^{hom} = \frac{1}{\langle \frac{1}{b} \rangle}$$

$$C(t) = \frac{1}{\langle \frac{1}{b} \rangle} \frac{a_1 a_2}{b_1 b_2} \left(\frac{\langle \frac{b}{a^2} \rangle}{\langle \frac{1}{a} \rangle} - \frac{\langle \frac{1}{a} \rangle}{\langle \frac{1}{b} \rangle} \right) \exp\left(-\frac{a_1 a_2}{b_1 b_2} \frac{\langle \frac{1}{a} \rangle}{\langle \frac{1}{b} \rangle} t\right)$$

Ces premiers résultats en dimension 1 conduisent à des courbes de fluage et de relaxation (figure 5) différentes pour les modèles (1) de KelvinVoigt classique et (2) de KelvinVoigt homogénéisé, mais de même allure que celles relatives au tendon (figure 4). On note que, plus la différence entre a_1/b_1 et a_2/b_2 est grande, plus le module de $C(t)$ est grand et plus la fonction de relaxation présente une forte décroissance.

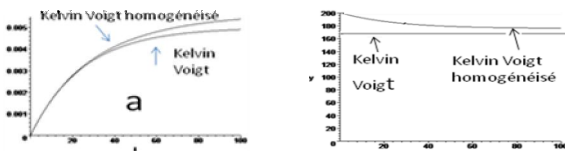


Figure 5 : Kelvin Voigt et Kelvin Voigt homogénéisé: allure des courbes de fluage (a), et de relaxation (b)

Ces résultats analytiques en dimension 1 doivent être confirmés en dimension supérieure. Cette étape ne peut être abordée que numériquement.

Généralisation au 3D

Sous l'hypothèse d'une répartition périodique des fibres, le tenseur mémoire longue homogénéisée relative au modèle (2) se présente sous forme symétrique suivante:

$$C(t) = \begin{bmatrix} c_{11}(t) & c_{12}(t) & 0 & c_{14}(t) & 0 & 0 \\ & c_{22}(t) & 0 & c_{24}(t) & 0 & 0 \\ & & c_{33}(t) & 0 & 0 & 0 \\ & & & c_{44}(t) & 0 & 0 \\ & & & & 0 & 0 \\ & & & & & 0 \end{bmatrix}$$

où $c_{11}=c_{xxxx}$, $c_{12}=c_{xyxy}$, $c_{14}=c_{xxzz}$, $c_{22}=c_{yyyy}$, $c_{24}=c_{yyzz}$, $c_{33}=c_{xyxy}$, $c_{44}=c_{zzzz}$. La direction z est celle de l'axe des fibres.

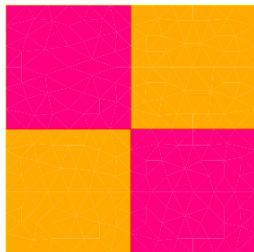


Figure 6 : modèle de coupe transverse des fibres de collagène

Pour fixer les idées, choisissons un tendon grossièrement constitué de deux sortes de fibres, de comportement différent et de section carrée. La figure 6 représente ainsi une période de la coupe transverse d'un tel tendon. La détermination de $C(t)$ s'obtient numériquement [7] et toutes ses composantes sont des fonctions de type exponentielle décroissante.

Pour illustrer cette généralisation au 3 D, nous avons choisi deux collagènes de comportement de Kelvin-Voigt proches [3], de module d'Young E_i et de viscosité v_i :

$$E_1=200*1e+6, v_1=5*1e+9 \text{ (matériau 1)}$$

$$E_2=205*1e+6, v_2=4.90*1e+9 \text{ (matériau 2)}$$

$$\sigma_{a1} = \sigma_{a2} = 0.4$$

La figure 7 présente les courbes de quelques composantes de la « fonction mémoire longue ».

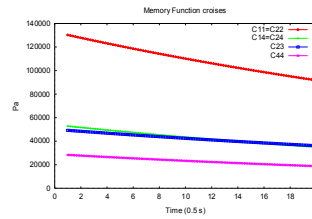


Figure 7 : Quelques composantes de $C(t)$

Dans le cas de la relaxation ($\epsilon=K$ constante), (2) devient $\sigma^{hom}(y,t) = K(a^{hom} + C(t))$. Les courbes de relaxation décroissent donc à partir de la valeur $K(a^{hom} + C(0))$ jusqu'à la valeur $K(a^{hom} + C(\infty))$. Elles présentent donc la même allure que celle relative au tendon sur la figure 4, comme dans le cas de la dimension 1

On sait que $C(t)=0$ lorsque $E_1/v_1 = E_2/v_2$. Une petite variation de quelques pourcents imposée sur les données entraîne un important effet mémoire. En effet, environ 5% d'écart sur les modules d'Young et sur les viscosités conduit à une composante C_{22} de l'ordre de 130 MPas et C_{44} de l'ordre de 28 MPas.

Il est également bon d'observer que la réponse en déformation relative (déformation/déformation initiale) pour une contrainte de Dirac appliquée à l'instant $t=0$ (choc) est beaucoup plus rapide pour le modèle de Kelvin Voigt homogénéisé que pour Kelvin Voigt: la moitié de la déformation est retrouvée en quelques secondes pour le premier alors qu'il faudrait environ 20 secondes pour le second (Figure 8).

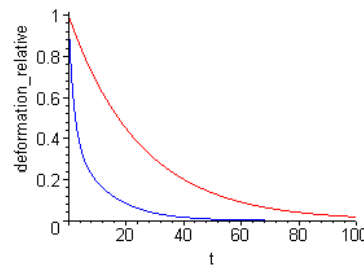


Figure 8 : Réponse en déformation axiale relative pour une sollicitation de Dirac en contrainte : Kelvin-Voigt (en haut) et de Kelvin-Voigt homogénéisé (en bas) (d'après les résultats de C_{44} : figure 7)

Cette réponse n'est pas immédiate comme pour un solide purement élastique ni lente comme pour un solide de Kelvin-Voigt. Elle paraît mieux adoptée aux fonctions d'usage des tendons.

Approche du comportement non linéaire

La mise en tension d'un tendon ne sollicite que progressivement l'ensemble des divers fibres qui le compose (recrutement), lui conférant ainsi une rigidité de plus en plus grande en fonction du nombre de fibres actifs.

Lors de la phase de recrutement l'ensemble des fibres obéit à une loi de type (1) dans laquelle a et b ne dépendent plus seulement de la variable d'espace, mais sont aussi des fonctions croissantes de ϵ . On a, dans [9],

l'expression d'une telle fonction de recrutement, qui, introduite dans (1) conduit au modèle

$$\sigma(y, t) = a(y) \int_0^\varepsilon g(\varepsilon - s) ds + b(y) \int_0^\varepsilon g(\varepsilon - s) \dot{s} ds \quad (3)$$

où $g(\varepsilon) = \alpha \beta^{-\alpha} (1 + \varepsilon)^{-1} (\ln(1 + \varepsilon))^{\alpha-1} e^{-\frac{\ln(1+\varepsilon)}{\beta} y^\alpha}$
 et $\alpha = 1.5$ $\beta = 0.038$ pour le ligament croisé antérieur du lapin. Pour traiter numériquement ce modèle non linéaire, on découpe l'intervalle $[0, \varepsilon]$ en n intervalles égaux et sur chacun d'entre eux on linéarise (3). On peut ainsi effectuer une homogénéisation sur un modèle de Kelvin Voigt linéaire (1) et d'utiliser les résultats (2) sur chaque intervalle. En dimension 3, comme en dimension 1, nous obtenons des résultats semblables à ceux obtenus dans le cas linéaire. Les figures 9 et 10 présentent chacune une courbe contraintes/déformations respectivement en 1D et en 3D semblables toutes les deux à celle de la figure 2.

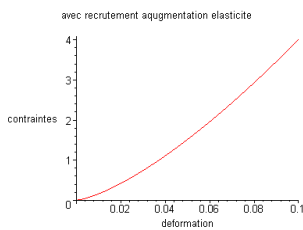


Figure 9. Allure d'une courbe contraintes (10⁸ Pa)/déformation (%) 1D non linéaire

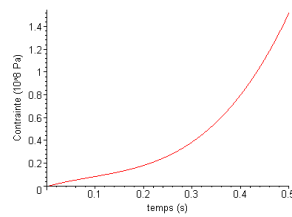


Figure 10. Contrainte/déformation 3D dans la direction longitudinale des fibres avec recrutement

Conclusion partielle

L'homogénéisation est un facteur, mais peut-être pas le seul, permettant d'expliquer la différence entre le comportement mécanique (relaxation) du collagène et celui de l'assemblage de ces fibres : que ces assemblages présentent une élasticité linéaire ou non linéaire.

Influence du fluide et des membranes

Pour étudier l'influence du fluide biologique et des membranes, nous avons choisi une période se rapprochant plus de la structure réelle du tendon (figure 11).

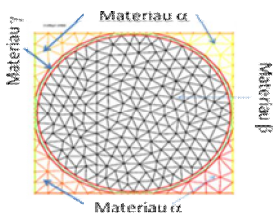


Figure 11 : Période mélangeant fibre de collagène, membrane et fluide

Pour cette période constituée de 3 matériaux d'indice 1, 2 ou 3, on a la possibilité de les répartir comme on veut en α , β ou γ .

Pour le fluide biologique viscoélastique, on considère un milieu de Kelvin Voigt presque fluide

$$E_3 = 0.001 \text{ Pa} \quad \nu_3 = 0.1 \text{ Pa s (matériau 3)}$$

Pour la membrane, on choisit un solide élastique légèrement visqueux.

$$E_4 = 8000 \text{ Pa} \quad \nu_4 = 0.001 \text{ (matériau 4)}$$

Le matériau homogénéisé du mélange de matériaux d'indice 1, 2, 3 et 4 obéit à la loi homogénéisée (2).

Nous avons choisi de ne présenter ici que les résultats suivants:

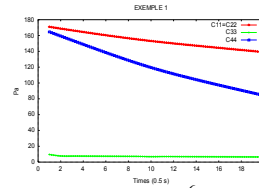


Figure 12 (10⁻⁶ C₄₄) : $\alpha = 3 \quad \beta = 1 \quad \gamma = 4$

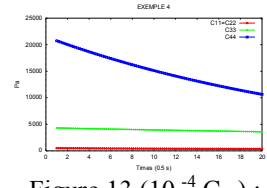


Figure 13 (10⁻⁴ C₄₄) : $\alpha = 1 \quad \beta = 1 \quad \gamma = 4$

Conclusion

Les composantes de la fonction mémoire sont beaucoup plus importantes en présence de fluide et (ou) de solide pur que pour un simple mélange de collagène. La situation de la figure 12 est celle qui se rapproche le plus de la situation réelle : fibres de collagène enveloppés dans une membrane le tout baigné d'un fluide biologique qui conduit à une très faible composante de cisaillement dans le plan transverse. On remarque que la présence d'une membrane et plus encore de fluide renforce l'intensité de la mémoire longue dans la direction de l'axe des tendons, au détriment des composantes transverses.

Références

[1] Kahn C, Wang X., Rahouadj R. Nonlinear Model for Viscoelastic Behavior of Achilles Tendon. Journal of Biomechanical Engineering. Vol. 132, Oct. 2010.
 [2] Vesentini S., Fiti'e C., Montevecchi F., and Redaelli A. Molecular assessment of the elastic properties of collagen-like homotrimer sequences. Biomechan. Model. Mechanobiol., 3, 224–234, 2005
 [3] Z. L. Shen, Tensile Mechanical Properties of isolated Collagen Fibrils obtained by Microelectromechanical Systems Technology. Phd of Philosophy. Case Western Reserve University. Biomedical University, 2010.
 [4] Sanchez-Palencia E., Zaoui A.. Homogenization techniques for composite media, Lecture Notes in Physics, N° 272, Springer-Verlag, Proceedings, Udine, Italy, 1987.
 [5] Francfort G., Leguillon D., Suquet P. Homogénéisation de milieux viscoélastiques linéaires de Kelvin-Voigt, C.R. Acad. Sc., Paris, 296, série I, 287-290, 7, 1983.
 [6] Tartar L.. The General Theory of Homogenization: A Personalized Introduction. Lecture Notes of Unione Matematica Italiana. Springer (2009)
 [7] C. Cherraf-Schweyer, Maurice G., Taghite M, Taous K.. Periodic homogenization in viscoelasticity. Influence of micro mechanical parameters on the homogenized memory law: numerical tests. Z. Angew. Math. Mech. 1-12 (2007).
 [8] A. Gautieri, S. Vesentini, A. Redaelli, M. J. Buehler Viscoelastic properties of model segments of collagen molecules. Matrix Biology, 31,141-149. 2012.
 [9] R. De Vita. Structural constitutive models for knee ligaments. Phd University of Pittsburg (2005).

COMPARAISON ENTRE LES METHODES : MESHLESS ET ELEMENTS FINIS ETUDE DE CAS : FLEXION D'UNE POUTRE 2D

A. MJIDILA¹, S. JALAL²,
L. BOUSSHINE³, Z. ELMASKAOUI⁴

1,2,3 et 4 Université Hassan II-Ain Chock
Ecole Nationale Supérieure d'Electricité et de Mécanique
Route d'Eljadida BP8118 Casablanca
Laboratoire des Technologies de Construction et des
Systèmes Industriels
mjidila@gmail.com

Résumé : Les éléments finis (EF) sont utilisés à nos jours pour résoudre des problèmes avec des géométries complexes. Récemment on travaille sur le développement des techniques numériques plus performantes afin d'obtenir des résultats plus précis pour systèmes plus complexes. La méthode sans maillage (MFree) reste un développement très remarquable de la décennie passée. Dans ce papier on présente une comparaison d'étude de comportement par les méthodes EF et MFree d'une plaque encadrée d'un côté et sur le côté libre on a appliqué une charge. Le paramètre de comparaison est la flèche de la fibre moyenne.

Abstract: Finite element method FEM is now widely used in handling problems with complex geometry. Currently, we are using and developing even more powerful numerical techniques aiming to obtain more accurate approximate solutions in a more convenient manner for even more complex systems. The meshfree or meshless method is one such phenomenal development in the past decade. In this paper, a comparison was made between EFM and MFree studying the behaviour of a clamped plate carrying a load on the free end. The comparison parameter is the deflection of the medium fiber.

Keywords : Meshless, Elements finis, Maillage.

INTRODUCTION [1], [4]

La méthode dite sans maillage, ou en anglais Mesh Free Method, malgré sa récente histoire ne s'arrête à attirer les chercheurs de plus en plus par ses propriétés remarquables :

Elle ne nécessite aucun maillage,
Problème de distorsion des éléments est absent,
Le remaillage n'est pas nécessaire,
Et autres.

Une revue rapide de son histoire permet de citer quelques importantes dates :

La méthode *smooth particle hydrodynamics (SPH)* (Gingold et Monaghan 1977),

The element free Galerkin method (EFG) (Belytschko et al. 1994, 1996),

The meshless local Petrov-Galerkin method (MLPG) (Atluri and Zhu 1998, Atluri et al. 1999),

The point assemble method (PAM) (Liu 2002a),

The point interpolation method (PIM) (Liu and Gu 2001),

The boundary point interpolation method (BPIM) (Gu and Liu 2002).

La méthode MFree construit toute son approximation en fonction des nœuds dispersés sur le domaine d'étude. Le domaine compact ou support de la fonction poids donne à cette méthode le caractère local.

La fonction poids joue un rôle fondamental dans toutes des variétés de la méthode, elle est non nulle à l'intérieur du domaine support du nœud, par contre elle l'est à l'extérieur. Le domaine support ou d'influence peut être choisi de forme rectangulaire ou circulaire voir la figure 1.

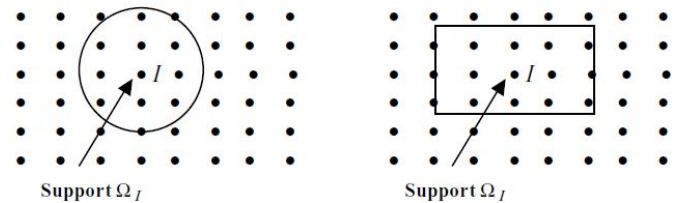


Figure 16 les domaines supports : circulaire à gauche et rectangulaire à droite.

PRINCIPE DE LA METHODE MFree

Formulation faible [4]

L'expression de l'énergie potentielle est donnée par la relation suivante :

$$\Pi = \frac{1}{2} \int_{\Omega} \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega - \int_{\Omega} \mathbf{u}^T \mathbf{b} d\Omega - \int_{\Gamma_f} \mathbf{u}^T \bar{\mathbf{t}} d\Gamma \quad (1)$$

La variation de l'énergie potentielle donne :

$$\delta \Pi = \delta \left(\frac{1}{2} \int_{\Omega} \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega - \int_{\Omega} \mathbf{u}^T \mathbf{b} d\Omega - \int_{\Gamma_f} \mathbf{u}^T \bar{\mathbf{t}} d\Gamma \right) \quad (2)$$

Moyennant quelques transformations la formulation finale aura la forme :

$$\int_{\Omega} \delta \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega - \int_{\Omega} \delta \mathbf{u}^T \mathbf{b} d\Omega - \int_{\Gamma_f} \delta \mathbf{u}^T \bar{\mathbf{t}} d\Gamma = 0 \quad (3)$$

C'est la formulation faible de Galerkin (3) qui peut être vue encore comme le principe des travaux virtuels.

Pour les cas de statique linéaires la formulation (3) peut être exprimée en fonction de vecteur déplacement qui convient bien à l'approximation:

$$\int_{\Omega} \delta (\mathbf{L}\mathbf{u})^T \mathbf{D}(\mathbf{L}\mathbf{u}) d\Omega - \int_{\Omega} \delta \mathbf{u}^T \mathbf{b} d\Omega - \int_{\Gamma_f} \delta \mathbf{u}^T \bar{\mathbf{t}} d\Gamma = 0 \quad (4)$$

L'algorithme de la méthode

La figure 2 présente l'algorithme de la méthode MFree.

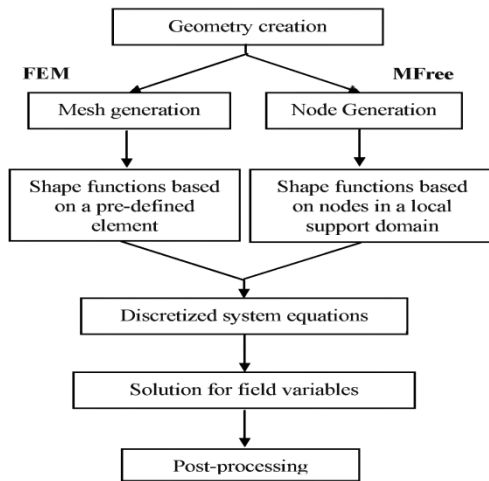


Figure 17 L'algorithme des méthodes MFree et des Eléments Finis.

les étapes de résolution

1- La modélisation du domaine

Le domaine du problème est modélisé et présenté par un ensemble de nœuds dispersés sur le domaine et sur la frontière, voir figure 3.

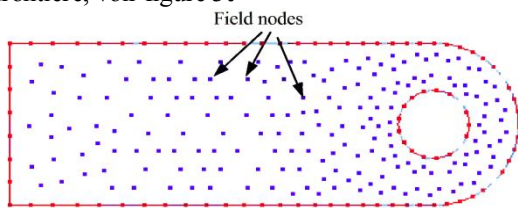


Figure 18 le domaine d'étude formé par le champ des nœuds.

2- la fonction d'interpolation/approximation

Puisqu'il n'y a pas d'éléments dans la présente méthode, le champ des variables, à l'intérieur du domaine de problème, est interpolé en utilisant les valeurs nodales à travers un petit domaine centré sur le point d'intérêt x, voir la relation (5).

$$u(\mathbf{x}) = \sum_{i=1}^n \phi_i(\mathbf{x})u_i = \Phi^T(\mathbf{x})U_s \quad (5)$$

Où n est le nombre des nœuds dans le domaine support du point x, u_i est la valeur nodale du i^{ème} nœud, U_s est le vecteur déplacement collectant tous les déplacements de tous les nœuds dans le domaine support, φ_i(x) la fonction de forme déterminée en utilisant tous les nœuds du domaine support.

3- la formation du système d'équations

Les équations discrètes peuvent être formulées en utilisant les fonctions de forme et la formulation faible ou forte. Ces équations sont écrites dans des matrices locales puis assemblées dans une matrice globale du problème.

4- Résolution du système d'équations

Etape similaire à la méthode des éléments finis.

Les méthodes d'Interpolation et d'approximation

La méthode MFree doit son succès, en une grande partie, au progrès des outils numériques d'interpolation et d'approximation et leurs algorithmes compatibles. Dans ce sens on classe les variétés de la méthode en trois catégories : les méthodes basées sur l'approximation par le principe des

moindres carrés mobiles.

Les méthodes basées sur l'approximation par la forme intégrale.

Les méthodes basées sur l'interpolation par point (Point Interpolation Method, PIM)

La méthode de test et qui est sujet de cet article fait partie de cette catégorie.

Elle réalise son approximation en forçant la fonction d'interpolation de passer par la valeur de chaque point donné dans la limite du domaine support. Le principe est le suivant : Soit une fonction u(x) définie dans un domaine Ω. Ce domaine est défini par un certain nombre de nœuds répartis sur le domaine et sur la frontière. PIM réalise son interpolation de la fonction en utilisant les valeurs des nœuds dans un domaine support autour d'un point d'intérêt x_Q.

On pose :

$$u^h(x, x_Q) = \sum_{i=1}^n B_i(x)a_i(x_Q) \quad (6)$$

Où B_i(x) sont les fonctions de base définies dans les coordonnées cartésiennes x^T=[x,y,z], n est le nombre des nœuds dans le domaine support autour du point d'intérêt x_Q, et a_i(x_Q) est le coefficient de la fonction B_i(x) correspondant au point d'intérêt donné x_Q.

Il y a deux types de PIM qui ont été développés en utilisant différentes formes de la fonction de base :

PIM utilisant les fonctions de base polynomiales, développées par Lui et GU (1999,2001c).

PIM utilisant les fonctions de base radiales, développées par Wang and Lui (2000).

La méthode PIM polynomiale

La formulation polynomiale commence par la supposition que:

$$u^h(x, x_Q) = \sum_{i=1}^n p_i(x)a_i(x_Q) = p^T(x)a(x_Q) \quad (7)$$

Où p_i(x) est la fonction de base polynomiale dans les coordonnées de l'espace x^T=[x,y,z], n est le nombre de nœuds dans le domaine support autour du point x_Q, et a_i(x_Q) est le coefficient du monôme p_i(x) correspondant au point donné x_Q. Le vecteur a est défini comme:

$$a^T(x_Q) = \{a_1, a_2, a_3, \dots, a_1\} \quad (8)$$

La fonction RPIM

Malgré l'avantage de la simplicité de la PIM polynomiale, et malgré sa précision et sa possibilité de reproduire une fonction de forme de n'importe quel rang en augmentant le nombre de nœuds; il reste un inconvénient majeur dans cette méthode, c'est la possibilité d'avoir un cas de la singularité de la matrice du moment PQ. Pour éviter cet inconvénient Wang et Lui, en 2000, ont introduit le principe de la fonction de base radiale ce qu'ils l'ont appelé Radial Point Interpolation method (RPIM).

Construction de la fonction de base en RPIM :

En RPIM, on choisit la fonction de base comme dans l'équation suivante :

$$u^h(x, x_Q) = \sum_{i=1}^n R_i(x)a_i(x_Q) = R^T(x)a(x_Q) \quad (9)$$

Où \mathbf{a} est le vecteur défini dans l'équation 8 et R_i est la fonction de base radiale avec r est la distance entre le point x et le point x_i .

Le vecteur \mathbf{R} a la forme :

$$R^T(x_Q) = \{R_1(x), R_2(x), \dots, R_n(x)\} \quad (10)$$

Il y a un certain nombre de formes de fonctions de base radiales utilisées par la communauté des Mathématiques voir tableau 1 qui présente les quatre formes des fonctions de base radiales les plus utilisées.

Name	†Expression	Shape Parameters
1 Multi-quadrics (MQ)	$R_i(x, y) = (r_i^2 + (\alpha_c d_c)^2)^q$	$\alpha_c \geq 0, q$
2 Gaussian (EXP)	$R_i(x, y) = \exp[-\alpha_c (\frac{r_i}{d_c})^2]$	α_c
3 Thin Plate Spline (TPS)	$R_i(x, y) = r_i^\eta$	η
4 Logarithmic	$R_i(x, y) = r_i^\eta \log r_i$	η

Tableau 1 Les fonctions de base les plus utilisées

Exemple d'étude

Une poutre 48x12 encastrée comme le représente la figure 4, avec les paramètres suivants : $E=0.3.108$ Mpa, $\nu = 0,3$ et $P=1000$ N.

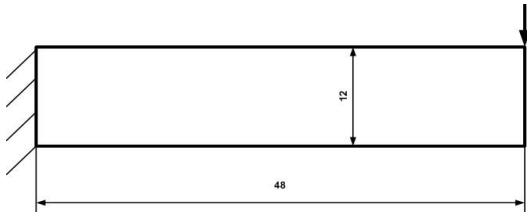


Figure 19 Poutre de test 48x12

Résultats et comparaison

les déformations de la fibre moyenne, calculée par La méthode sans maillage MFree et par Nastran, sont illustrées dans la figure 5.

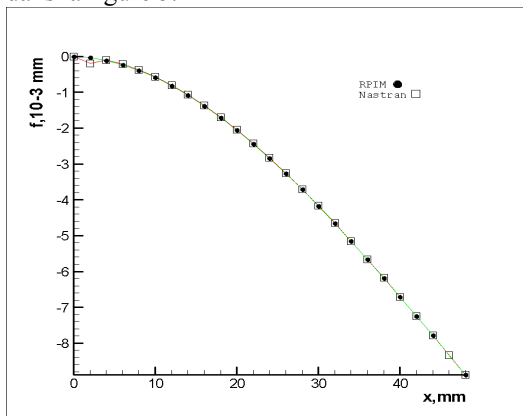


Figure 20 Flèche de fibre moyenne

Conclusion

Le calcul de l'erreur entre les deux méthodes a donné la valeur moyenne suivante e 1.12439%.

Ce qui éprouve que la méthode sans maillage reste une alternative fiable de calcul permettant d'éviter le maillage et le remaillage qui consomme une bonne partie de temps machine.

Cette méthode nécessite plus d'attention, de la part des chercheurs, par sa précision et sa consistance elle présente un nouveau robuste outil numérique.

Bibliographie

[1] G. Lui. *Mesh Free Methods: moving beyond the finite element method*, -CRC Press LLC, 2002.

[2] Youping Chen, James D. Lee, and Azim Eskandarian. *Meshless Methods in Solid Mechanics*, Springer Science&Business Media, Inc,2006

[3] HOLGER WENDLAND. *Scattered Data Approximation*, , Cam- bridge University Press 2005

[4] G.R. LIU and Y.T. GU . *An Introduction to Meshfree Methods and their programming*. 2005 Springer

POST-BUCKLING BEHAVIOUR ANALYSIS OF THIN-WALLED OPEN SECTION BEAMS UNDER VARIOUS LOADINGS BY THE ASYMPTOTIC NUMERICAL METHOD

A. ED-DINARI^(A), H. MOTTAQUI^{(A)(C)}, B. BRAIKAT^(A), M. JAMAL^(A), F. MOHRI^(B), N. DAMIL^(A)

^(a)Laboratoire de Calcul Scientifique en Mécanique, Faculté des Sciences Ben M'Sik, Université Hassan II Mohammedia-Casablanca, BP 7955, Sidi Othman, Casablanca, Maroc

^(b)Universté de Lorraine. Laboratoire d'Étude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux (LEM3).CNRS UMR 7239, Ile du Saulcy, 57 057 Metz, France

^(c)Safran Engineering Services, 114 Route de Nouasser, Sidi Maarouf, 20100, Casablanca, Maroc

Abstract

The objective of this research is to present a variant of the Asymptotic Numerical Method (ANM) family to investigate the buckling and post-buckling behaviour of thin-walled open sections beams under external loadings. This is achieved by associating the finite element method and power series expansion technique with respect to a path parameter. A full nonlinear model of open section thin-walled beams taking into account shortening effect, pre-buckling deformation, large torsions and flexural-torsional coupling is considered. A 3D beam element having two nodes with seven degrees of freedom is considered in mesh process. The 3D beam element (B31OS) with warping and shell element (S8R5) of Abaqus code are used. Numerical examples of thin-walled open sections beams are presented to validate the efficiency and accuracy of the proposed ANM variant.

1.Introduction

Thin-walled beams with open cross sections have a wide range of potential applications in several areas of engineering. They offer high performance with minimal weight and there exists an increasing need for this type of structures. These structures are very sensitive to instabilities and twists. Subjected to axial and lateral external loadings, thin-walled beams with open sections, can exhibit large displacements and large torsions with the presence both of pre-buckling deflexions, warping, bending-bending, torsion-bending and flexural-torsional coupling, shortening and wagners's effects and interaction of buckling and lateral buckling. A complete stability nonlinear analysis of these structures must take into account these complex phenomena. The buckling and postbuckling analysis of thin-walled beams with open sections has been the subject of considerable research. The buckling of beam structures is caused by the coupling among bending, twisting, and stretching deformations of the beam members. Thus the buckling analysis is a subtopic of nonlinear rather than linear models.

A nonlinear stability analysis model has been recently developed in [F.Mohri and al (2008)]. In their nonlinear model the shortening effect, pre-buckling deformation, large torsion and flexural-torsional coupling are taken into account. The nonlinear and highly coupled equilibrium equations and constitutive law of thin-walled beams with open section are obtained without any hypothesis on torsion angle. The finite element formulation and the use of a 3D beam with 7 degrees of freedom per node are adopted. The equilibrium paths of these structures in pre and post buckling are get by the Newton-Raphson algorithm.

Adopting the same nonlinear model in [Mohri and al (2008)], we present, in this work, a variant of the Asymptotic Numerical Method (ANM) family for analysing the buckling and post-buckling behaviour of thin-walled open sections beams under various loadings. It is important to underline that for this nonlinear model, the rigidity matrix will depends on the applied loading λ . Several examples, to illustrate the effect of load eccentricities, will be presented. The objective of this work is to propose an algorithm based on the ANM for analysing the stability problem of thin-walled open sections subjected to external loadings and concentrated forces taking into account the influence of load eccentricities.

2.Thin walled beam element with open section and its nonlinear kinematics

A 3D open section thin-walled beam element of slenderness L is considered (fig.1). The adopted reference system is $(Gxyz)$ of centre G and of rectangular axes Gx , Gy and Gz such that Gx is the initial longitudinal axis, Gy and Gz are the first and second principal bending axes respectively. The co-ordinates of shear centre C located in Gyz plane are (y_c, z_c) and those of a point M on the contour are (y, z, ω) where ω is the sectorial co-ordinate which characterizes the warping of the section at point M for non uniform torsion.

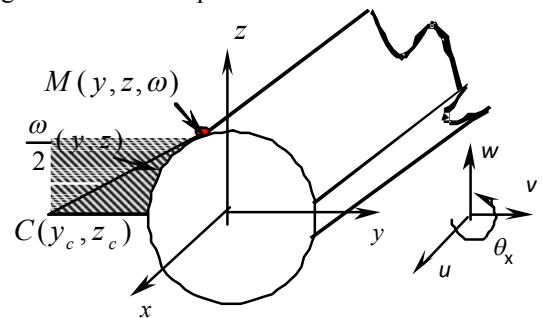


Figure1: Kinematics of a thin-walled beam element with open section

We assume in this model that the beam has an elastic behaviour and distortional deformations are neglected. The displacements u_M , v_M , and w_M of M are given by the following nonlinear relations [Mohi and al, 2008]:

$$u_M = u - y(v' + v'c + w's) - z(w' + w'c - v's) - \omega\theta_{x,x}$$

$$v_M = v - (z - z_c)s + (y - y_c)c,$$

$$w_M = w + (y - y_c)s + (z - z_c)c \quad (1)$$

where u is the axial displacement of G , v and w are the displacements of shear point C in y and z directions, θ_x is the torsion angle; the variables c and s are given by:

$$c = \cos \theta_x - 1, s = \sin \theta_x \quad (2)$$

3. Nonlinear coupled equilibrium equations

The structure is subjected to surfacique loadings $\lambda \tilde{F}_s$ (λF_{sx} , λF_{sy} , λF_{sz}) and to a concentrated force $\lambda \tilde{F}_j$ (λF_{jx} , λF_{jy} , λF_{jz}) applied on its external wall, where λ is the load parameter. The equilibrium equations completed by the constitutive law are:

$$\left\{ \int_L \{\delta v\}^t \{S\} - \lambda \int_L \{\delta \alpha\}^t \{\hat{F}_e\} + \{\delta \theta\}^t \{\hat{M}_e\} dx - \lambda \{\delta \alpha\}^t \{\hat{f}_e\} + \{\delta \theta\}^t \{\hat{m}_e\} = 0 \right. \\ \left. \{S\} = [D] \left([H] + \frac{1}{2} [A(\theta)] - [A_\alpha(\alpha)] \right) \{\theta\} \right. \quad (3)$$

The highly nonlinear coupled system (3) governs the equilibrium state of thin-walled open sections beams for large torsion and takes into account the flexural-torsion coupling and permits to study the load eccentricities. Let us note that any simplifying hypothesis on the torsion angle θ_x have been made, the trigonometric functions c and s are incorporated in a vector α as components.

4. The proposed Asymptotic Numerical method (ANM)

The ANM is a family of algorithms for path following structural nonlinear problems [B.Cochelin and al, 2007]. It is developed by associating the classical finite elements discretization method and power series expansion technique with respect to a path parameter. The space discrete forms of the system (3) are obtained by the use of the standard finite element methods [J.L.Batoz and G.Dhatt, (1990)]. The thin-walled beam of slenderness L is meshed in many 3D beam elements with two nodes and seven degrees of freedom per node. For the shape functions, we adopt linear functions for axial displacement u, and Hermite cubic functions for the variables v, w, θ_x . The space discretized forms (3) and constitutive law write as:

$$\sum_e \frac{L}{2} \int_{-1}^1 \{\delta r\}^t [B(\theta, \alpha)]^t \{S\} d\xi - \lambda \int_{-1}^1 \{\delta r\}^t \{F\}_e d\xi - \lambda \{\delta r\}^t \{f\}_e = 0$$

$$\{F\}_e = [N]^t \{\hat{F}_e\} + [G]^t \{\hat{M}_e\}, \{f\}_e = [N]^t \{\hat{f}_e\} + [G]^t \{\hat{m}_e\} = 0 \quad (4)$$

Let us note that the problem (4) is different of those usually treated by the ANM, because of the presence of the load λ in the stiffness matrix. The solutions ($\{U\} = \{r\}, \{S\}, \{\alpha\}$) and λ of the nonlinear coupled system (4), is sought in the form of power series expansion with respect to a path parameter a, defined from an additional arc length equation, in the neighbourhood of a solution point (U_0, λ_0) , truncated at order N, as follows:

$$\{U\} = \sum_{k=0}^{k=N} a^k \{U\}_k, \quad \lambda = \sum_{k=0}^{k=N} a^k \lambda_k, \quad a \in [0, a_{\max}] \quad (5)$$

The maximal value of the path parameter is approximated by a formulae given in (Cochelin et al; 2007)

$$a_{\max} = \left(\varepsilon \frac{\|U_1\|}{\|U_N\|} \right)^{\frac{1}{N-1}}, \text{ where } \varepsilon \text{ is a given tolerance. The}$$

solution path is defined in a step-by-step fashion. The ANM

continuation allows to compute the entire path solution as a succession of different branches, the next branch is computed from the new starting point $(U_0, \lambda_0) = (U(a_{\max}), \lambda(a_{\max}))$. The problem at the first order (p=1) defines the tangent matrix:

$$\left\{ \begin{aligned} & \sum_e \frac{L}{2} \int_{-1}^1 \{\delta r\}^t [B(\theta^j, \alpha^j)] [D] [B(\theta^j, \alpha^j)] + [G]^t [S(\theta^j, \alpha^j)] [G] \{r\}_e d\xi \\ & - \lambda^j \sum_e \frac{L}{2} \int_{-1}^1 \{\delta r\}^t [G]^t ([Mx_1] + [Mx_2] [P_0(\theta^j, \alpha^j)] + [Mx_3(\theta^j)] [P_0(\theta^j, \alpha^j)] + [Mx_4(\alpha^j)] [G]) \{r\}_e d\xi \\ & = \lambda^j \{F^{ch}\} \\ & \langle r_1, r_1 \rangle + \lambda^2 = 1 \end{aligned} \right.$$

and the problems at order p ($p \geq 2$) define the successive right hand sides of the linear problems giving the termes of the series (5):

$$\left\{ \begin{aligned} & \sum_e \frac{L}{2} \int_{-1}^1 \{\delta r\}^t [B(\theta^j, \alpha^j)] [D] [B(\theta^j, \alpha^j)] + [G]^t [S(\theta^j, \alpha^j)] [G] \{r\}_e d\xi \\ & - \lambda^j \sum_e \frac{L}{2} \int_{-1}^1 \{\delta r\}^t [G]^t ([Mx_1] + [Mx_2] [P_0(\theta^j, \alpha^j)] + [Mx_3(\theta^j)] [P_0(\theta^j, \alpha^j)] + [Mx_4(\alpha^j)] [G]) \{r\}_e d\xi \\ & = \lambda_p \{F^{ch}\} + \{F^{st}\} + \{F^{mic}\} \\ & \langle r_p, r_1 \rangle + \lambda_p \lambda_1 = 1 \end{aligned} \right.$$

Let's note that all these linear problems have the same rigidity matrix $[K^{ch}_t]$, that encloses large displacement, large torsion, flexural-torsion coupling, and load eccentricity effect, given by: $[K^{ch}_t] = [K_g] + [K_{s_0}] - \lambda^j [K_{ch}]$, where $[K_g]$ is the geometric stiffness matrix and $[K_{s_0}]$ is the initial stress stiffness matrix, and $[K_{ch}]$ is the external bending and torsion moments expressed as:

$$[K_g] = \sum_e \frac{L}{2} \int_{-1}^1 [B(\theta_0, \alpha_0)]^t [D] [B(\theta_0, \alpha_0)] \{r\}_e d\xi,$$

$$[K_{s_0}] = \sum_e \frac{L}{2} \int_{-1}^1 [G]^t [S(\theta_0, \alpha_0)] [G] \{r\}_e d\xi$$

$$[K_{ch}] = \sum_e \frac{L}{2} \int_{-1}^1 \{\delta r\}^t [G]^t ([Mx_1] + [Mx_2] [P_0(\alpha^j; \theta^j)] + [Mx_3(\theta^j)] [P_0(\alpha^j; \theta^j)] + [Mx_4(\alpha^j)] [G]) \{r\}_e d\xi$$

where [D] is the behaviour matrix, $[S(\theta_0, \alpha_0)]$ is a matrix taking into account large torsion and including initial stresses.

5. Numerical results and discussions: Postbuckling of a bi-symmetrical profile HEA200 steel

In order to validate the proposed ANM variant, let consider a simply-supported bi-symmetrical profile HEA200 steel as presented in (fig.4). The material and geometric characteristics used in the calculations are given in the fig 4 and in the table 1.

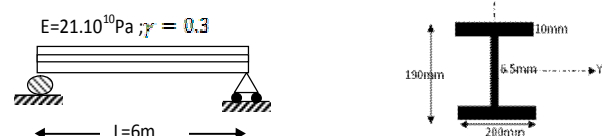


Figure 4: Bi-symmetrical profile steel HEA200

$E=211 \cdot 10^{11} \text{ Pa}$	$I_y=3356 \text{ cm}^4$	$I_w=108 \cdot 10^3 \text{ cm}^6$	$\beta_z=0 \text{ cm}$
$\nu=0.3$	$I_z=1333 \text{ cm}^4$	$I_x=573.8 \cdot 10^3 \text{ cm}^6$	$\beta_w=0 \text{ cm}$
$A=51.07 \text{ cm}^2$	$J=15 \text{ cm}^4$	$\beta_y=0 \text{ cm}$	$Y_c=0 \text{ cm}, Z_c=0 \text{ cm}$

Table 1: Material and geometric constants of the bisymmetric profile.

The loads are applied in three positions: at the center of twisting (gravity (G)) (fig.5.1), at the upper level (High) (fig.5.2.) and at the lower (inf) (fig.5.3.).

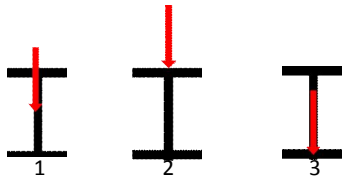


Figure.5: Loadings applied at three different positions

The present numerical results are obtained using 20 elements, and the numerical study is performed by the proposed ANM. The buckling moments are computed by ANM and compared to analytic solution based on a linear stability [F.Mohri and al, 2008] and those obtained from the Newton-Raphson algorithm. The obtained results are summarized in table 2. The values of the buckling moment computed by ANM compared to those obtained from the analytic linear stability, shell eigenvalue problem EV, analytic nonlinear stability nonlinear shell [F.Mohri and al, 2008] are reported in this table. A good agreement is observed with the analytical results given by the formula of Mohri and al. Some other analytical solutions are available in [Wu and al, 2011] and [Erkmen and al, 2011]

	Linear stability	Shell EV	Nonlinear stability	Shell Nonlinear	ANM
Top	101.77	101.61	119.87	118.13	119.87
Centre	134.47	135.54	170.09	165.02	170.35
Bottom	177.68	174.25	241.33	238.67	241.96

Table 2 : Values of bifurcation moments (KNm) computed by ANM when the load acts on the top flange, on shear center and on bottom flange

The figures (6.a) and (6.b) illustrate the postbuckling of a bi-symmetrical profile HEA200 steel, giving the buckling moment M_0 (kNm) versus transverse displacement v (m) and the deflection w (m) respectively at the middle of the beam. The ANM solution is computed in 55 steps for the three different loadings. The truncature order N of the series expansion is $N=10$ and the used tolerance parameter ϵ is 10^{-5} . The qualities of the solutions for the three cases of loadings is less than 10^{-6} . Noting that the whole ANM solution is get in an analytic representation form and that the pilotage is much easy. The load-displacement and load-deflection curves plotted in figure.6 is obtained branch by branch, and it is not the case in Newton-Raphson method which give the same curves point by point.

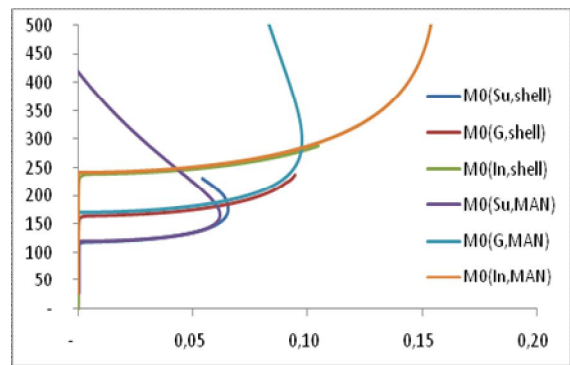


Figure.6a: Buckling moment M_0 (kNm) versus transverse displacement v (m) at the middle of the beam

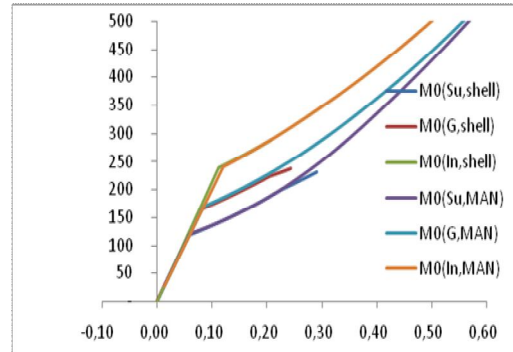


Figure.6b: Buckling moment M_0 (kNm) versus transverse deflection w (m) at the middle of the beam

6. Conclusion

An ANM for investigating the postbuckling of thin-walled open section beams under various loadings has been developed. The efficiency and accuracy of the proposed ANM are tested on a simply-supported bi-symmetrical profile under external load. The obtained results are in good agreement with those, computed by Newton-Raphson method. This algorithm is very efficient and less time computationally and appears to be robust for solving complicated stability phenomenon of nonlinear thin-walled open sections structures.

7.References

- [1] Mohri F, Potier-Ferry M, 2006. Effect of load height application and pre-buckling deflection on lateral buckling of thin-walled beams, *Steel and Composite Structures*, Vol;6, N° 5.
- [2] Mohri F, Damil N, Potier-Ferry M, 2008. Large torsion finite element model for thin-walled beams, *Computers and Structures*, 86:671-683.
- [3] Mohri F, Damil N, Potier-Ferry M, 2010. Linear and nonlinear stability analyses of thin-walled beams with nonsymmetric sections. *Thin-Walled Structures*. 48:299-315.
- [4] Cochelin B, Damil N, Potier-Ferry M, 2007. *Méthode Asymptotique Numérique*. Paris : Hermès-Lavoisier.
- [5] Batoz. J.L, Dhatt. G., 1990. *Modélisation des structures par éléments finis*. Vol.2, Hermès.
- [6] Wu L, Mohareb M, 2011. Buckling of shear deformable thin-walled members- I, Variational principle and analytical solutions. *Thin-Walled Structures*, 49:197-207.
- [7] Erkmen RE, Attard MM, 2011. Lateral-torsional buckling analysis of thin-walled beams including shear and pre-buckling deformation effects. *International Journal of Mechanical Sciences*, 53:918-925.

ANALYSE PAR ELEMENTS FINIS DU COMPORTEMENT EN FATIGUE D'UN JOINT SOUDE SUR EPROUVETTE EN ACIER (A48).

YOUB KAMBOUZ, B. BOUCHOUICHA, M.
BENGUEDIAB,

Laboratoire des matériaux et systèmes réactifs-
Département de Génie Mécanique- Faculté des Sciences de
l'Ingénieur- Université de Sidi Bel Abbas.

Auteur Correspondant: y_kambouz@yahoo.fr

Résumé:

Il n'existe pas de modèle 'robuste' de dimensionnement des assemblages soudés. Les codes de calcul, ou les estimations qui peuvent être faites incluent et se limitent le plus souvent à un coefficient de sécurité élevé. On envisage, d'étudier, de modéliser et de fournir des outils de dimensionnement fiables en termes de tenue en fatigue sous sollicitations aléatoires d'un assemblage soudé.

Le travail consiste à quantifier la tenue en fatigue des structures soudées. Il traitera de la prévision des durées de vie de ces assemblages en fatigue sous sollicitation uniaxiale et d'analyser l'influence des conditions opératoires sur la prévision des durées de vie.

Mots-clefs: Soudage, Endommagement, fatigue, cumul de dommage, durée de vie.

I. Introduction.

En général, l'endommagement d'un matériau est une altération de ses propriétés physiques et mécaniques, dégradation qui accompagne une sollicitation soit monotone (chargement lié à une mise en forme par exemple), ou variable au cours du temps (chargement généralement endommageant par fatigue). Nous ne nous intéressons dans ce travail qu'à la seconde catégorie de ces sollicitations qui conduit au dommage par fatigue.

Le présent travail est centré sur une analyse numérique à l'aide du code de calcul ANSYS. La simulation permet d'avoir une idée plus précise de l'allure des champs de contraintes, de déformations et de la durée de vie des joints soudés [1].

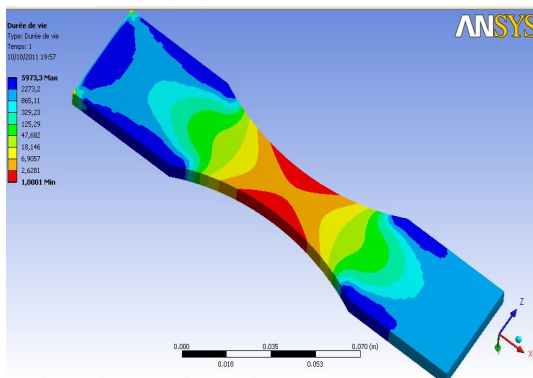


Figure II.1 : Résultats de la simulation en fatigue avec quatre blocs de chargement bas/haut

II.3. Simulation des essais de la fatigue.

L'objectif ici est de programmer à l'aide du code calcul « ANSYS » tous les éléments nécessaires permettant d'obtenir en temps réel l'évolution de l'indicateur de dommage proposé afin de pouvoir mieux connaître l'état de l'endommagement dans la structure à chaque instant de la vie du matériau et d'estimer la durée de vie totale des pièces mécaniques sous chargement (bas/haut, haut/bas et bas/haut/bas).

II.1. Présentation du matériau.

Le tableau II.1 donne des valeurs typiques des caractéristiques mécaniques du matériau utilisé pour l'éprouvette d'essai.

Matériaux	Propriétés mécaniques				
	Re (MPa)	Rm (MPa)	A (%)	k	n
Métal de Base (MB)	325	660	30	980	0,401
Zone affectée thermiquement (ZAT)	445	760	40	836	0,302
Métal fondu (MF)	420	720	35	1009	0,508

Tableau II.1 : Caractéristiques mécaniques de l'acier A48 dans trois différentes zones [2].

II.3.2 Résultats de la simulation :

II.3.2.1 Résultats de la simulation chargements bas/haut.

Chargements	240 Mpa	260 Mpa	280 Mpa	305 Mpa	
				Résultats Expérimentaux.	Résultats Simulation
Nombre de cycles par bloc	10300 0	2625 8	1942 7		25730
Durée de vie totale					174415

Tableau II.2: résultats de la simulation pour un chargement bas/haut.

III.3.2.2 Résultats de la simulation chargement haut/bas

Chargements	305 Mpa	280 Mpa	260 Mpa	240 Mpa	
				Résultats Expérimentaux.	Résultats Simulation
Nombre de cycles par bloc	10950	19427	26258		55680
Durée de vie totale					112315

Tableau II.3 : Résultats de la simulation pour un chargement haut/bas.

II.3.2.3. Résultats de la simulation chargements aléatoire.

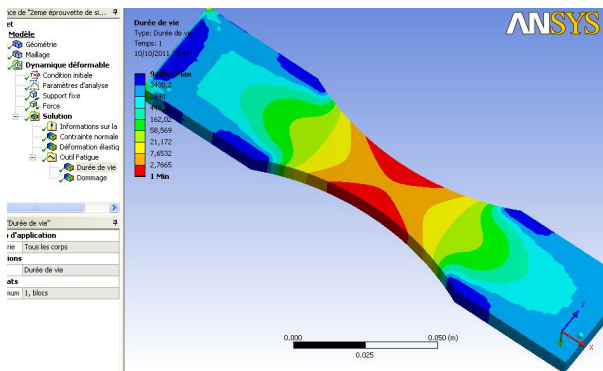


Figure II.2 : Résultats de la simulation en fatigue avec quatre blocs de chargement aléatoire.

III. Conclusion.

La prédiction de la durée de vie en fatigue à partir d'une analyse par éléments finis pour un acier A48 a été étudiée pour une structure soudée soumise à des chargements bas/haut ensuite haut/ bas et enfin à des chargements aléatoires.

Cette simulation donne l'avantage de visualiser les zones endommagées dans la structure et permet aux constructeurs d'optimiser la durée de vie des structures soudées; pour éviter les dommages importants et les pertes de vies

Chargements	280 Mpa	305 Mpa	260 Mpa	240 Mpa	
				Resultats Expérimentaux.	Resultats Simulation
Nombre de cycles par bloc	19427	10950	26258		51920
Durée de vie totale					108555

Tableau II.4 : Résultats de la simulation pour un chargement aléatoire.

humaines. Par conséquent, l'objectif du processus de conception consiste à effectués des calculs de fatigue à un stade précoce.

IV. Références bibliographiques.

- [1]- Claude Bathias, Jean Paul Baillon, La fatigue des matériaux et des structures, édition Hermès-Lavoisier (1997).
- [2]- Henri-Paul Lieurade Centre des industries mécaniques (CETIM) 60300 senlis, France

UNE APPROCHE SANS MAILLAGE (EFG) POUR RESOUDRE UN PROBLEME DE CONTACT UNILATERAL

R. EL JID, H. FIGHRI FASSI

Faculté des Sciences et Techniques, Settat, Maroc

introduction

La résolution des problèmes non linéaires par la méthode des éléments finis a présenté beaucoup de difficultés. En effet, le maillage sur lequel s'appuie le calcul doit obéir à certaines règles; en particulier, les éléments (triangles, etc.) ne doivent pas être écrasés, pour éviter que le Jacobien associé ne dégénère. En grandes déformations, le maillage est nécessairement très déformé, avec pour conséquence une perte de précision et des problèmes de convergence ou même un arrêt de la simulation. Par ailleurs, après un remaillage, il est nécessaire d'interpoler les champs (vitesses, contraintes, ...) correspondant à la solution courante, ce qui peut introduire des erreurs supplémentaires dans le calcul. Les méthodes sans maillage dont le succès est croissant depuis une vingtaine d'années, étaient les candidates idéales pour se libérer des problèmes du au maillage, en remplaçant le processus de génération de maillage par le processus de génération des nœuds. Plusieurs méthodes sans maillage ont été introduites: SPH (smooth Particle Hydrodynamics) [1], la « méthode des éléments free Galerkin » (EFG) [2], méthode local Petrov Galerkin (MLPG) [3], la méthode d'interpolation de point (PIM) [4], la méthode RKPM (reproducing Kernel Particle Method) [5] et la partition d'unité (PUM) [6] sont les méthodes les plus connues. La méthode sans maillage (EFG) qui utilise une approximation de type moindre carré mobiles dans un schéma de discrétisation de type Galerkin est l'une des méthodes sans maillage qui a montré une grande capacité à résoudre des problèmes de mécanique des solides [7-8-9]. Dans ce travail on résout un problème de contact unilatérale, la méthode sans maillage EFG est utilisée pour surmonter les problèmes liés au maillage, les conditions de contact sont implémentés par la méthode de pénalité et du faite que les fonctions de formes de notre méthode ne sont pas interpolantes, nous utilisons la méthode des multiplicateurs de Lagrange pour imposer les conditions aux limites des déplacements. En fin des testes numériques sont réalisés pour valider notre approche.

Aperçue sur la méthode sans maillage MLS

II.1 Moindres carrés mobiles (MLS)

Dans la méthode MLS, la solution est décomposée sur une base de fonctions polynomiales $(p_i)_{i \in \{1, \dots, m\}}$ par exemple tous les monômes de degré inférieur ou égal à 2, soit en deux dimension ${}^t p(x, y) = (1, x, y, x^2, y^2, xy)$.

$$u^p(x) = {}^t p(x) a(x) = \sum_i a_i(x) p_i(x) \quad (1)$$

où les a_i sont des coefficients hétérogènes calculés par une méthode de moindres carrés. Des fonctions poids $w(\cdot, -X_i, \rho)$ sont introduites à cette occasion.

Pour cela, on écrit une approximation locale de u^p par rapport à un point \bar{x} ; autrement dit pour identifier les coefficients $a(x)$, on fixe la base de fonctions $p(\bar{x})$:

$$u_{loc}^p(x, \bar{x}) = {}^t p(\bar{x}) a(x) = \sum_i a_i(x) p_i(\bar{x}) \quad (2)$$

Dans la pratique, on s'intéresse aux points $\bar{x} = X_j, j \in \{1, \dots, n\}$ et on cherche alors les coefficients $a_i(x)$ en minimisant la fonctionnelle $J_x(a)$:

$$J_x(a) = \frac{1}{2} \sum_i w(x - X_i, \rho) ({}^t p(X_i) a(x) - u_i^p)^2 \quad (3)$$

Cela revient à annuler $D J_x(a)$, ce qui donne :

$$\sum_i w(x - X_i, \rho) p(X_i) ({}^t p(X_i) a(x) - u_i^p) = 0$$

$$\Leftrightarrow A(x) a(x) = b(x)$$

$$\text{avec } A(x) = \sum_i w(x - X_i, \rho) p(X_i) {}^t p(X_i)$$

$$\text{et } b = \sum_i w(x - X_i, \rho) p(X_i) u_i^p$$

En remplaçant $a(x)$ dans (1) on a obtenu :

$$u^p(x) = \sum_i \Phi_i(x) u_i^p \quad (4)$$

Les fonctions de forme en x sont donc :

$$\Phi_i(x) = {}^t p(x) A^{-1}(x) w(x - X_i, \rho) p(X_i)$$

La formule (4) est similaire à la formule des éléments finis

II-2 Imposition des conditions aux limites

Dans les méthodes sans maillage, les fonctions de forme utilisées sont celles de l'approximation MLS., celles-ci ne valent pas 1 aux nœuds auquel elles sont associées, il n'est donc pas possible de fixer directement les valeurs des inconnues aux nœuds de la frontière Γ . Différentes méthodes sont proposées, on citera l'utilisation des fonctions de forme MLS interpolantes, le principe variationnel modifié avec des multiplicateurs de Lagrange, ou le principe variationnel modifié avec pénalité. Par la suite nous utilisons la méthode des multiplicateurs de Lagrange.

II-3 Intégration numérique

Dans les méthodes MLS la notion d'élément n'existe pas et les fonctions de forme ne sont pas polynomiales on ne peut donc pas intégrer comme pour la méthode des éléments fins. On peut utiliser un maillage sous-jacent qui ne sert qu'à l'intégration numérique, et n'intervient en aucune manière dans le schéma d'approximation.

Problème de contact unilatéral

III.1 Position du problème

On considère deux solides élastiques Ω_1 et Ω_2 . On note $\Omega = \Omega_1 \cup \Omega_2$ l'ensemble des deux corps. Ils sont soumis à des déplacements imposés u_d sur la zone $S_u = S_{u_1} \cup S_{u_2}$, à des efforts imposés F_d sur la zone $S_F = S_{F_1} \cup S_{F_2}$ et à des forces de volume f_d agissant sur les deux domaines.

Les deux solides sont en contact sur une zone $\Gamma = \Gamma_1 \cup \Gamma_2$ supposée connue (figure1).

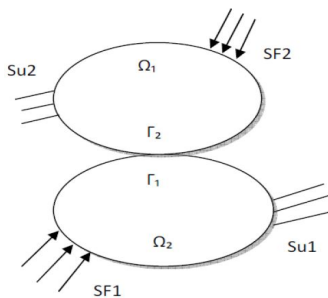


Figure 1 : corps élastiques en contact

On partitionne le champ solution u en u_1 dans Ω_1 et u_2 dans Ω_2 . Il en va de même pour le champ de contrainte σ et le champ de déformation ε . On note n_\square la normale sortante de Ω_\square et n_\square celle de Ω_\square . Sur la zone de contact, lorsque les deux corps sont initialement en contact, les deux normales coïncident ($n_\square = -n_\square$). Pour simplifier, on considère seulement la normale $n=n_\square$.

Relativement à ces normales, on note les efforts normaux :

$$F_{n_1} = n\sigma_1 n_1 \quad (5)$$

$$F_{n_2} = n\sigma_2 n_2 \quad (6)$$

et les efforts tangentiels :

$$F_{t_1} = \sigma_1 n_t - F_{n_1} n \quad (7)$$

$$F_{t_2} = \sigma_2 n_t - F_{n_2} n \quad (8)$$

Sur l'interface Γ , les conditions de contact unilatéral sans frottement s'écrivent :

$$(u_2 - u_1)n \geq 0 \quad (9)$$

$$F_n = F_{n_1} = -F_{n_2} \leq 0 \quad (10)$$

$$F_t = F_{t_1} = -F_{t_2} = 0 \quad (11)$$

$$((u_2 - u_1)n)F_n = 0 \quad (12)$$

III.2 Formulation variationnelle

On définit l'espace des champs cinématiquement admissibles :

$$U_{ad} = \{v, \text{régulier} / v = u_d \text{ sur } S_u\}$$

Et on définit le convexe fermé K , sous ensemble de U_{ad} , des champs vérifiant les conditions de décollement sur l'interface de contact.

$$K = \{v \in U_{ad} / (u_2 - u_1)n \geq 0 \text{ sur } \Gamma\}$$

La formulation variationnelle en déplacement du problème de contact unilatéral s'écrit :

La solution u est telle que $u \in K$ et $\forall v \in K$:

$$a(u, v - u) - l(v - u) \geq 0 \quad (13)$$

Nous sommes en présence d'une inéquation variationnelle qui traduit l'aspect unilatéral du problème.

On montre [12], qu'il existe un théorème de l'énergie potentielle associé à l'inéquation variationnelle (13) :

la solution u est telle que $u \in K$ et u minimise l'énergie potentielle :

$$E_c(v) = \frac{1}{2} a(v, v) - l(v) \quad (14)$$

Il s'agit d'un problème de minimisation sous contraintes (d'inégalité) et les méthodes de résolution utilisées sont issues des méthodes d'optimisation. Dans cet article nous choisissons la méthode de pénalité.

III.3 Implémentation des conditions de contact unilatéral par la méthode de pénalité

La méthode de pénalité sert à la régularisation de la loi de contact unilatéral en autorisant la violation de la

condition de non pénétration. Physiquement cette régularisation s'interprète comme suit :

On accepte dans la zone de contact qu'il y ait une légère pénétration, on abandonne donc la condition (9) et on admet que $g = (u_2 - u_1)n$ puisse prendre des valeurs négatives mais suffisamment petites par rapport aux dimensions des solides

La condition de non pénétration s'écrit $g \geq 0$ et la méthode consiste à introduire cette condition dans la fonctionnelle d'énergie totale E_c sous la forme suivante :

$$\bar{E}_c(u) = E_c(u) + \frac{\alpha}{2} g^2 \quad (15)$$

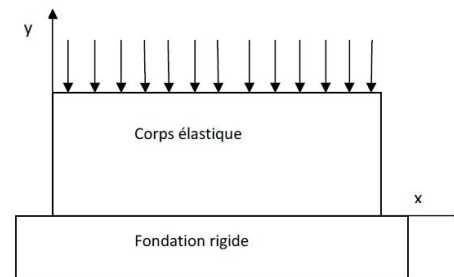
Où α est le paramètre de pénalité.

En minimisant la fonctionnelle on obtient l'équation variationnelle discrète suivante :

$$\delta E_c + \alpha g^T \delta g = 0$$

Exemples numériques

Considérons une plaque rectangulaire de longueur $L=40\text{mm}$ et de largeur $L=20\text{mm}$ qui entre en contact sans frottement avec une fondation rigide (figure2)



les propriétés du matériel sont: $E=3.10^9$: module de young, $\nu=0.3$: coefficient de poisson et $P=100\text{N}$: Le chargement

Cet exemple est traité en état de contrainte plane sous les conditions aux limites suivantes: $u_x(0, \cdot) = 0$ et $u_x(L, \cdot) = 0$.

Pour une distribution nodale de 25×15 nœuds et une valeur de pénalité $\alpha=10^9$ nous obtenons les résultats suivants :

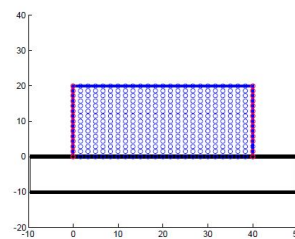


Fig3:distribution nodale pour 25x15 nœuds

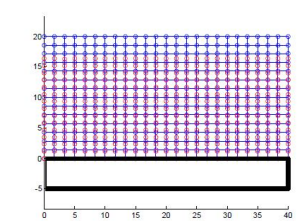


Fig4: Dformation vertical pour $\alpha = 10^9$, la dform est en rouge

La figure5 montre que les conditions de non pénétrations sont respectées

CONVERGENCE

Pour étudier la convergence de notre approche on fait varier le paramètre de pénalité et nous obtenons les résultats si dessous

[11] R.EL JID,H.F.FASSI. A meshless (EFG) approach for linear

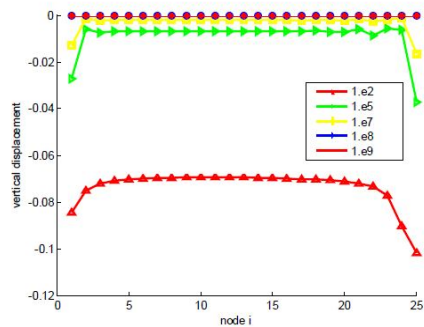


Fig5: Distribution des déplacements verticaux pour

La figure 6 montre que la variation du paramètre pénalité a un effet considérable sur les résultats. On remarque une violation des conditions de Signorini pour α de l'ordre de 10^2 et une convergence de l'algorithme à partir de α de l'ordre de 10^4 .

V. Conclusion

Dans ce travail l'approche sans maillage MLS a été utilisée pour résoudre un problème de contact sans frottement à deux dimensions dans un cas élastique, la méthode de pénalité est utilisée pour implémenter les conditions de contact et la méthode des multiplicateurs de Lagrange est utilisée pour imposer les conditions aux limites de déplacement. Les procédures numériques sont mises en œuvre dans un code développé sous Matlab. La méthode a été évaluée à l'aide de plusieurs tests. Les résultats ont montré une bonne performance de la méthode. Le développement futur s'annonce prometteur pour des problèmes plus complexes.

VI. References

- [1] Monaghan J.J. An introduction to SPH. *Computer Physics Communications*, 1988; 48(1):89—96
- [2] Belytschko T, Lu Y.Y, Gu L. Element-free Galerkin methods. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 1994; 37:229.56.
- [3] Atluri S.N, Zhu T. A new meshless local Petrov-Galerkin (MLPG) approach in computational mechanics. *Computational Mechanics* 1998; 22:117.27.
- [4] Liu G.R, Gu Y.T. A point interpolation method for two-dimensional solids. *International Journal for Numerical Methods Engineering*, 2001; 50:937.51.
- [5] Liu W.K, Jun S, Zhang Y.F. Reproducing kernel particle methods. *International Journal for Numerical Methods in Fluids* 1995; 20:1081.106
- [6] Needleman A (1989), Dynamic shear band development in plane strain, *ASME J. Appl. Mech.* 56, 1.9.
- [7] Chehel A. mirani M, Khalili S.M.R, Nemati N. Free vibration analysis of sandwich beam with FG core using the element free Galerkin method. *Composite Structures* 2009; 90:373.9.
- [8] Tiago C, Pimenta P.M. An EFG method for the nonlinear analysis of plates undergoing arbitrarily large deformations. *Engineering Analysis with Boundary Elements* 2008; 32:494.511.
- [9] Vinh Phu N, Rabczuk T, Bordas S and Duot M (2008), Meshless methods: a review and computer implementation aspects, *Math. Comp. Simu.*
- [10] Duvaut, G. et Lions, J.L.: Les inégalités variationnelles en mécanique et en physique, Dunod, Paris, 1972. 5, 13

NUMERICAL STABILITY OF TAYLOR-SPH (TSPH). A NEW TIME INTEGRATION ALGORITHM FOR SPH WITH APPLICATION TO DYNAMIC PROBLEMS

M. MABSSOUT^{1*}, M. I. HERREROS², H. IDDER¹

¹ Laboratoire de Mécanique et Génie Civil, Faculté des Sciences et Techniques, BP: 416, Tanger- Maroc

² Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas (CEDEX), Madrid, Spain

* E-mail : mabssout@hotmail.com

1. Introduction

In this paper, the numerical stability of the Taylor-SPH method (TSPH) for solving the propagation of shock waves in elastic media is analysed. The authors have shown in previous works [1, 2, 3] that it is possible to reduce the numerical problems inherent to standard SPH methods by using the mixed stress-velocity formulation along with a corrected SPH for the spatial discretization. This corrected formulation consists of using a Lagrangian kernel in order to avoid tensile instabilities, and correcting the approximating function and its derivatives to avoid the boundary deficiency problem. In addition, the use of the mixed stress-velocity formulation avoids the treatment of natural boundary conditions given that only essential boundary conditions must be considered.

The Taylor-SPH method (TSPH) uses a two-steps time discretization algorithm by means of a Taylor series expansion and a corrected SPH method for the spatial discretization. In order to avoid numerical instabilities, two different sets of particles are considered for the time integration and a Lagrangian kernel is used in the spatial discretization. Both, Lagrangian kernel and its gradient, are corrected to satisfy the consistency conditions.

2. Mathematical Model

The mathematical model is formulated in terms of stresses and velocities. The balance of momentum equation is written as

$$\text{div}\boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = \rho \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} \quad (1)$$

or using the tensor component notation

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + b_i = \rho \frac{\partial v_i}{\partial t} \quad (2)$$

where $\boldsymbol{\sigma}$ is the Cauchy stress tensor, ρ the density, \mathbf{v} the velocity vector and \mathbf{b} the body force which will be neglected in the following analysis for the sake of simplicity.

The constitutive equation can be expressed in the general rate form

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}_T \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (3)$$

where \mathbf{D}_T is the material tangent modulus and $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ is the total strain rate.

The kinematic equation, which is the last equation to describe the mathematical model, is given by

$$\frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial t} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (4)$$

In the case of one-dimensional elastic material, equations (1) to (4) can be written as

$$\frac{\partial}{\partial t} \begin{pmatrix} \sigma \\ v \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 & -E \\ -\frac{1}{\rho} & 0 \end{pmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \begin{pmatrix} \sigma \\ v \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5)$$

The velocity of wave propagation is given by the eigenvalues of the matrix of system (5):

$$c = \pm \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

which do not depend on the stress, strain or material history, and always remain real. These velocities correspond to two waves propagating in opposite directions.

Equation (5) can be written in a more compact form as

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \nabla \mathbf{F} = 0 \quad (6)$$

where

$$\mathbf{U} \text{ is the unknown vector: } \mathbf{U} = \begin{pmatrix} \sigma \\ v \end{pmatrix}$$

$$\text{and } \mathbf{F} \text{ is the flux vector: } \mathbf{F} = - \begin{pmatrix} E v \\ \sigma / \rho \end{pmatrix}$$

3. Taylor-SPH method (TSPH)

The Taylor-SPH method (TSPH) developed by the authors [1, 2, 3] is used to solve the partial differential equations given in (6), and it consists of applying first the time discretization by means of a Taylor series expansion in two steps and thereafter the spatial discretization using a corrected SPH.

3.1. Taylor-SPH time discretization

Time discretization of equations (6) is carried out by means of a Taylor series expansion in time of \mathbf{U} up to second order of accuracy in two steps [4, 5]:

$$\text{First step: } \mathbf{U}^{n+1/2} = \mathbf{U}^n - \frac{\Delta t}{2} \nabla \mathbf{F}^n \quad (7)$$

$$\text{Second step: } \mathbf{U}^{n+1} = \mathbf{U}^n - \Delta t \nabla \mathbf{F}^{n+1/2} \quad (8)$$

3.2. Taylor-SPH spatial discretization

The Taylor-SPH spatial discretization is carried out using two steps and two sets of particles named "real" and "virtual" particles [1, 2, 3].

First Step: Applying the corrected SPH spatial discretization to equation (7), we obtain:

$$\mathbf{U}_{VP}^{n+1/2} = \mathbf{U}_{VP}^n - \frac{\Delta t}{2} \sum_{J=1}^{N_r} \frac{m_J}{\rho_J} \mathbf{F}_J^n \tilde{\nabla} W_{IJ} \quad (9)$$

The subscript VP refers to the "virtual" particles.

Second Step: Applying the corrected SPH spatial discretization to equation (8), we obtain

$$\mathbf{U}_{RP}^{n+1} = \mathbf{U}_{RP}^n - \Delta t \sum_{J=1}^{N_r} \frac{m_J}{\rho_J} \mathbf{F}_J^{n+1/2} \tilde{\nabla} W_{IJ} \quad (10)$$

The subscript RP refers to the “real” particles. J is the neighbouring particles around particle I , such that $|X_J - X_I| \leq kh_0$, being h_0 the Lagrangian smoothing length and κ a positive parameter, and

$$\tilde{\nabla} W_{IJ} = \left(\sum_{J=1}^N (\mathbf{X}_I - \mathbf{X}_J) \otimes \nabla W_{IJ} \Omega_J \right)^{-1} \nabla W_{IJ} \quad (11)$$

The B-spline function is used as the Lagrangian kernel function [6].

4. Numerical stability of Taylor-SPH

4.1. Sensitivity analysis with respect to the smoothing length h_0

It is well known that the smoothing length h is very important in the SPH method since it has direct influence on the efficiency of the computation and the accuracy of the solution. If h is too small, there may be not enough particles in the support domain of dimension κh to exert forces on a given particle, which results in very low accuracy. On the contrary, if the smoothing length is too large, local properties may be smoothed out, and the accuracy decreases too. Therefore the particles approximation used by the SPH method depends on having a sufficient and necessary number of particles within the support domain of κh . The computational effort will also depend on this particle number. Thus, smoothing length optimisation is highly recommended if an accurate and efficient solution is desired. This could be an additional problem in most SPH formulations when using an Eulerian kernel, since the parameter h could vary both in space and time, being necessary in this case the development of an adaptive model in order to evolve the smoothing length so as to maintain consistent accuracy throughout the whole simulation.

However, in the present work a Lagrangian kernel is used and the neighbours of influence do not change during the simulation, remaining the smoothing length h_0 as a constant value. As a consequence, once the optimum smoothing length has been determined, it will remain optimised during the whole calculation, not being necessary any adaptive model.

In order to accomplish a sensitivity analysis of the Taylor-SPH (TSPH) with respect to the smoothing length h_0 , the problem of the propagation of a shock wave in an elastic bar of length $L = 1$ m has been solved considering a fixed distribution of 50 “real” particles separated from each other a distance of $\Delta x = 0.02$ m. The time-step used for the analysis has been chosen to be $\Delta t = 2 \cdot 10^{-4}$ s which corresponds to a Courant number $C = \frac{c \Delta t}{\Delta x} = 2$ where c is the wave speed. The B-spline function [6], with a support domain of radius $2h_0$, has been considered. The value of parameter h_0 has been gradually increased and the accuracy and stability of the solution for different choices of h_0 have been studied.

The values considered in this study for the parameter $h_0/\Delta x$ are within the range of 0.6-2.7. For lower values than $h_0/\Delta x=0.6$ there are not enough particles within the support

domain to accomplish the approximation. It can be observed in Figure 1 that when $h_0/\Delta x$ is within the range of 0.6-1.5 the solution preserves its accuracy, being in good agreement with the analytical solution. As the ratio $h_0/\Delta x$ is increased (1.6-2.7) the solution loses its accuracy until it becomes highly oscillatory for a value of $h_0/\Delta x = 2.7$. For higher values of the ratio $h_0/\Delta x$ the numerical solution gets unstable.

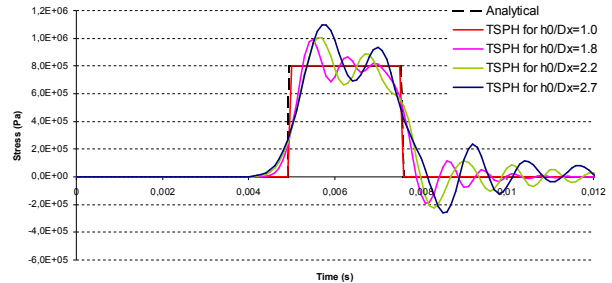


Fig. 1. Stress at the fixed end ($L = 1$ m) as a function of time in the elastic case. Sensitivity of the solution for different values of $h_0/\Delta x$

Figure 2 depicts the error L_2 as a function of $h_0/\Delta x$ for Taylor-SPH (TSPH) in comparison with two standard time integration methods for SPH: Euler and 4th order Runge-Kutta (RK4). It is evident that TSPH presents a minimal error when $h_0/\Delta x$ is within the range of 0.6-1.5. For higher values of the ratio $h_0/\Delta x$ the numerical error of the solution obtained with TSPH increases although it remains small if compared to the one obtained using other standard time integration methods for SPH.

4.2. Sensitivity analysis with respect to the Courant number

In order to accomplish a sensitivity analysis of Taylor-SPH (TSPH) with respect to the time-step, Δt , a similar analysis as above has been carried out. Therefore the same problem of the propagation of a shock wave in an elastic bar of length $L = 1$ m has been solved considering a fixed distribution of 50 “real” particles separated from each other a distance of $\Delta x = 0.02$ m. Again the B-spline function with a support domain of radius $2h_0$, has been considered. The parameter $h_0/\Delta x$ has been chosen to be equal to 1.5. The value of parameter Δt has been gradually increased and the accuracy and stability of the solution for different values of the Courant number have been studied.

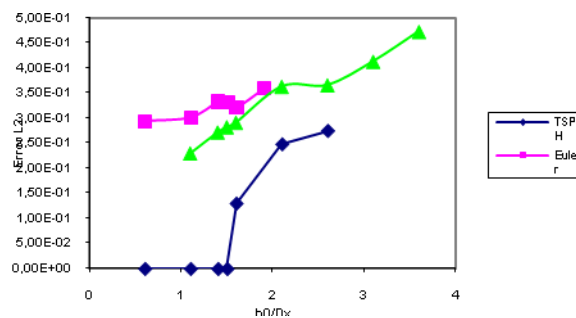


Fig. 2. Error L_2 of TSPH, Euler and RK4 as a function of $h_0/\Delta x$

It can be observed in Figure 3 that when the Courant number is equal to 2 the accuracy of the numerical solution gets its maximum. As the value of the Courant number is decreased the solution loses its accuracy becoming oscillatory. For higher values than $C = 2$ the numerical solution becomes unstable.

Figure 4 shows the error L_2 as a function of the Courant number C for Taylor-SPH (TSPH) in comparison with Euler and 4th order Runge-Kutta (RK4) schemes. It can be observed that the numerical error of the solution obtained with TSPH remains always lower than the one obtained using other standard time integration methods for SPH. For $C = 2$ the error of the numerical solution obtained with TSPH tends to zero.

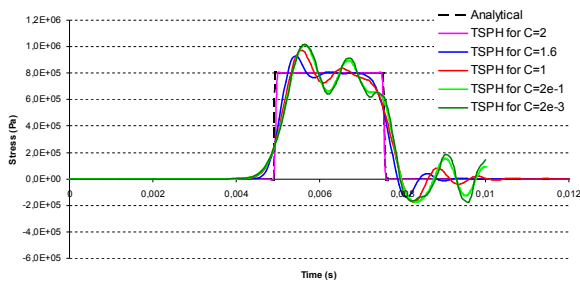


Fig. 3. Stress at the fixed end ($L = 1$ m) as a function of time in the elastic case. Stability of the solution for different values of the Courant number

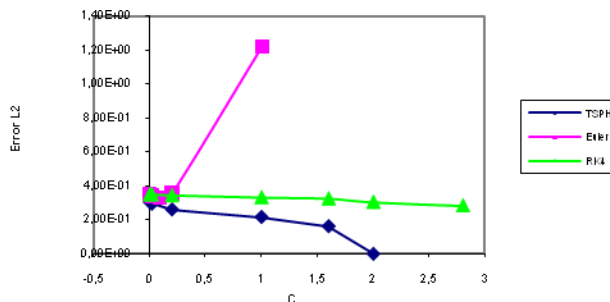


Fig. 4. Error L_2 of TSPH, Euler and RK4 as a function of the Courant number (C)

The error estimation has been computed using the L_2 norm of the velocity as follows:

$$Error_{L_2} = \frac{\|v^{exact} - v^{numerical}\|_{L_2}}{\|v^{exact}\|_{L_2}}$$

being

$$\|v\|_{L_2} = \left(\int_{\Omega} v^2 d\Omega \right)^{1/2}$$

where v^{exact} is the exact solution and $v^{numerical}$ is the numerical solution.

5. Conclusions

A numerical analysis of the stability of the Taylor-SPH method in the one-dimensional elastic case has been accomplished. The results clearly show the superiority of the Taylor-SPH compared to other standard time integration schemes used for SPH.

References

- [1] M.I. Herreros, M. Mabssout, "A two-steps time discretization scheme using the SPH method for shock wave propagation", *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* (2011) 200: 1833–1845.
- [2] M. Mabssout, M. Herreros, "Taylor-SPH vs Taylor-Galerkin for shock waves in viscoplastic continua", *European Journal of Computational Mechanics*, (2011); 20/5-6: 281-308.
- [3] M. Mabssout, M.I. Herreros, "Runge-Kutta vs Taylor-SPH: Two time integration schemes for SPH with application to Soil Dynamics", *Applied Mathematical*

MODELISATION D'UN AEROGENERATEUR FLEXIBLE DE N PALES

R. OULAD BEN ZAROUALA⁽¹⁾, L. EL BAKKALI⁽¹⁾,
J.Á. ACOSTA⁽²⁾, C. VIVAS VENEGAS⁽²⁾

⁽¹⁾EquipeM2SM, UAE-E28/FS, Faculté des Sciences, Tétouan, Maroc

⁽²⁾Departamento de Ingeniería de Sistemas y Automática, ESI, Séville, Espagne

Introduction

Un aérogénérateur à axe horizontal est un système mécanique complexe qui se compose de dispositifs qui interagissent avec un certain degré de flexibilité. Comme toute structure flexible, l'aéroturbine présente plusieurs modes de vibrations [1]. Ainsi, Toute perturbation cyclique liée à l'échantillonnage de rotation ou à une inadéquade stratégie de contrôle, peut exciter certains de ces modes de vibration, ce qui conduit à la réduction de la durée de vie des aérogénérateurs, d'où l'importance et la nécessité d'une conception minutieuse de l'aéroturbine et du contrôleur.

Pour la modélisation de l'aérogénérateur, la partie la plus complexe est sans doute le sous-système mécanique. Cette complexité provient de l'interaction de deux structures flexibles, le train de puissance ainsi que la tour et les fondations. Chacune de ces structures est fixée à un système de référence qui tourne par rapport à l'autre. Ce qui conduit à des modèles non linéaires d'ordre élevé. En plus, la plupart des forces appliquées aux structures proviennent d'un champ tridimensionnel du vent [2].

La complexité de la simulation de l'aérogénérateur varie énormément en fonction des objectifs poursuivis. En effet, la combinaison des charges aérodynamiques et des réactions dynamiques des composantes multiples nécessite de faire appel à des simulateurs complexes. Dans ce sens, les efforts importants qui ont été consacrés à l'étude de l'aéroélasticité ainsi qu'à la représentation satisfaisante de la dynamique de l'aérogénérateur ont abouti aujourd'hui à la réalisation de simulateurs complets d'aérogénérateur qui permettent de mettre en évidence, et avec grande précision, les forces qui s'y développent en fonction du mode de fonctionnement choisi [2]. Toutefois, la complexité de tels modèles est inutile pour la conception de contrôleurs répondant aux besoins d'usage pratique. Pour ce motif, des modèles simplifiés ont été développés pour la conception du contrôle.

Dans le modèle structural à finalité commande, il faudra modéliser les éléments les plus flexibles de l'aéroturbine, car ils peuvent influencer de manière considérable le comportement du système à basses fréquences. Ces considérations présentent actuellement un intérêt majeur car la conception des aérogénérateurs modernes est passée des systèmes massifs de petite taille qui peuvent être assimilés à des corps rigides, à des systèmes plus grands donc plus flexibles. Pour cette raison, le modèle développé dans ce travail intègre les grandes déformations dues à la flexion des pales, de la tour, et de la torsion du train de puissance.

Modèle rigide de l'aérogénérateur

Dans le cas où le système est modélisé comme un modèle rigide (Figure 1) [2], on considère qu'il est composé d'une seule inertie tenant compte de toutes les masses présentes dans le train de puissance, et d'un coefficient d'amortissement qui intègre tous les amortissements et frottements dans le système de transmission.

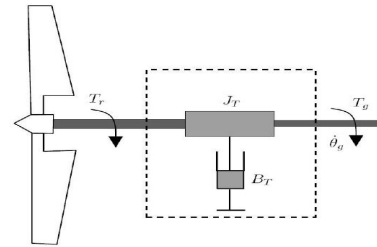


Figure 1: Modèle rigide

L'équation correspondante à ce modèle est donnée par :

$$\frac{d\dot{\theta}_g}{dt} = -\frac{B_T}{J_T} \dot{\theta}_g + \frac{n_g}{J_T} T_r - \frac{n_g^2}{J_T} T_g \quad (1)$$

avec

$$B_T = B_r + n_g^2 B_g$$

$$J_T = J_r + n_g^2 J_g$$

où J_T représente l'inertie totale de l'aérogénérateur, B_T représente l'amortissement équivalent, $\dot{\theta}_g$ est la vitesse de rotation du générateur, T_g est le couple du générateur, et n_g est le facteur de transmission.

Cette représentation simple peut laisser de côté certaines propriétés du couplage mécanique qui influencent la conception de la commande, elle ne prend pas en compte la flexibilité du train de puissance car elle suppose qu'il est suffisamment rigide. Afin d'intégrer cette flexibilité, ici, on modélise le train de puissance comme deux corps rigides reliés par un arbre flexible (Figure 2) [2], [3].

Modèle flexible de l'aérogénérateur

Modéliser dans le détail la flexibilité du système aérogénérateur complet est une tâche complexe qui n'est pas nécessaire pour répondre aux besoins associés à l'étude et à l'élaboration des lois de commande [4]. On doit dans ce cas ne considérer que les parties très flexibles de l'aérogénérateur qui peuvent interagir de manière notable avec les autres composantes du système et modifier leur comportement. Ainsi, Dans cette section, on développe le modèle flexible de l'aérogénérateur en considérant les grandes déformations de la flexion des pales et de la tour ainsi que la torsion du train de puissance. Pour cela on définit deux systèmes de référence, l'un est attaché à la base de la tour $S_1 : (O_1; x_1, y_1, z_1)$ et l'autre est attaché à l'articulation des pales et l'arbre de transmission $S_2 : (O_2; x_2, y_2, z_2)$ (Figure 3) [2], [3].

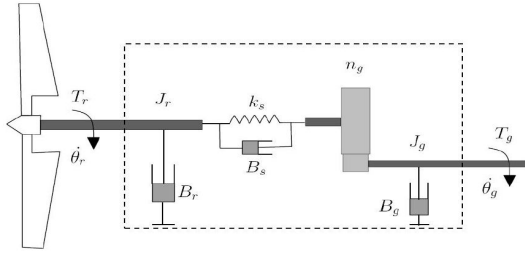


Figure 2: Modèle flexible du train de puissance

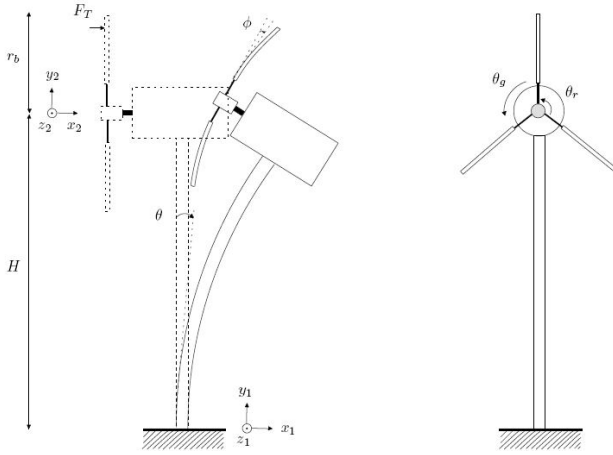


Figure 3: Schéma du sous-système mécanique de l'aérogénérateur

Les coordonnées généralisées du modèle de l'aérogénérateur sont définies par $q = [\theta, \phi, \theta_r, \theta_g]^T$, où θ est la position angulaire de la tour, ϕ est la position angulaire de la pale hors plan de rotation, θ_r est la position angulaire du rotor et θ_g est la position angulaire du générateur.

Soit N défini par :

$$N = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

où N est le nombre total des pales. Ainsi, la position d'un point Q situé à une distance r du système de référence S_2 est donnée par :

$$Q|_{S_2} : \begin{cases} x = -r \sin \phi \\ y = r \cos \phi \sin \Theta_r^i \\ z = r \cos \phi \cos \Theta_r^i \end{cases} \quad (3)$$

ainsi, les composantes du vecteur vitesse de Q par rapport à S_1 sont données par :

$$\frac{dQ}{dt}|_{S_1} : \begin{cases} v_x = -H\dot{\theta} - r \cos \phi (\dot{\phi} + \dot{\theta} \sin \Theta_r^i) \\ v_y = -a\dot{\theta} - r \sin \phi (\dot{\theta} + \dot{\phi} \sin \Theta_r^i) + r\dot{\theta}_r \cos \phi \cos \Theta_r^i \\ v_z = -r\dot{\phi} \sin \phi \cos \Theta_r^i - r\dot{\theta}_r \cos \phi \sin \Theta_r^i \end{cases}$$

ces composantes ont été obtenues à partir de la formule :

$$\overline{v(Q)}|_{S_1} = \overline{v(Q)}|_{S_2} + \overline{v(O_2)}|_{S_1} + \overline{\Omega_{S_2/S_1}} \wedge \overline{O_2Q} \quad (4)$$

avec Ω est la vitesse angulaire de S_2 par rapport à S_1 .

Maintenant, on développe le modèle du sous système mécanique de l'aérogénérateur. Tous les paramètres nécessaires à ce modèle sont donnés dans le tableau 1.

Tableau 1: Paramètres du modèle de l'aérogénérateur

Symbole	Description
m_t	Masse de la tour
m_p	Masse de la pale
I_t	Inertie de la tour
I_p	Inertie des pales
J_r	Inertie du rotor
J_g	Inertie du générateur (côté de l'arbre lent)
k_t	Raideur de la tour
k_p	Raideur de la pale
k_s	Raideur de transmission
N	Nombre des pales
R	Longueur de la pale
H	Hauteur de la tour
a	Longueur de la nacelle
B_t	Amortissement de la tour
B_p	Amortissement de la pale
B_s	Amortissement de transmission
B_r	Amortissement externe du rotor
B_g	Amortissement externe du générateur
n_g	Facteur de transmission
H_g	Distance au centre de masse de la tour

Tableau 1: Paramètres du modèle de l'aérogénérateur

Le modèle dynamique de l'aérogénérateur de N pales est donné par l'équation de Lagrange :

$$\frac{d}{dt}(\nabla_{\dot{q}} E_k) + \nabla_{\dot{q}} E_d - \nabla_q E_k + \nabla_q E_p = Gu \quad (5)$$

avec E_k , E_d et E_p sont respectivement l'énergie cinétique, dissipative et potentielle, G est la matrice de l'entrée du contrôle. L'entrée du contrôle u est donnée par $u = [F_T \quad T_r \quad T_g]^T$, avec T_r et T_g sont respectivement le couple aérodynamique et le couple du générateur. Les forces de poussée distribuées le long de chaque pale ont été remplacées par la force F_T appliquée à une distance r_b de l'axe de rotation. Les énergies cinétique, dissipative et potentielle sont données par :

$$E_k = \frac{N}{2} m_p \left[\left(H^2 + a^2 + Ra \sin \phi + \frac{R^2}{6} (1 + \sin^2 \phi) \right) \dot{\theta}^2 + RH \cos \phi \dot{\phi} \dot{\theta} + \frac{R^2}{3} \cos^2 \phi \dot{\theta}_r^2 + \frac{R^2}{3} \dot{\phi}^2 \right] + \frac{I_t}{2} \dot{\theta}^2 + \frac{J_r}{2} \dot{\theta}_r^2 + \frac{J_g}{2} \dot{\theta}_g^2$$

$$E_d = \frac{B_t}{2} \dot{\theta}^2 + \frac{NB_p}{2} \dot{\phi}^2 + \frac{B_s}{2} \left(\dot{\theta}_r - \frac{\dot{\theta}_g}{n_g} \right)^2 + \frac{B_r}{2} \dot{\theta}_r^2 + \frac{B_g}{2} \dot{\theta}_g^2$$

tandis que l'énergie potentielle E_p peut être décomposée comme suite:

$$E_p = E_g + E_f + E_t$$

avec

$$E_g = Nm_p g (H(1 - \cos \theta) - a \sin \theta) + m_t g H_g (1 - \cos \theta)$$

$$E_f = \frac{k_t}{2} \theta^2 + N \frac{k_p}{2} \phi^2$$

$$E_t = \frac{k_s}{2} \left(\theta_r - \frac{\theta_g}{n_g} \right)^2$$

où E_g est due à l'action de la gravité, E_f est due à la flexibilité des pales et de la tour, et E_t est due à la torsion le long de l'arbre ramené au coté lent.

En linéarisant l'équation de Lagrange (5), on obtient l'équation du mouvement donnée par :

$$M\ddot{\bar{q}} + \bar{C}\dot{\bar{q}} + K\bar{q} = Gu \quad (6)$$

où \bar{C} est défini par $\bar{C} = C + B$, q_{eq} , u_{eq} sont les coordonnées et les couples évalués au point de fonctionnement, et les vecteurs \bar{q} et \bar{u} représentent les déviations par rapport à ce point de fonctionnement et sont définis par $\bar{q} = q - q_{eq}$, $\bar{u} = u - u_{eq}$; $M(q_{eq}) \in \mathbb{R}^{4 \times 4}$ est la matrice d'inertie, $C(q_{eq}, \dot{q}_{eq}) \in \mathbb{R}^{4 \times 4}$ est la matrice d'effet gyroscopique et forces de Coriolis, $B \in \mathbb{R}^{4 \times 4}$ est la matrice d'amortissement, $K(q_{eq}) \in \mathbb{R}^{4 \times 4}$ est la matrice de rigidité, et $G(q_{eq}) \in \mathbb{R}^{4 \times 3}$ est la matrice de contrôle. Ces matrices sont définies par :

$$M(q_{eq}) = \begin{bmatrix} m_1 & m_2 & 0 & 0 \\ m_2 & m_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_4 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m_5 \end{bmatrix} \quad (7)$$

où

$$m_1 = I_t + Nm_p (H^2 + a^2) + Nm_p Ra \sin \phi_{eq} + \frac{I_p}{2} (1 + \sin^2 \phi_{eq})$$

$$m_2 = \frac{N}{2} m_p RH \cos \phi_{eq}$$

$$m_3 = I_p$$

$$m_4 = J_r + I_p \cos^2 \phi_{eq}$$

$$m_5 = J_g$$

$$\bar{C}(\phi, \theta_r)_{eq} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_{23} & 0 \\ 0 & -C_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_t & 0 & 0 & 0 \\ 0 & NB_p & 0 & 0 \\ 0 & 0 & B_r + B_s & -\frac{B_s}{n_g} \\ 0 & 0 & -\frac{B_s}{n_g} & B_g + \frac{B_s}{n_g^2} \end{bmatrix} \quad (8)$$

avec $C_{23} = I_p \sin 2\phi_{eq} \dot{\theta}_{r_{eq}}$

$$K(\theta, \phi, \theta_r)_{eq} = \begin{bmatrix} k_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_s & -\frac{k_s}{n_g} \\ 0 & 0 & -\frac{k_s}{n_g} & \frac{k_s}{n_g^2} \end{bmatrix} \quad (9)$$

avec

$$k_1 = k_t - m_t g H_g \cos \theta_{eq} - Nm_p (H \cos \theta_{eq} + a \sin \theta_{eq}) + NH \sin \phi_{eq} F_{r_{eq}}$$

$$k_3 = I_p \cos 2\phi_{eq} \dot{\theta}_{r_{eq}}^2 + Nk_p + Nr_b \sin \phi_{eq} F_{r_{eq}}$$

Finalement, la matrice de contrôle est :

$$G(\theta, \phi)_{eq} = \begin{bmatrix} NH \cos \theta_{eq} & 0 & 0 \\ Nr_b \cos \phi_{eq} & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (10)$$

Le point d'équilibre peut être calculé à partir des équations

$$\theta_{eq} = \frac{1}{k_t} (m_t g H_g \sin \theta_{eq} + Nm_p g (H \sin \theta_{eq} - a \cos \theta_{eq}) + NH \cos \phi_{eq} F_{r_{eq}})$$

$$\phi_{eq} = \frac{1}{Nk_p} (Nr_b \cos \phi_{eq} F_{r_{eq}} - I_p \sin 2\phi_{eq} \dot{\theta}_{r_{eq}}^2)$$

$$\left(\theta_{r_{eq}} - \frac{\theta_{g_{eq}}}{n_g} \right) = \frac{1}{k_s} \left(T_{r_{eq}} + \frac{B_s}{n_g} \dot{\theta}_{g_{eq}} - (B_r + B_g) \dot{\theta}_{t_{eq}} \right) \quad (11)$$

$$T_{g_{eq}} = \frac{B_s}{n_g} \dot{\theta}_{t_{eq}} - \left(B_g + \frac{B_s}{n_g^2} \right) \dot{\theta}_{g_{eq}} + \frac{k_s}{n_g} \left(\theta_{r_{eq}} - \frac{\theta_{g_{eq}}}{n_g} \right)$$

$$\dot{\theta}_{eq} = 0$$

$$\dot{\phi}_{eq} = 0.$$

Conclusion

La modélisation d'un aérogénérateur flexible intégrant les grandes déformations de la flexion des pales et de la tour ainsi que la torsion du train de puissance a été présenté. Le modèle a révélé l'existence d'écarts significatifs entre le modèle rigide et le modèle flexible.

Avec l'augmentation du gabarit des aérogénérateurs, ceux-ci ont tendance de devenir flexible et les effets étudiés dans ce travail pourraient avoir une influence significative qu'il faudra intégrer au niveau de l'élaboration des algorithmes de contrôle et au niveau de l'estimation de la vie de ces installations.

Références

- [1] F. D. Bianchi, H. de Battista, R. J. Mantz, Wind Turbine control systems: Principles, Modelling and Gain Scheduling Design, Springer Verlag, Heidelberg, Germany, ISBN : 978-1-84628-492-2, 2007.
- [2] R. Oulad Ben Zarouala, Modélisation et estimation des modes flexibles des aérogénérateurs à vitesse variable, Thèse de Doctorat à la Faculté des Sciences, Université Abdelmalek Essaâdi, Maroc, 2012.
- [3] R. Oulad Ben Zarouala, C. Vivas, J.A. Acosta, L. El Bakkali, On Singular Perturbations of Flexible and Variable-Speed Wind Turbines, International Journal of Aerospace Engineering, 2012.
- [4] M. Bezzazi, R. Oulad Ben Zarouala, A. Khamlichi, L. El Bakkali, C. Vivas Venegas, L. F. C. Castaño, Modelado y control de un aerogenerador flexible en la zona de potencia nominal, 9^{ème} Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica CIBIM'09, Las Palmas, Espagne, 2009.

CONTROLE DYNAMIQUE D'UN BRAS MANIPULATEUR A DEUX DEGRES DE LIBERTE PAR UN CONTROLEUR PID

F. BAGHLI, Y. LAKHAL, L. EL BAKKALI,

Equipe M2SM, UAE/E28
Faculté des sciences de Tétouan, Université Abdelmalek Essaâdi.

baghli.fatimazahra@gmail.com

yassineox1@hotmail.com

elbakkali.larbi@gmail.com

Résumé: Dans ce travail, on présente une étude sur l'application et l'apport du contrôleur de type PID (Proportionnel Intégral Dérivé) sur un robot manipulateur à deux degrés de liberté, ainsi que la procédure d'établir le modèle dynamique de ce robot. On montre comment introduire les paramètres du régulateur PID dans l'équation de la dynamique du bras manipulateur.

Mots clés: Contrôleur PID, Modèle dynamique, Bras manipulateur.

Abstract: This work presents a study on the application and contribution of the PID controller (Proportional Integral Derivative) on a robot manipulator with two degrees of freedom, as well as the design of the dynamic model of this robot. Also shown how to introduce the PID controller parameters to the equation of the dynamic.

Keywords: PID Control, Dynamic model, Arm manipulator.

INTRODUCTION

Les robots manipulateurs sont actuellement très largement utilisés dans les applications industrielles et spatiales. Ils sont d'une importance majeure surtout dans des travaux dangereux et monotones.

Un manipulateur est un système mécanique polyarticulé qui est actionné, soit par un actionneur électrique, hydraulique ou pneumatique, qui génère le couple (ou la force). Le mouvement désiré de ce système qui est hautement non linéaire est achevé en utilisant un système de contrôle qui fournit des commandes aux actionneurs des articulations dépendent sur la méthodologie de commande implémentée. Plusieurs types de commandes ont été étudiés pour les robots manipulateurs, la méthode la plus simple très souvent employée pour les manipulateurs industriels est la commande articulaire indépendante où chaque articulation est commandée comme un système à une seule entrée et une seule sortie.

La stratégie de cette commande est que chaque actionneur d'une articulation est contrôlé indépendamment.

Pour une position désirée, on peut utiliser un contrôleur à action proportionnelle, intégrale et dérivée.

Le PID est le régulateur le plus utilisé dans l'industrie et se caractérise par une structure simple et claire. La plupart des manipulateurs utilisés dans les opérations industriels sont contrôlés par ce type de contrôleur car il permet à l'aide de

ses trois paramètres K_p , K_i et K_d qui représentent respectivement le gain proportionnel, le gain intégral et le gain dérivé, de bien cerner les performances de ce processus [1].

MODELE DYNAMIQUE

L'équation dynamique d'un robot manipulateur de n solides articulés entre eux est donnée par la méthode de Lagrange:

$$\tau = M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q}) + G(q) \quad (1)$$

Où τ est le vecteur ($n \times 1$) des efforts appliqués par les actionneurs, $M(q)$ est la matrice ($n \times n$) d'inertie, $C(q, \dot{q})$ est le vecteur ($n \times 1$) des forces de Coriolis, $G(q)$ est le vecteur ($n \times 1$) des forces gravitationnelles et q, \dot{q}, \ddot{q} sont respectivement les positions, les vitesses et les accélérations articulaires.

Dans ce travail, le bras manipulateur retenu est le robot 2R (deux articulations) schématisé sur la (fig.1) :

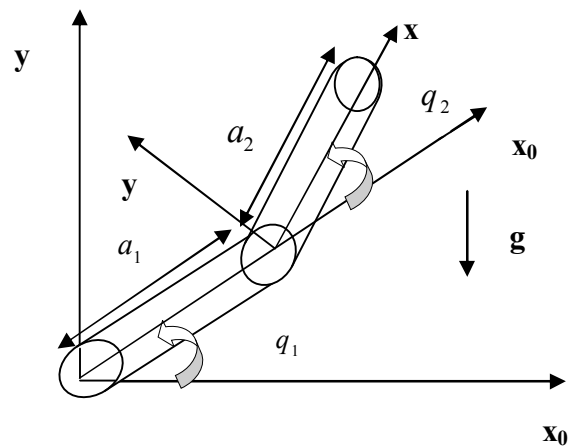


Fig. 2: Paramètres du robot 2R

Dont la dynamique est définie par :

$$M(q) = \begin{pmatrix} (m_1 + m_2)a_1^2 + m_2a_2^2 + 2m_2a_1a_2c_2 & m_2a_2^2 + m_2a_1a_2c_2 \\ m_2a_2^2 + m_2a_1a_2c_2 & m_2a_2^2 \end{pmatrix} \quad (a)$$

$$C(q, \dot{q}) = \begin{pmatrix} -m_2a_1a_2(2\dot{q}_1\dot{q}_2 + \dot{q}_1^2)s_2 \\ m_2a_1a_2\dot{q}_1^2s_2 \end{pmatrix} \quad (b)$$

$$G(q) = \begin{pmatrix} (m_1 + m_2)ga_1c_1 + m_2ga_2c_{12} \\ m_2ga_2c_{12} \end{pmatrix} \quad (c)$$

$$\tau = \begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \end{pmatrix} \quad (d)$$

(d)

Avec :

$$c_1 = \cos(q_1) ; c_2 = \cos(q_2) ; s_1 = \sin(q_1) ;$$

$$s_2 = \sin(q_2) ; c_{12} = \cos(q_1 + q_2) ;$$

$$s_{12} = \sin(q_1 + q_2) ;$$

Le tableau 1 regroupe les valeurs numériques des différents paramètres du robot 2R :

Tab. 3: Paramètres du robot 2R

	Masse : m_i (Kg)	Longueur : a_i (m)
Bras 1	0.432	15
Bras 2	0.432	12

COMMANDE DU BRAS PAR UN CONTROLEUR PID

Un régulateur PID est obtenu par l'association des trois actions (proportionnelle, intégrale, dérivée) et il remplit essentiellement les trois fonctions suivantes :

Il fournit un signal de commande en tenant compte de l'évolution du signal de sortie par rapport à la consigne.

Il élimine l'erreur statique grâce au terme intégrateur.

Il anticipe les variations de la sortie grâce au terme dérivateur.

La description mathématique du contrôleur PID appliqué à l'entrée de commande du bras manipulateur τ est décrite par :

$$\tau = K_p e + K_i \int_0^t e(\varepsilon) d\varepsilon + K_d \dot{e} \quad (2)$$

Où $e = q_d - q_i$ ($i = 1, 2$) représente le signal d'erreur, q_d est le signal d'entrée de référence et K_p, K_i, K_d sont respectivement le Gain proportionnel, intégral et dérivé.

D'après l'équation (1) on peut avoir :

$$\ddot{q} = M(q)^{-1} [-C(q, \dot{q}) - G(q)] + \tau' \quad (3)$$

Avec :

$$\tau' = M(q)^{-1} \tau \quad (4)$$

Et :

$$\tau' = \begin{bmatrix} \tau'_1 \\ \tau'_2 \end{bmatrix} \quad (5)$$

Les entrées des couples appliqués au bras sont données par :

$$\begin{bmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix} = M(q) \begin{bmatrix} \tau'_1 \\ \tau'_2 \end{bmatrix} \quad (6)$$

Et les signaux d'erreurs sont donnés par :

$$e_1 = q_{d1} - q_1$$

$$e_2 = q_{d2} - q_2 \quad (7)$$

Avec

$$\begin{bmatrix} q_{d1} \\ q_{d2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 - 2 \cos(4\pi t / 3) - \sin(2\pi t / 3) \\ 2 \cos(4\pi t / 3) + \sin(2\pi t / 3) \end{bmatrix} \quad (8)$$

Alors, l'équation générale du bras manipulateur en introduisant les paramètres du contrôleur PID serait :

$$\begin{bmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \end{bmatrix} = M(q)^{-1} [-C(q, \dot{q}) - G(q)] + \tau' \quad (9)$$

Avec

$$\tau' = \begin{bmatrix} \tau'_1 \\ \tau'_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{p1}(q_{d1} - q_1) + K_{i1} \int e(q_1) dt - K_{d1} \dot{q}_1 \\ K_{p2}(q_{d2} - q_2) + K_{i2} \int e(q_2) dt - K_{d2} \dot{q}_2 \end{bmatrix} \quad (10)$$

RESULTATS & DISCUSSIONS

Le contrôle du Robot 2R impose l'utilisation de deux contrôleurs PID (PID1 appliqué à la 1^{ère} articulation et PID2 appliqué à la 2^{ème} articulation) dont les valeurs des gains seront réglés par la méthode de limite de pompage afin d'obtenir les meilleures performances.

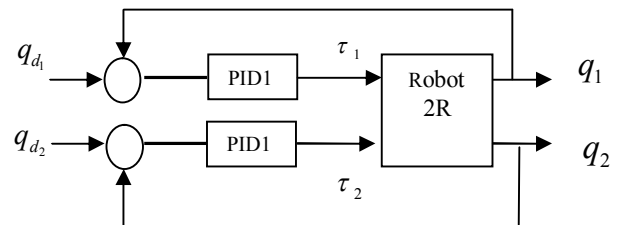


Fig. 2: La structure de commande

Les valeurs des paramètres sont indiquées ci-dessous :

Tab .2 : Valeurs numériques des gains

	K_p	K_i	K_d
PID1	120	70	100
PID2	150	100	100

Les trajectoires des positions q_1 et q_2 désirées sont respectivement données par les figures (3) et (4).

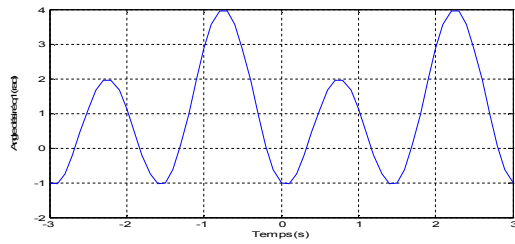


Fig. 3: La poursuite de la position q_{d1}

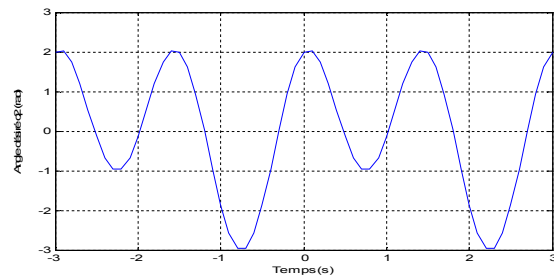


Fig. 4: La poursuite de la position q_{d2}

Les résultats obtenus par l'application de la commande proposée montrent que les performances sont appréciables. Comme la montre les figures (5) et (6), on voit qu'après $t = 8$ s l'erreur de chaque position atteint zéro (l'écart entre les positions q_i et q_{di} s'annule, $i=1,2$).

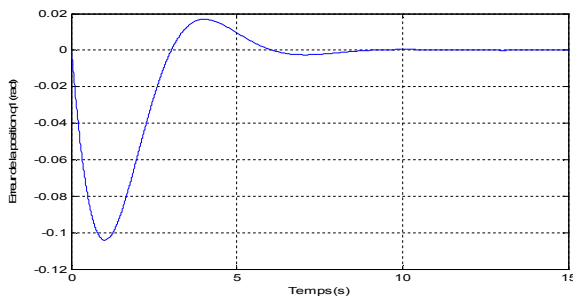


Fig.5: L'erreur de position q_1

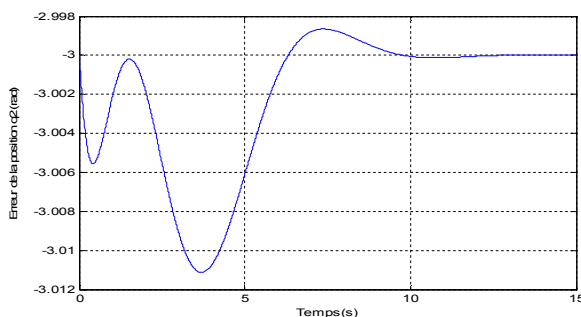


Fig.6: L'erreur de position q_2

Les couples appliqués peuvent être vu dans les figures (7) et (8), les deux se stabilisent rapidement après $t=5$ s.

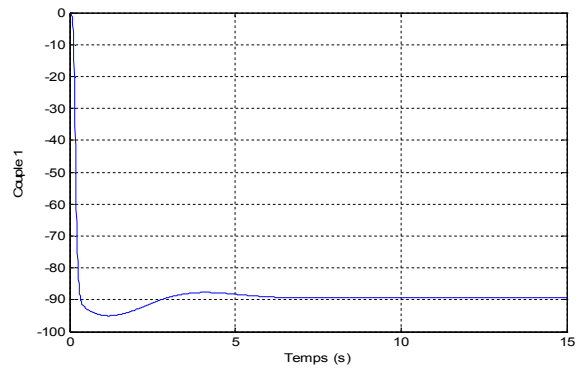


Fig.6: Couple appliqué à l'articulation 1

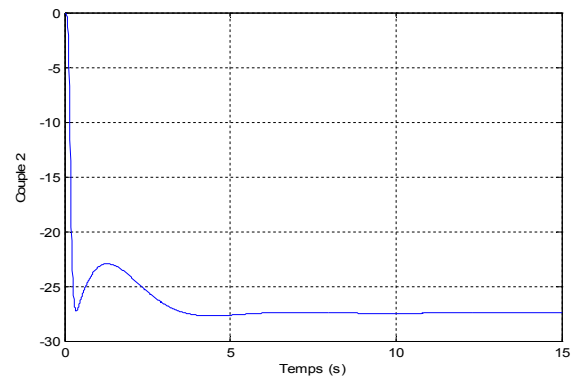


Fig.7: Couple appliqué à l'articulation 2

CONCLUSION & PERSPECTIVES

Une technique de commande a été proposée pour contrôler le système « bras manipulateur à 2ddl ».

La simulation a démontré que la commande par PID est robuste.

k_p est relativement lié à l'erreur et à la rapidité de l'évolution, k_i est lié à l'annulation globale d'erreur ainsi que k_d est lié à la vitesse de l'interaction avec les changements dans les états.

Comme perspectives, on s'intéressera à l'utilisation d'autres méthodes de commande telles que le PID adaptative, la logique floue et la commande intelligente basée sur les réseaux neurones

REFERENCES

- [1] Mark W., Sprong, Seth Hutchinson, et M. Vidyasar, *Robot dynamics and Control, Second Edition*, 2004
- [2] R. Kelly, V. Santibáñez et A. Loría, *Control of Robot Manipulators in Joint Space*, 2nd Edition, Springer, 2005.
- [3] Michael A. Johnson, Mohammad H. Moradi, *PID Control New Identification and Design Methods*, Springer, 2005

CONSTRUCTION D'UN BIPOTENTIEL REPRESENTANT UNE LOI LINEAIRE COAXIALE BIDIMENSIONNELLE

E. ARJDAL¹, J. CHAOUFI¹, C. VALLEE²,
A. GERMANEAU², A. GHAFIRI¹, H. FATMAOUI¹,
N. BOULFAF¹, A. ALORF¹

¹Laboratoire d'Electronique de Traitement du signal et de Modélisation Physique, Département de physique, Université Ibn Zohr, 80000 Agadir, Maroc
adham.1000@gmail.com

²Université de Poitiers, Institut P', UPR CNRS 3346, SP2MI, téléport 2, 11 bd M. et P. Curie, BP 30179, 86962 Futuroscope-Chasseneuil, France

Résumé : Nous considérons un matériau dont la relation contraintes-déformations est linéaire mais pas symétrique. La recherche d'un potentiel étant vaine, nous tentons de représenter la loi de comportement par un bipotentiel. La méthode de Fitzpatrick conduit à construire une suite croissante appropriée de bipotentiels. La technique est illustrée sur l'exemple des lois coaxiales.

Abstract : We consider a material whose stress-strain relation is linear but not symmetrical. The research of a potential being futile, we attempt to represent the constitutive law by a bipotential. Fitzpatrick's method leads to construct a suitable increasing sequence of bipotentials. The technique is exemplified on coaxial constitutive laws.

Mots-clés : Lois de comportement non associées, Matériaux non standard, Matériaux Standard Implicites, Matériaux n -monotones, Bipotentiels

1. Introduction

Considérons un matériau dont la loi de comportement reliant le tenseur des contraintes y au tenseur des déformations x soit linéaire: $y = Ax$. Si le tenseur (d'ordre 4) A est symétrique (i.e., admet la symétrie majeure des indices) et est défini-positif, on dit que le matériau est élastique et que A est son tenseur de raideur. Le matériau fait alors partie de la classe [5, 6, 7] des Matériaux Standard Généralisés (MSG). Il peut être caractérisé [3, 8] par le potentiel convexe $\phi(x) = \frac{1}{2} tr[x(Ax)]$, où tr désigne la trace. Sa loi inverse est caractérisée par le potentiel convexe conjugué $\phi^*(y) = \frac{1}{2} tr[y(A^{-1}y)]$. Son comportement est décrit indifféremment [7] par l'une des trois lois suivantes :

$$(i) y \in \partial\phi(x) \quad (ii) x \in \partial\phi(y) \quad (iii) \phi(x) + \phi^*(y) = tr(xy)$$

où le symbole ∂ désigne le sous-différentiel [8]. Dans une configuration où le tenseur A n'est pas symétrique, on ne peut plus déterminer de potentiel ni de potentiel conjugué. Afin de remédier à un tel handicap, Géry de Saxcé [2, 10, 11] proposa de remplacer la somme $\phi(x) + \phi^*(y)$ des deux potentiels par une fonction biconvexe $b(x, y)$ dite bipotentiel. La loi de comportement est alors décrite par l'une des 3 lois implicites

$$(i) y \in \partial_x b(x, y) \quad (ii) x \in \partial_y b(x, y) \quad (iii) b(x, y) = tr(xy)$$

où le symbole ∂_x (respectivement ∂_y) désigne le sous-différentiel partiel par rapport à x (respectivement y). Les

matériaux dont la loi de comportement peut être représentée par un bipotentiel sont appelés Matériaux Standard Implicites (MSI).

Le but de cette communication est de construire un bipotentiel capable de représenter les lois linéaires non symétriques. Dans le cas où la monotonie de la loi est assurée, l'analyse convexe propose la construction d'une suite de fonctions dites de Fitzpatrick [1]. Chacune de ces fonctions se révèle être un bipotentiel au sens de Géry de Saxcé. Nous cherchons à expliciter cette suite dans le cas des lois de comportement linéaires coaxiales pour lesquelles le tenseur des contraintes et le tenseur des déformations ont mêmes directions principales.

2. Suite de Fitzpatrick d'une loi linéaire

La construction de la suite de Fitzpatrick de la loi $y = Ax$ est possible si l'opérateur univoque A est monotone. Dans ce cas linéaire, la condition de monotonie se réduit [1, 12, 13] à la défini-positivité de la partie symétrique S de A . La n ^{ème} fonction de Fitzpatrick est définie [1] par :

$$F_{A,n}(x, y) = tr(xy) + \sup_{(x_1, x_2, \dots, x_{n-1})} \left(\sum_{i=1}^n tr[(x_{i+1} - x_i)y_i] \right)$$

en convenant que $y_i = Ax_i$ pour $i = 1$ à $n-1$, $x_n = x$, $y_n = y$, $x_{n+1} = x_1$, et $y_{n+1} = y_1$. L'estimation du ci-devant supremum conduit [13] à :

$$F_{A,n}(x, y) = \langle x, y \rangle + \frac{1}{4} tr[(y - Ax)H_n^{-1}(y - Ax)] \quad (1)$$

où le tenseur symétrique positif H_n s'obtient à partir du tenseur $H_2 = S$ en itérant la formule

$$H_{k+1} = S - \frac{1}{4} A^T H_k^{-1} A \quad (2)$$

depuis $k = 2$ jusqu'à $k = n-1$. En fait la monotonie de A n'assure que la construction de la fonction $F_{A,2}(x, y)$ initialement proposée par Fitzpatrick [4]. La construction de la n ^{ème} fonction de Fitzpatrick n'est assurée que si [1]

l'opérateur A satisfait l'inégalité $\sum_{i=1}^n tr[(x_{i+1} - x_i)y_i] \leq 0$

dès que $y_i = Ax_i$ pour $i = 1$ à n , $x_{n+1} = x_1$, et $y_{n+1} = y_1$. On dit alors que la loi A est n -monotone [1] et que le matériau est n -monotone [13]. La 2-monotonie coïncide avec la monotonie classique. La n -monotonie implique toutes les k -monotonies pour k inférieur à n . La suite des fonctions de Fitzpatrick est croissante et minorée par le produit de dualité $tr(xy)$. La valeur $tr(xy)$ n'est atteinte que si la loi de comportement $y = Ax$ est satisfaite. Chaque fonction de Fitzpatrick est donc un bipotentiel. Lorsque le tenseur A est symétrique et défini-positif (cas de l'élasticité linéaire), toutes les n -monotonies sont satisfaites (on dit alors [1, 8] que A est cycliquement monotone) et la suite de Fitzpatrick converge simplement [1] vers $F_{A,\infty}(x, y) = \phi(x) + \phi^*(y)$.

3. Lois linéaires coaxiales bidimensionnelles

Les lois de comportement linéaires coaxiales pour lesquelles le tenseur des contraintes et le tenseur des déformations ont mêmes directions principales sont de la forme :

$$y = tr(qx)e + 2\mu x$$

où q est un tenseur (d'ordre 2) symétrique et μ un scalaire (e désigne l'identité comme dans ce qui suit). Séparons le tenseur q en partie sphérique et partie déviatorique :

$$q = \lambda e + h$$

où $\lambda = \frac{1}{2} tr q$ et h est un déviateur ($tr h = 0$). Avec cette décomposition, la loi coaxiale se transcrit :

$$y = \lambda(tr x)e + 2\mu x + tr(hx)e.$$

Si q est sphérique ($h = 0$), elle se réduit à la loi de Hooke classique. Remarquons que $tr(hx)$ ne met en jeu que la partie déviatorique x_d de x :

$$y = (\lambda + \mu)(tr x)e + 2\mu x_d + tr(hx_d)e \quad (3)$$

La monotonie stricte de la loi de Hooke bidimensionnelle est classiquement assurée par les 2 inégalités :

$$\mu > 0 \text{ et } \lambda + \mu > 0.$$

La monotonie de la loi coaxiale réclame (voir ci-dessous, paragraphe 4.2) la condition supplémentaire :

$$tr(h^2) \leq 8(\lambda + \mu)\mu.$$

La loi de Hooke classique dérive du potentiel

$$\Phi(x) = \frac{1}{2} \lambda (tr x)^2 + \mu tr(x^2).$$

La loi coaxiale ne dérive pas d'un potentiel, l'obstruction est le terme $tr(hx_d)e$ dans (3) qui introduit un défaut de symétrie du tenseur A .

4. Suite de Fitzpatrick d'une loi coaxiale.

Choix d'une base dans l'espace des déformations.

Les tenseurs de déformations forment un espace vectoriel de dimension 3 dans lequel nous pouvons choisir une base orthonormée $(d, \frac{h}{\|h\|}, \frac{e}{\sqrt{2}})$ constituée d'un déviateur d unitaire orthogonal à h ($tr(hd) = 0$ et $tr(d^2) = 1$), du déviateur h normalisé (en le divisant par $\|h\| = [tr(h^2)]^{1/2}$) et de l'identité normalisée (en la divisant par $\sqrt{2}$). L'espace des contraintes peut être identifié à l'espace des déformations. Le tenseur A devient alors la matrice 3x3 :

$$A = \begin{bmatrix} 2\mu & 0 & 0 \\ 0 & 2\mu & 0 \\ 0 & \sqrt{2}\|h\| & 2(\lambda + \mu) \end{bmatrix}$$

où le défaut de symétrie dû à la non-nullité de h apparaît clairement. Dans cette base adéquate, la matrice A prend la forme d'une matrice-bloc (deux blocs nuls, un bloc scalaire et un bloc triangulaire inférieur) :

$$A = \begin{bmatrix} 2\mu & 0 \\ 0 & a \end{bmatrix} \quad (4)$$

Le bloc triangulaire inférieur noté a est :

$$a = \begin{bmatrix} 2\mu & 0 \\ \sqrt{2}\|h\| & 2(\lambda + \mu) \end{bmatrix}.$$

Sa partie symétrique s est :

$$s = \begin{bmatrix} 2\mu & \frac{\sqrt{2}}{2}\|h\| \\ \frac{\sqrt{2}}{2}\|h\| & 2(\lambda + \mu) \end{bmatrix}.$$

Monotonie d'une loi coaxiale.

La partie symétrique de A devient la matrice-bloc

$$S = \begin{bmatrix} 2\mu & 0 \\ 0 & s \end{bmatrix} \quad (5)$$

Elle est positive si le scalaire μ est positif et si la matrice 2x2 s est positive. Cette dernière positivité requiert la positivité de $\lambda + \mu$ (comme pour la loi de Hooke) et celle du déterminant de s ($dét s = 4\mu(\lambda + \mu) - \frac{1}{2}\|h\|^2$) comme annoncé précédemment (paragraphe 3).

n-monotonie d'une loi coaxiale.

La partie antisymétrique d'une matrice 2x2 est nécessairement proportionnelle à la matrice

$$J = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix}.$$

Ainsi, la matrice a se décompose en $a = s + \frac{\sqrt{2}}{2}\|h\|J$ et sa

matrice transposée en $a^T = s - \frac{\sqrt{2}}{2}\|h\|J$. Remarquons que $a^T s^{-1} a$ est proportionnelle à s :

$$a^T s^{-1} a = \left(1 + \frac{\|h\|^2}{2 \det s}\right) s \quad (6)$$

La 2-monotonie étant préalable à toutes les autres, nécessairement la diagonale de A est positive : $\lambda + \mu \geq 0$ et $\mu \geq 0$. La structuration en blocs précédemment notée (4) de la matrice A ramène l'étude de sa n -monotonie à celle de la matrice a . Dans le cas d'une matrice 2x2 telle que a , la n -monotonie est gouvernée par le rapport entre le facteur multiplicatif de J (dans la partie antisymétrique) et la racine carrée du déterminant (nécessairement positif) de la partie symétrique s (nécessairement positive). Si on définit l'angle θ compris entre 0 et $\frac{\pi}{2}$ par l'égalité

$$\frac{\sqrt{2}}{2}\|h\| = \sqrt{\det s} \operatorname{tg} \theta \quad (7)$$

la condition de n -monotonie est [13] : $n\theta \leq \pi$.

Avec la notation (7) la propriété (6) se transcrit :

$$a^T s^{-1} a = (1 + \tan^2 \theta) s = \frac{1}{\cos^2 \theta} s \quad (8)$$

Calcul des matrices H_k .

La matrice $S = H_2$ ayant la structure en blocs (5), la relation (8) étant satisfaite, nous résolvons la relation de récurrence (2) en conjecturant pour les matrices H_k la structure en blocs :

$$H_k = \begin{bmatrix} 2\mu \alpha_k & 0 \\ 0 & \frac{1}{2} \beta_k s \end{bmatrix}.$$

Nous introduisons ainsi 2 suites numériques α_k et β_k de valeurs initiales $\alpha_2 = 1$ et $\beta_2 = 2$. La relation (2) se scinde alors en 2 récurrences homographiques :

$$\alpha_{k+1} = 1 - \frac{1}{4\alpha_k} \text{ et } \beta_{k+1} = 2 - \frac{1}{\cos^2 \theta} \frac{1}{\beta_k}.$$

Les solutions sont : $\alpha_k = \frac{1}{2} \frac{k}{k-1}$, $\beta_k = \frac{\sin(k\theta)}{\sin((k-1)\theta)} \frac{1}{\cos\theta}$.

L'introduction de la variable $X = \cos\theta$ et des polynômes de Tchebychev de 2^{ème} espèce $U_k(X) = \frac{\sin((k+1)\theta)}{\sin\theta}$ permet d'exprimer β_k en fonction de X : $\beta_k = \frac{1}{X} \frac{U_{k-1}(X)}{U_{k-2}(X)}$.

4.5. n ^{ème} fonction de Fitzpatrick d'une loi coaxiale.

L'expression générale (1) de la n ^{ème} fonction de Fitzpatrick d'une loi linéaire se spécialise avec

$$H_n = \begin{bmatrix} \frac{n}{n-1} \mu & 0 \\ 0 & \frac{\sin(n\theta)}{2 \cos\theta \sin((n-1)\theta)} s \end{bmatrix}$$

dont l'inverse est :

$$H_n^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{n-1}{n} \frac{1}{\mu} & 0 \\ 0 & \frac{\sin((n-1)\theta)}{2 \cos\theta \sin(n\theta)} \frac{1}{\mu(\lambda + \mu)} J_S J \end{bmatrix}.$$

5. Bipotentiel d'une loi coaxiale n -monotone

Depuis $k=2$ jusqu'à $k=n$, toutes les fonctions $F_{A,k}(x,y)$ de la suite (finie) de Fitzpatrick représentent la loi coaxiale n -monotone. Guidés par le cas cycliquement monotone (fin du paragraphe 2), nous sélectionnerons la plus grande comme bipotentiel :

$$b(x,y) = F_{A,n}(x,y).$$

6. Discussion

La loi coaxiale est une loi non associée [9, 11, 12, 13, 14, 15] qui respecte les principes initialement édictés par Robert Hooke pour modéliser les matériaux dits élastiques : linéarité, coaxialité et monotonie (ni l'isotropie, ni l'existence d'un potentiel ne sont requises).

Nous proposons de revisiter le modèle de Hooke en prenant en compte les 4 paramètres caractéristiques (λ , μ , et 2 coefficients indépendants du déviateur h) que comporte la loi coaxiale. Les champs de déplacement et de contraintes seront obtenus comme extrema d'une bifonctionnelle [10] engendrée par le bipotentiel défini au paragraphe 5. La mise en œuvre numérique sera basée sur un algorithme de type Uzawa.

7. Conclusion

En dimension 2, grâce à un développement des matrices dans une base orthonormée adéquate mettant en jeu un déviateur entrant dans la loi de comportement, nous avons pu exhiber un bipotentiel pour une loi coaxiale n -monotone en utilisant la méthode de Fitzpatrick issue de l'analyse convexe.

L'analyse de la relation entre les bipotentiels de Géry de Saxcé représentant les lois de comportement non associés et les fonctions de Fitzpatrick représentant les opérateurs maximaux monotones s'avère donc positive.

Nous préconisons l'application de la méthode de Fitzpatrick pour trouver le bipotentiel représentant un Matériau Standard Implicite donné.

REFERENCES

- [1] Bartz S., Bauschke H.H., Borwein J.M., Reich S., Wang X. Fitzpatrick functions, cyclic monotonicity and Rockafellar antiderivative. *Nonlinear Analysis*, vol. 66, 1198–1223, 2007.
- [2] Buliga M., de Saxcé G., Vallée C. Non maximal cyclically monotone graphs and construction of a bipotentiel for the Coulomb's dry friction law. *J. Convex Anal.*, vol. 17, n°1, 81–94, 2010.
- [3] Ciarlet P. G., Geymonat G., Krasucki F. Legendre–Fenchel duality in elasticity. *C. R. Math. Acad. Sci. Paris*, vol. 349, n° 9–10, 597–602, 2011.
- [4] Fitzpatrick S. P. Representing monotone operators by convex functions. Workshop/Miniconference on Functional Analysis and Optimization (Canberra, August 8–24, 1988). In: Fitzpatrick S.P., Giles J.R. (eds.), Proc. Centre Math. Anal. Austral. Nat. Univ., Canberra, vol. 20, 59–65, 1988.
- [5] Hackl K. Generalized standard media and variational principles in classical and finite strain elastoplasticity. *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 45, n°5, 667–688, 1997.
- [6] Halphen B., Son N. Q. Sur les matériaux standard généralisés (French). *J. Mécanique*, vol. 14, 39–63, 1975.
- [7] Moreau J.J. Application of convex analysis to the treatment of elasto-plastic systems. In: Germain P., Nayroles B. (eds.), *Applications of Methods of Functional Analysis to Problems in Mechanics*, Lecture Notes in Mathematics, vol. 503, Springer, Berlin, 1976.
- [8] Moreau J.J. *Fonctionnelles convexes* (French). Séminaire Jean Leray sur les équations aux dérivées partielles, Collège de France, Paris, n°2, 1-108, 1966-1967. <http://archive.numdam.org>. Reprint : Istituto poligrafico e zecca dello stato S.p.A., Roma, 2003.
- [9] Point N., Erlicher S. Pseudo-potentials and bipotentiel : A constructive procedure for non-associated plasticity and unilateral contact. *Discrete and Continuous Dynamical Systems - Series S*, vol. 6, n°2, 567-590, 2013.
- [10] de Saxcé G., Bousshine L. Implicit Standard Materials. In: Weichert D., Maier G. (eds.), *Inelastic Behaviour of Structures Under Variable Repeated Loads—Direct Analysis Methods*, Int. Centre Mech. Sci., CISM Courses and Lectures IV, vol. 432, Springer, Wien, New York, 2002.
- [11] de Saxcé G., Tritsch J.B. Shakedown with Non Associated Flow Rule. In: Weichert D., Maier G. (eds.), *Inelastic Behaviour of Structures Under Variable Repeated Loads—Direct Analysis Methods*, CISM Courses and Lectures IV, vol. 432, Springer, Wien, New York, 2002.
- [12] Vallée C., Lerintiu C., Fortuné D., Atchonouglo K., Ban M. Representing a non-associated constitutive law by a bipotentiel issued from a Fitzpatrick sequence. *Arch. Mech. (Arch. Mech. Stos.)*, vol. 61, n° 3-4, 325–340, 2009.
- [13] Vallée C., Lerintiu C., Chaoufi J., Fortuné D., Ban M., Atchonouglo K. A Class of Non-associated Materials: n -Monotone Materials—Hooke's Law of Elasticity Revisited. *Journal of Elasticity*, DOI: 10.1007/s10659-012-9403-4, Online, 2012.
- [14] Visintin A. Structural Stability of rate-independent nonpotential flows. *Discrete and Continuous Dynamical System - Series S*, vol. 6, n°1, 257–275, 2013.
- [15] Visintin A. Variational formulation and structural stability of monotone equations. *Calculus of Variations and Partial Differential Equations*, DOI: 10.1007/s00526-012-0519-y, Online, 2012.

FRITTAGE DE L'ALUMINE PAR LA COMBINAISON DU LASER ET MICRO-ONDES

M. BELCADI, H. EL RHALEB AND K. GUERAOUI

Laboratoire de Physique Théorique, URAC13,
Faculté des Sciences,
Université Mohammed V – Agdal,
B.P.1014, Rabat, Maroc.
belcadimohammed@hotmail.fr

Résumé : L'ingénierie en céramique est très exigeante quand au contrôle des propriétés des microstructures. L'objectif principal de traitement est de produire la microstructure désirée, qui implique fréquemment l'obtention la haute densité et la petite taille de grain. Dans le présent travail, on modélise par la technique des volumes finis sous FORTRAN, le frittage rapide de l'alumine par la combinaison du laser et des micro-ondes. Des densités de grains relatives théoriques maximales ont été atteintes avec des tailles de grains bien contrôlées montrant qu'on peut amorcer le frittage de l'alumine par les micro-ondes avec un laser.

Abstract : The engineering applications of technical ceramics are generally related to microstructure-controlled properties. The main objective of processing is to produce the desired microstructure, which frequently involves obtaining high density and small grain size. In the present study we use finites volumes method in FORTRAN program to simulate hybrid sintering of alumina, which combine direct microwave heating with laser heat sources. Maximal theoretical relative densities with controlled grains sizes were reached showing that we can microwaves sinter alumina with a laser pre-heating.

Mots-clés : Frittage, Alumine, Micro-ondes, Laser.

1. Introduction

Le développement du procédé de chauffage micro-ondes en vue de l'élaboration de céramiques à propriétés électriques particulières est déjà bien développé [1]. Les micro-ondes sont des ondes électromagnétiques très pénétrante dans la matière. L'énergie absorbée est transformée en chaleur et dépend des propriétés diélectriques de la matière. Elles constituent donc un mode de chauffage direct, instantané et volumique. De même, le frittage laser [2] est bien implanté en industrie et génère de nombreuses publications scientifiques. Le chauffage se fait en surface et se transfère en volume par conduction.

Dans le cas de l'alumine micronique, l'interaction entre la matière et les micro-ondes est très faible à température ambiante et augmente avec la température. Pour amorcer le frittage par les micro-ondes, on chauffe préalablement la poudre d'alumine par le laser CO₂ défocalisé. Le rôle du laser est de chauffer le matériau jusqu'à une certaine température pour que les micro-ondes puissent être absorbés et atteindre les températures de frittage de l'alumine. Ce mode de chauffage hybride est rapide et uniforme. Il permet d'atteindre des grandes densités relatives avec des tailles des grains contrôlables.

2. Approche théorique

On considère une poudre de l'alumine compressée sous forme rectangulaire. La taille moyenne des grains est de 400 μm. L'échantillon est chauffé dans un four micro-ondes opérant à la fréquence de 2.45 GHz. La surface supérieure de l'échantillon est irradiée par un laser CO₂ (Fig. 1).

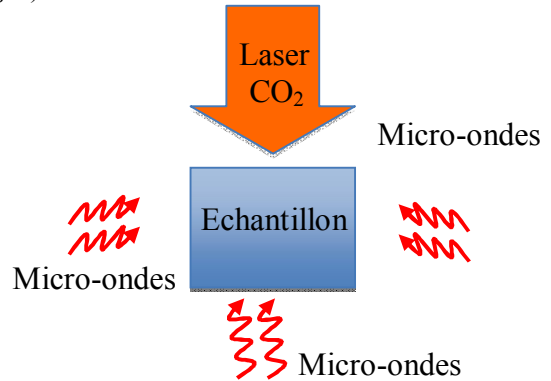


Fig. 1 : Echantillon rectangulaire dans une cavité micro-ondes irradié par un laser CO₂ défocalisé.

Dans le cas bidimensionnel, les équations qui gouvernent notre système sont :

l'équation de la chaleur :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q$$

$$\text{Avec : } Q = 2\pi f \varepsilon_0 \varepsilon_r' \tan \delta \langle E^2 \rangle$$

$$E = E_0 e^{-2\alpha x}$$

$$\alpha = \frac{2\pi f}{c_0} \sqrt{\frac{\varepsilon_r' (\sqrt{(1 + \tan^2 \delta)} - 1)}{2}}$$

$$\tan \delta = \frac{\varepsilon_r''}{\varepsilon_r'}$$

A cette équation, on ajoute la condition initiale et les conditions aux limites suivantes :

$$T(t) = T_0, \text{ à } t = 0$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = h(T_s - T_0) + B\varepsilon(T_s^4 - T_0^4) + I \text{ à } z = 0$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial z} = h(T_s - T_0) + B\varepsilon(T_s^4 - T_0^4) \text{ à } z = H$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} = h(T_s - T_0) + B\varepsilon(T_s^4 - T_0^4) \text{ à } x = 0 \text{ et}$$

$$x = L$$

L'équation de l'évolution de la taille des grains [3]:

$$G^m - G_0^m = g_0 \exp\left(-\frac{E_g}{RT}\right) t$$

L'équation de la densification [4] :

$$\frac{d\rho}{dt} = \frac{cV_s D_0 \exp\left(-\frac{E_d}{RT}\right)}{G^n}$$

Ces équations sont fortement couplées et la résolution analytique est impossible sauf dans des cas particuliers. Pour cette raison, on est obligé de résoudre ces équations

numériquement. On a opté à l'utilisation de la méthode des volumes finis [5].

3. Résultats et interprétations

La figure 2 montre que les micro-ondes seules ne sont pas efficaces pour chauffer l'alumine, car leur absorption est très faible à basse température. On ne peut atteindre la température de frittage.

Lorsqu'on préchauffe l'alumine par le laser CO₂, l'interaction entre l'alumine et les micro-ondes augmente et les micro-ondes deviennent capables de chauffer efficacement l'alumine en volume pour atteindre les températures de frittage. Par conséquent, le frittage de l'alumine par les micro-ondes devient possible.

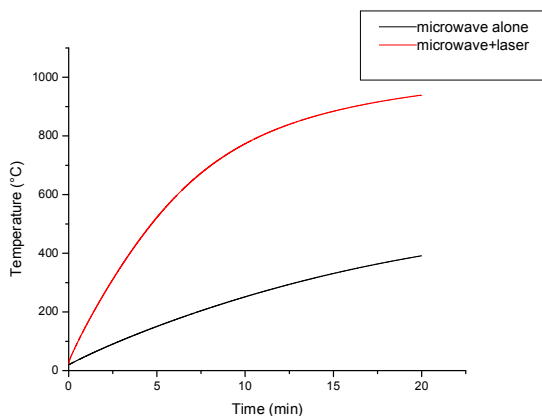


Fig.

2 : Evolution de la température en fonction du temps durant le chauffage par micro-ondes seules et hybridation laser micro-onde.

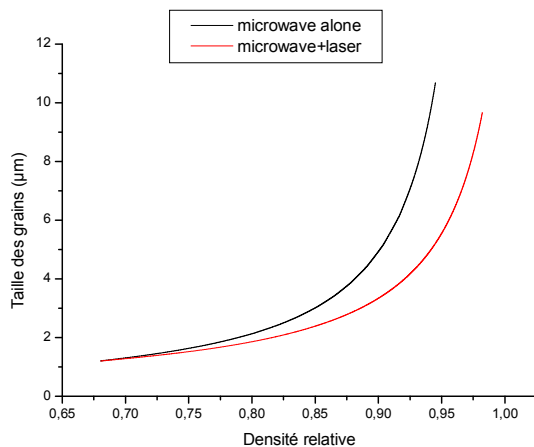


Fig.

3 : Taille des grains en fonction de la densité relative de

l'alumine dans le cas du chauffage par micro-ondes seules et dans le cas de l'hybridation laser micro-onde.

Sur la figure 3, on constate que lors du frittage par micro-ondes seul, la taille des grains est grande car le chauffage est lent et l'opération prend beaucoup de temps pour atteindre la température de frittage. La taille des grains évolue donc avec le temps et la densification dépend de l'inverse de la taille des grains. Par conséquent, si la taille des grains est grande la densification diminue. Par contre, le frittage par hybridation laser micro-ondes est un chauffage rapide et la taille des grains n'augmente pas beaucoup ce qui conduit à une grande densité.

4. Conclusion

On a montré dans cette étude que l'hybridation laser micro-onde est une technique de chauffage volumique, rapide et très efficace pour fritter des céramiques comme l'alumine. On a remarqué aussi que les densités relatives maximales sont atteintes avec des tailles des grains très petites.

Références

- [1] D. E. Clark, W. H Sutton, Annu. Rev. Mater. Sci., 26, (1996), 299–331.
- [2] A. Khan, N. Rasmussen, Marinov, O. Svenson. Journal of Microelectronics and Electronic Packaging, 5 (2008) 77–86
- [3] C. Greskovich and K.W. Lay, J. Am. Ceram. Soc. 55, 142 (1972).
- [4] J. Zhao and M.P. Harmer, J. Am. Ceram. Soc. 75, 830 (1992).
- [5] Abbès Azzi, "Méthodes numériques, la méthode des volumes finis" Faculté de Génie Mécanique, USTO, Oran, Algérie.

UN MODELE ASYMPTOTIQUE DE CONTACT INTERFACIAL DANS UN MATERIAU GRANULAIRE ELASTIQUE DENSE

Y. ABOUELANOUNE ET M. EL JARROUDI

Université Abdelmalek Essaâdi, FST Tanger
 Département de Mathématiques B.P. 416 Tanger Maroc
 younespl@hotmail.fr

Abstract :

We consider a dense elastic granular material modeled by a dense network of balls. More specifically we consider a network of Apollonian sphere packing of the unit ball $B(0,1)$ of \mathbb{R}^n , $n=2,3$, in which the balls are pressed against each other to form small circular contact areas where a perfect adhesion occurs on thinner circular zones. We use Γ -convergence methods in order to study the asymptotic behavior of the structure with respect to a vanishing parameter describing the thickness of the perfect contact areas between balls. We derive a contact law on the fractal interface obtained by removing the Apollonian network of balls from $B(0,1)$.

Mots-clés: Package Apollonien, matériaux élastiques, couches limites, Γ -convergence, lois de contact.

Introduction :

Les matériaux granulaires sont constitués de grains en contact. Ils sont omniprésents dans la nature (avalanches, coulées de boue, failles naturelles, sable et dunes, sols, etc.), et sont d'une grande importance dans de nombreux processus industriels (préparation des médicaments, fabrication de bétons, peintures, etc.).

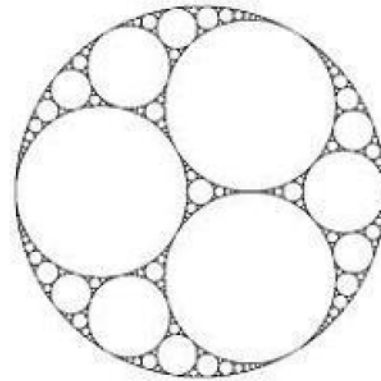
Dû à leur nature discontinue et hétérogène, le comportement de tels matériaux est complexe et leur modélisation est particulièrement difficile. Plusieurs modèles ont été proposés dans la littérature, cependant certains phénomènes physiques ne sont pas encore pris en compte (localisation des contraintes dans les bandes de cisaillement, phénomène de couches limites, etc.).

Les propriétés macroscopiques des matériaux granulaires sont clairement liées à leurs structures de base, aux propriétés de leurs constituants, et aux interactions entre les grains. Il paraît donc d'un grand intérêt de déduire le comportement global de tels matériaux à partir des propriétés locales.

Objectif :

L'objectif de ce travail est d'étudier les propriétés macroscopiques d'un milieu granulaire dense constitué de grains élastiques en contact parfait le long de zones microscopiques localisées sur leurs interfaces communes. Nous supposons que le matériau granulaire consiste en un package dense de boules élastiques obtenu en remplissant le vide entre les grandes particules par d'autres plus petites. Plus précisément nous considérons un package Apollonien

régulier de la boule unité $\Omega = B(0, 1)$ de \mathbb{R}^n , $n = 2; 3$, par un réseau de boules $\{B_k\}_{k=1}^\infty$ (voir figure ci-dessous).



Exemple de package Apollonien.

L'ensemble Λ obtenu en retirant de $\bar{\Omega}$ les boules $\{B_k\}_{k=1}^\infty$ a une géométrie fractale de dimension d ($d \sim 1.30568$ pour $n=2$ et $d \sim 2.47$ pour $n=3$). Nous supposons que les boules $\{B_k\}_{k=1}^\infty$ soient occupées par un matériau élastique linéaire homogène et isotrope dont le tenseur de déformation donné par

$$e(u) = (e_{ij}(u))_{i,j=1,\dots,n} \text{ avec } e_{ij}(u) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$$

est lié au tenseur des contraintes $(\sigma_{ij})_{i,j=1,\dots,n}$ par la loi de Hooke :

$$\sigma_{ij}(v) = \lambda e_{kk}(v) \delta_{ij} + 2\mu e_{ij}(v) ; \quad i, j = 1, 2, 3$$

où $\mu > 0$ et $\lambda \geq 0$ sont les constantes de Lamé du matériau et $(\delta_{ij})_{i,j=1,\dots,n}$ est le tenseur de Kronecker avec

$$\begin{cases} \delta_{ij} = 1 & \text{si } i = j \\ \delta_{ij} = 0 & \text{si } i \neq j \end{cases}$$

Nous supposons que les boules $\{B_k\}_{k=1}^\infty$ soient (grâce à la loi de Hertz pour des boules élastiques appuyées l'une sur l'autre) légèrement aplaties au voisinage de leurs points de contact pour former une suite de disques suivant lesquels un contact parfait se produit (à une échelle réduite) le long de disques de rayons plus petits.

On suppose que Ω soit fixé sur son bord $\partial\Omega$ et que les boules tangentes à $\partial\Omega$ soient légèrement aplaties contre (le mur rigide) $\partial\Omega$. Nous étudions l'analyse asymptotique, utilisant les méthodes de Γ -convergence, de la structure en faisant tendre vers 0 le paramètre décrivant la taille des zones microscopiques de contact parfait entre les boules. Nous obtenons à la limite l'énergie potentielle du réseau de boules élastiques $\{B_k\}_{k=1}^\infty$ en contact sur leur interface fractale $\Sigma = \Omega \cap \Lambda$.

Cas $n=2$:

À partir de n'importe quelle configuration de trois cercles mutuellement tangents, on peut construire un package Apollonien récursive. Le nouveau cercle ajouté à chaque étape peut être obtenu en utilisant des transformations homographiques complexes appelées transformations de Möbius.

Nous montrons dans ce cas que l'énergie potentielle élastique de la structure est donnée par

$$F_{1,c}(u) = \begin{cases} \int_{\bigcup_{k=1}^{\infty} B_k} \sigma(u).e(u)dx \\ + \frac{4\mu\pi c}{h^d(\Lambda)(1+\kappa)(\ln 2)^2} \int_{\Sigma} [u]_{\Sigma}^2 dh^d(s) & \text{si } u \in H_{\Gamma}^1(\bigcup_{k=1}^{\infty} B_k, R^2) \\ +\infty & \text{si non} \end{cases}$$

où $[u]_{\Sigma}$ est le saut du déplacement u à travers l'interface Σ , c est une constante positive liée simultanément à l'échelle microscopique des surfaces de contact parfait et à la taille des grains, $\kappa = \frac{3\mu + \lambda}{\mu + \lambda}$ est une

constante matérielle, h^d est la mesure d-dimensionnelle de Hausdorff, et $H_{\Gamma}^1(\bigcup_{k=1}^{\infty} B_k, R^n)$ est l'espace de Sobolev défini par

$$H_{\Gamma}^1(\bigcup_{k=1}^{\infty} B_k, R^n) = \left\{ H^1(\bigcup_{k=1}^{\infty} B_k, R^n); v = 0 \text{ sur } \Gamma \right\}.$$

Cas n = 3 :

Le principe de construction d'un package Apollonien de sphères en dimension 3 est similaire à celui d'un package Apollonien de cercles en dimension 2.

Nous montrons dans cette partie que l'énergie potentielle élastique de la structure est donnée par

$$F_{1,c}(u) = \begin{cases} \int_{\bigcup_{k=1}^{\infty} B_k} \sigma(u).e(u)dx \\ + \frac{c}{h^d(\Lambda)} \int_{\Sigma} A[u]_{\Sigma} \cdot [u]_{\Sigma} dh^d(s) & \text{si } u \in H_{\Gamma}^1(\bigcup_{k=1}^{\infty} B_k, R^3) \\ +\infty & \text{si non} \end{cases}$$

où A est la matrice définie par

$$A(s) = R^{-1}(s) \begin{pmatrix} \frac{3\mu}{3+\kappa} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3\mu}{3+\kappa} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{2\mu}{3+\kappa} \end{pmatrix} R(s),$$

où, pour tout $s \in \Sigma$, $R(s) = (\alpha_{ml}(s))_{m,l=1,2,3}$ est une matrice de rotation avec

$$\begin{cases} \alpha_{11} = \cos \theta_1 \cos \theta_2 - \sin \theta_1 \sin \theta_2 \cos \theta_3, & \alpha_{23} = \cos \theta_1 \sin \theta_3, \\ \alpha_{12} = \cos \theta_1 \sin \theta_2 + \sin \theta_1 \cos \theta_2 \cos \theta_3, & \alpha_{31} = \sin \theta_2 \sin \theta_3, \\ \alpha_{13} = \sin \theta_1 \sin \theta_3, & \alpha_{32} = -\cos \theta_2 \sin \theta_3, \\ \alpha_{21} = -\sin \theta_1 \cos \theta_2 - \cos \theta_1 \sin \theta_2 \cos \theta_3, & \alpha_{33} = \cos \theta_3, \\ \alpha_{22} = -\sin \theta_1 \sin \theta_2 + \cos \theta_1 \cos \theta_2 \cos \theta_3, \end{cases}$$

$\theta_m = \theta_m(s)$; $m = 1, 2, 3$, sont les angles d'Euler qui permettent de passer du référentiel fixe $Oxyz$ au référentiel lié au solide en s .

Le problème de contact parfait sur des inclusions de faibles dimensions situées sur une zone fractale Σ qui sépare deux ouverts connexes, constitués par des matériaux élastiques, a été étudié dans [11]. L'énergie limite contient un terme supplémentaire de la forme

$$\int_{\Sigma} a_{ij} [u_i]_{\Sigma} [u_j]_{\Sigma} dh^d,$$

où $(a_{ij})_{i,j=1,\dots,n}$ est une matrice symétrique définie positive des fonctions de Borel de Σ dans $[0, +\infty]$.

References :

[1] R.M. Baram, H. J. Herrmann, N. Rivier, *Space filling bearings in three dimensions*, Phys. Rev. Lett. Vol. 92, No. 4, (2004) 04430.
 [2] R.M. Baram, H. J. Herrmann, *Self-similar space filling packings in three dimensions*, Fractals, Vol. 12, No. 3, (2004) 293-301.
 [3] M. Borkovec, W. De Paris, R. Peikert, *The fractal dimension of the Apollonian sphere packing*, Fractals, Vol2, N4, (1994) 521-526.
 [4] D.W. Boyd, *The residual set dimension of Apollonian packing*, Mathematika 20, (1973) 170-174.
 [5] D.W. Boyd, *An algorithm for generating the sphere coordinates in a three dimensional osculatory packing*, Math. Comp. 27 (122), (1973) 369-377.
 [6] D.W. Boyd, *The sequence of radii of the Apollonian packing*, Math. Comp. 39 (159), (1982) 249-254.
 [7] K. Falconer, *Techniques in fractal geometry*, J. Wiley and sons, Chichester, 1997.
 [8] H.J. Herrmann, G. Mantica, D. Bessis, *Space filling bearings*, Phys. Rev. Lett, Vol. 65, N. 26, (1990) 3223-3226
 [9] H. Hertz, *on the contact of elastic solids* (Über die berührung fester elastic cher körper), J. Rein. Angew. Math. 92 (1882) 156-171.
 [10] A. Jonsson, H. Wallin, *Boundary value problems and Brownian motion on fractals*, Chaos Soli. Frac., 8, N 2, (1997) 191-205.
 [11] M. El Jarroudi, A. Brillard, *Asymptotic behaviour of contact problems between two elastic materials through a fractal interface*, J. Math. Pures Appl. 89, (2008) 505.521.

CREEP IMPACT ON THE ASPHALTIC UPSTREAM MASK BEHAVIOUR IN EARTH DAMS

RACHID MEHADDENE¹, KAMAL GHOULEM², MOHAMED KADRI³

¹ Laboratoire LGEA, Université Mouloud Mammeri, Tizi-Ouzou 15000 **Algeria**
rmehaddene@yahoo.fr

Laboratoire LGEA, Université Mouloud Mammeri, Tizi-Ouzou 15000 **Algeria**

³ Laboratoire LGEA, Université M'hamed Bouguera, Bumerdes 35000 **Algeria**

Abstract

Asphalt concrete occupies an important role in the field of construction such as roads, waterproof bodies in earth dams and canals, etc... This type of construction is subject to long-term effects of creep and shear. Knowledge of delayed deformation (creep, thermal shrinkage and swelling) of asphalt concrete which constitutes the essential waterproof element is of paramount importance in predicting the behavior of these bodies in the long term to avoid risks related to the phenomenon of infiltration in earth dams. The research conducted on creep in recent years have greatly contributed to the improvement of knowledge in this area and led to the establishment of representative models.

This study aims to determine the long term deformations (creep) of the sealing elements in dams, commonly called upstream mask. It consists of a layer of asphalt concrete 30 cm thick, composed of crushed gravel 3/8 and 8/15 (40%), sand 0/3 (45%) and bitumen ranks 35 / 50. The calculation of deformations (ε_{cr}) and displacements (UY) due to primary and secondary creep for static loading with a duration of 20,000 hours is done using a time hardening model and the computer code ANSYS.

To do this, we modeled a portion of the upstream face like a beam of 60 m long, 1 m wide, and 0.3 m thick subjected to increasing hydrostatic loading from 0 to 6.35 MPa at temperatures ranging from 17°C to 45°C.

The obtained curves of deformations and displacements obtained show that the effect of creep increases with increasing load and temperature.

Key words: asphaltic concrete, upstream mask, creep, Ansys, strain.

MODELING AND SIMULATION OF THE MECHANICAL RESPONSE OF THE CANTILEVER

N. MEDJAHDI¹, N. BENMOUSSA²,

Unité de Recherche Matériaux et Energies Renouvelables. URMER, University of Tlemcen-Algeria
medj_nadj77@yahoo.fr, nasreddinebenmoussa@yahoo.fr,

Abstract: In this work, we need to establish a mathematical model that describes the mechanical behavior of cantilever beam. This study is divided into two parts: initially we introduce theoretical approach in order to determine the deflection of the cantilever and the stresses induced in by a force applied at the free end of this cantilever. Finally, results are compared with those obtained by a software ANSYS using finite element analysis.

Key words: Cantilever, Force, Moment, Deflection, Stress

I. Introduction:

The invention of scanning force microscopy (SFM) by Binnig et al. in 1986[1] was a first bridge between microscopy and micromechanics. SFM measures the small forces acting on a sharp tip at the apex of a thin beam clamped at one side: the cantilever.

In this review, we propose to model and simulate the mechanical behavior of the cantilever and to deduce its mechanical response.

We will finish this part by a simulation using the Finite Element Method which will enable us to obtain the deformation and the stress repartition according to the force applied at the free end of the cantilever.

Study of the Mechanical Behavior of the cantilever:

Figure 1 shows the geometry of a rectangular-section cantilever:

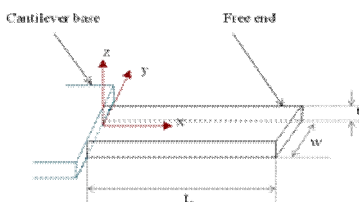


Fig. 1 A Schematic diagram of rectangular-section cantilever

Description of the Neutral Axis of the Cantilever:

The stresses acting on an element of the cantilever depend on his position compared to the neutral axis. Indeed, at the time of the bending of the cantilever to the bottom, all elements being under the neutral axis will work in compression ($\sigma_1 < 0$) whereas all those being above work in longitudinal extension ($\sigma_1 > 0$).

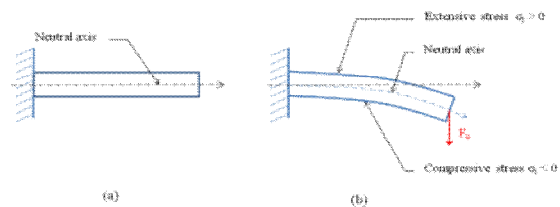


Fig. 2: 1D representation of the cantilever: (A) in rest - (b) after application of F_z .

Moment of Inertia of the Cantilever:

The moment of inertia (expressed with m^4) of the cantilever is a purely geometrical value and is given by the following relation [2]:

$$I_x = \int_S z^2 \cdot dA = \int_0^1 \int_{-t/2}^{t/2} z^2 dz \cdot dy \quad (1)$$

The integration in equation (1) yields:

$$I_x = \frac{w \cdot t^3}{12} \quad (2)$$

Bending Moment:

If the load is specific and applied at the free end of the cantilever (Fig. 3), the bending moment (noted $M_x(x)$ expressed in N.m) can be written according to W.C.Young [3]:

$$M_x(x) = (L - x) \cdot F_z \quad (3)$$

III. Cantilever Flex under Force Applied:

Under a specific force F_z applied (fig. 3) - according to (Oz) direction - at a distance h of the free end of the cantilever, this last becomes deformed in each point.

In all that follows, we will neglect h in front of L.

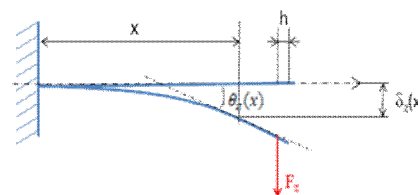


Fig. 3: A Schematic diagram of cantilever Flex under F_z . The radius of curvature of the structure in each x point, is given by [2]:

$$\frac{1}{r} = \frac{M_x(x)}{E \cdot J_x} \quad (4)$$

The effective Young's modulus \hat{E} , is given by:

$$\hat{E} = E / (1 - \nu^2) \quad (5)$$

Where:

E is the Young's modulus and ν the Poisson's ratio of material

On the other hand, the radius of curvature R, according to the displacement $\delta_z(x)$ is given by:

$$\frac{1}{r} = \frac{\frac{\partial^2 \delta_z(x)}{\partial x^2}}{\left[1 + \left(\frac{\partial \delta_z(x)}{\partial x}\right)^2\right]^{3/2}} \quad (6)$$

Equating the two expressions (4) and (6) and assuming a small curvature, leads to the equation of bending of the cantilever:

$$\frac{\partial^4 \delta_z(x)}{\partial x^4} = \frac{M_z(x)}{E I_z} \quad (7)$$

Displacement:

The clamping of the cantilever imposes the following boundary conditions:

$$\begin{cases} \delta_z(x=0) = 0 \\ \delta_z'(x=0) = 0 \end{cases}$$

$$\delta_z''(x=L) = 0 \text{ [car } M(x=L) = 0 \text{]}$$

By solving the equation (7), we can get the flex δ_z at any point of the cantilever, which is given by:

$$\delta_z(x) = \frac{x^3 \cdot (3L-x)}{6 E I_z} \cdot F_z \quad (8)$$

At the free end of the cantilever, where $x = L$, the displacement is:

$$\delta_{z_{max}} = \delta(x=L) = \frac{L^3}{3 E I_z} \cdot F_z \quad (9)$$

Linear Spring Constant :

The cantilever linear spring constant, K_z , is defined as the ratio of the force applied at the free end to the resultant displacement at $x = L$,

$$K_z = \left| \frac{F_z}{\delta_z(L)} \right| = \frac{E \cdot w \cdot t^3}{4 \cdot L^3} \quad (10)$$

III. Simulations with Finite Elements and Modeling of the Mechanical Behavior of the Cantilever - use of ANSYS - :

We have carried out a digital simulation by using ANSYS for various forces applied at the free end of a Silicon microcantilever (used in atomic force microscopy). These characteristics are [4]:

Geometrical Parameters:

L = 400 μ m,
w = 100 μ m

t = 1 μ m

Mechanical Parameters:

E = 169 GPa
 $\nu = 0,064$

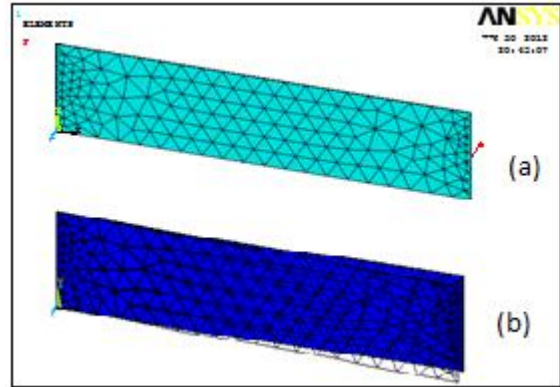


Fig. 4:3D Representation of a Cantilever with 5 μ m Size Element edge length.(a)- before applied Force.(b)- After applied force

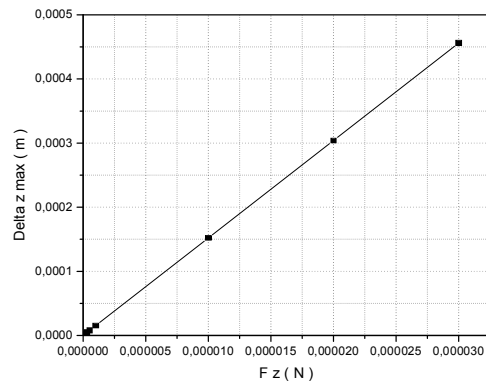


Fig. 5: Maximum displacement as a Function of applied force

The study of the mechanical behavior of the cantilever shows that these results depend on the value of the force applied.

- Linear Spring Constant:

	<i>Theoretically</i>	<i>By simulation</i>
K_z(N/m)	0,066	0,0657

Table 1: Comparison of the theoretical values and by simulation of the linear spring constant

Table 1 indicates that, for the linear spring constant, we have a good agreement between the theoretical results and by simulation with Ansys.

Stress Repartition:

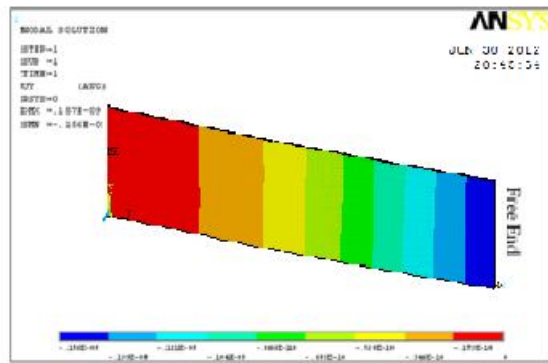
Figure 10 is an example of the results obtained for an applied force of -100 nN. The deflection induced by this force is represented on the 10a figure. As for the stress, they are represented on the 10b and 10c figures.

G.Binnig, C. F. Quate, and C. Gerber, Phys.Rev. Lett. 56, 930(1986).

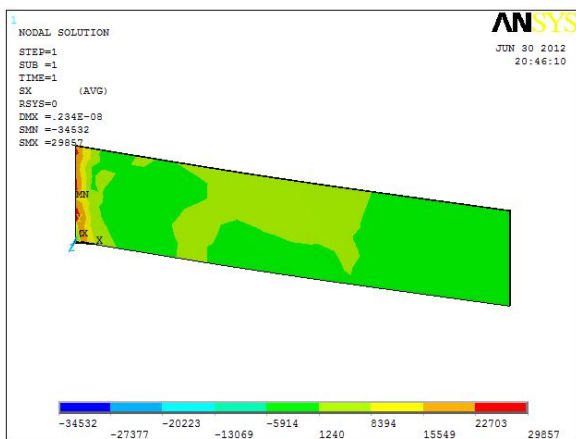
Matthieu Guirardel (2003)"Conception, Realization and characterization of Micromechanical Silicon biosensors with integrated piezoelectric actuation: detection of the adsorption of gold nanoparticles". Doctoral Thesis of the University of Paul Sabatier – Toulouse III.

Dror Sarid (2007)"Exploring scanning probe microscopy with Mathematica". Second Revised and Enlarged Edition,.

N.Medjahdi, N.Benmoussa, B.Benyoucef (2011) "Modeling, Simulation and Optimization of the Mechanical Response of micromechanical Silicon Cantilever". CSM8 & ISM5; Lebanon 2012.



(a)



(b)

Fig. 6: Results of simulations on a rectangular cantilever of 400 μm length, 100 μm of width and 1 μm thickness.(a) Flex of the cantilever for $F_z = -100 \text{ nN}$. (b) stress repartition of the cantilever.

Figure 6-b shows that the stress is maximal on the level of the fixed part of the cantilever.

Conclusion:

In this work we have study the mechanical response of the cantilever. By modeling the mechanical behavior of cantilever theoretically and by simulation with the software ANSYS, we based on the linear spring constant and the stress repartition. The study of the stress repartition shows that the maximum is located at a rigid part of a cantilever.

In conclusion, this paper has demonstrated that it is possible to model, with good precision, the mechanical behavior of the cantilever.

The resolution of this model gives results which are in good accuracy with those obtained by numerical method.

Acknowledgements:

This work was supported by the Research Links of Materials and Renewable Energies - Tlemcen University.

References:

MATERIAL OPTIMIZATION FOR SPINDLE OF MACHINE TOOLS

S. GOUASMI⁽¹⁾, B. MERZOUG⁽²⁾, L. KHERREDINE⁽³⁾, G. ABBA⁽⁴⁾

(1), (2), (3) Département Genie Mécanique, Université Badji Mokhtar-Annaba, BP 12, Annaba 23000

(4) Laboratoire Genie Industriel et de Production Mécanique, ENIM, Metz, France

Résumé / Abstract: Spindles are rotating drive shafts that serve as axes for cutting tools or hold cutting instruments in machine tools. Spindles are essential in machine tools and in manufacturing because they are used to make both parts and the tools that make parts, which in turn strongly influence production rates and parts quality. Spindles play a vital role in the quality of the final product and enhance the overall productivity and efficiency of the machine tool itself. During the development of the machine tool, the spindle which by definition is a rotating shaft receiving and transmitting to the work piece or the cutting tool the rotational movement, must be designed according to certain optimal parameters to be able to ensure the precision required. This paper is a contribution which may help in choosing the proper **material** of a spindle of machine tool.

Keywords: Radial beating; Spindle; Machine tools; Stiffness.

Introduction

Usually, the material choice is made according to economical, technological, functional, and availability considerations, etc. Working stress being known, one then dimensions the part in such a way that it resists to the imposed loads.

In our case the problem arises differently: dimensions are imposed by the calculation of precision and required rigidity but without taking into account the matter implemented. The loads to which the spindle is subjected not being able to modify dimensions, it is nevertheless necessary to guarantee volumetric as well as superficial resistance of the spindle. In order to achieve that it is necessary to determine the maximum equivalent stress the spindle undergoes as shown in Fig. 1. Once this one calculated, it will remain no more than choosing a material whose resistance is higher than that evaluated previously. Our goal will be attained when the chosen criterion of resistance is satisfied [1], [2].

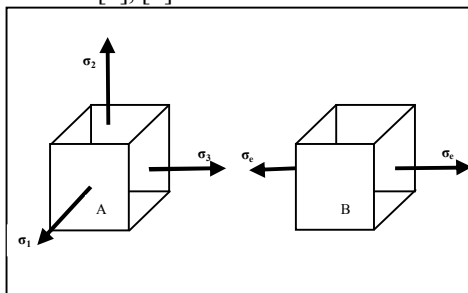


Fig. 1: Comparison between Tridimensional and simple state of stress

Determination of the stresses

We are in the general case of loading, since in the cross-section under consideration (bearing C) Fig. 2, there is a simultaneous action of simple bending, torsion and compression in addition to the radial and tangential stresses due to rotation.

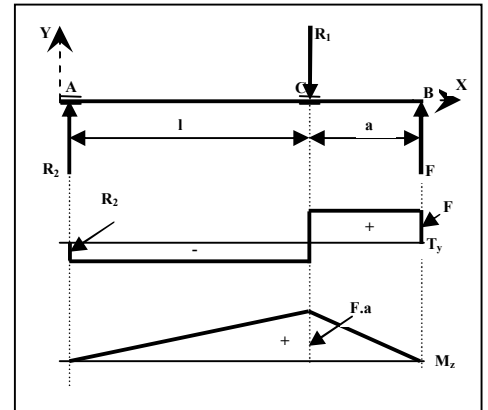


Fig. 2: Shear and moment diagrams respectively

Bending and compression

$$\sigma_f = \pm \frac{M_z \cdot y}{I_z} - \frac{4F_a}{\pi \cdot (D^2 - d^2)}$$

σ_f = stress at a critical point in tension or compression due to a combination of bending and axial load, N/mm²

M_z = bending moment, Nmm

y = distance from neutral axis to outer surface, mm

I_z = axial moment of inertia of cross section, mm⁴

F_a = axial load, N

D, d = outer and inner diameter of cross section respectively, mm

$$\tau_f = \frac{T_y \cdot Q_z}{I_z \cdot b_y}$$

τ_f = transverse shear, N/mm²

T_y = transverse shear load on the cross section, N

b_y = width of the section containing the critical point, mm

Q_z = moment of the cross-sectional area under consideration, mm³

Stresses due to interference and rotation

We determine the value of these stresses at the location of bearing C by considering the fitted parts as thick-walled cylinders [3], as shown in Fig. 3 and superposing the stresses [1], [4] due to the pressure with those due to rotation.

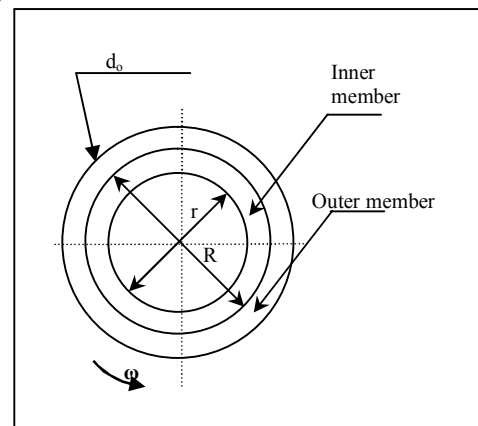


Fig. 3: Interference fits

Stresses due to pressure

$$(\sigma_r)_p = -\frac{p \cdot R^2}{R^2 - r^2} \left(1 - \frac{r^2}{r_1^2}\right)$$

σ_r = radial stress, N/mm²
 R = outer radius of the spindle at C, mm
 r = inner radius of the spindle at C, mm
 r_1 = distance from neutral axis to point of interest, mm

$$(\sigma_\theta)_p = -\frac{p \cdot R^2}{R^2 - r^2} \left(1 + \frac{r^2}{r_1^2}\right)$$

σ_θ = tangential stresses, N/mm²
 p = pressure at the contact surface, N/mm²
 The pressure at the contact surface may be calculated by the following equation [4]:

$$p = \frac{\delta}{d_c \left[\frac{d_c^2 + d_i^2}{E_i(d_c^2 - d_i^2)} + \frac{d_c^2 + d_o^2}{E_o(d_o^2 - d_i^2)} - \frac{\nu_i}{E_i} - \frac{\nu_o}{E_o} \right]}$$

δ = the total interference, mm
 d_c = outer diameter of of the spindle, mm
 d_i = inner diameter of of the spindle, mm
 d_o = outside diameter of outer member, mm
 E_i = modulus of elasticity of inner member, N/mm²
 E_o = modulus of elasticity of outer member, N/mm²
 ν_i = Poisson's ratio for inner member
 ν_o = Poisson's ratio for outer member

stresses due to rotation

$$(\sigma_r)_R = \frac{3+\nu}{8} \mu \omega^2 R^2 \left[\left(\frac{r}{R}\right)^2 + 1 - \left(\frac{r_1}{R}\right)^2 - \left(\frac{r}{r_1}\right)^2 \right]$$

ν = Poisson's ratio for inner member
 μ = masse density, Kg/mm³
 ω = speed of rotation for spindle, rad/s

$$(\sigma_\theta)_R = \frac{3+\nu}{8} \mu \omega^2 R^2 \left[\left(\frac{r}{R}\right)^2 + 1 - \left(\frac{1+3\nu}{3+\nu}\right) \left(\frac{r_1}{R}\right)^2 + \left(\frac{r}{r_1}\right)^2 \right]$$

Discussion

According to the Maximum principal stress theory [6] (Von Misès criterion), the material fails by yielding when the maximum principal stress exceeds the tensile yield strength, or the minimum principal stress exceeds the compressive yield strength. Although it is used in many types of software, this theory has some limitations. Furthermore, failure in ductile materials is fundamentally a shearing phenomenon, and one would therefore assume the failure criteria for such materials to rely upon shearing rather than tensile stresses. The maximum shear stress theory [5] (Tresca or Guest criterion in recognition of their contribution to its application), is an outgrowth of the experimental observation that a ductile material yields as a result of slip or shear along crystalline planes. This theory predicts that yielding will start when the maximum shear stress in the material equals the maximum shear stress at yielding in a simple tension test (for ductile material). If the point M ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) is out of the envelope of the threshold of Tresca shown in Fig. 4, yielding will occur. The stresses σ_1, σ_2 and σ_3 are called principal stresses and are shown in Fig.1 Good agreement with experiment has been realized for ductile materials.

Conclusion

From the viewpoint of mechanical design, it is imperative that some practical guides be available to predict yielding under the conditions of stress as they are likely to exist in service. To meet this need and to understand the basis of material failure, the maximum principal theory (Von Mises criterion) and the maximum shear stress theory (Tresca criterion) have been used. The latter seems to be more advantageous.

Numerical example:

let us suppose that the material used is the steel, for which $y_p = 270$ N/mm² and that, in the critical point, the stresses were evaluated as follows: $\sigma_x = 200$ N/mm², $\sigma_y = -100$ N/mm², $\sigma_z = 200$ N/mm² and $\tau_{xy} = 50$ N/mm².

See if a permanent deformation will take place in the point under consideration. In this example, we would obtain the following principal stresses: $\sigma_1 = 208$ N/mm², $\sigma_2 = -108$ N/mm², $\sigma_3 = 200$ N/mm².

According to Von Misès criterion, since none of these stresses reaches the value of y_p , one is carried to believe that failure will not occur in this part, which is not true. According to Tresca criterion, the point M ($\sigma_1 = 208$ N/mm², $\sigma_2 = -108$ N/mm², $\sigma_3 = 200$ N/mm² and $y_p = 270$ N/mm²) is located out of the envelope of the threshold of Tresca (Fig. 4), which indicates that failure will occur. The criterion of tresca predicts that this state of stress will produce failure in the material.

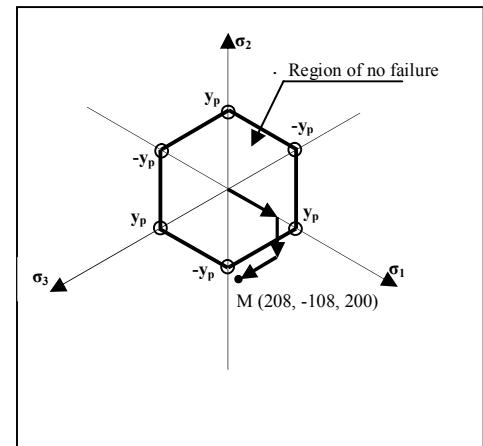


Fig. 4: graphical representation of Tresca criterion

References

- [1] Bazergui, A.; Bui-Quoc, T. ; Biron, A. ; McIntyre, G. ; Laberge, C. Resistance des materiaux, Edition de l'Ecole polytechnique de Montreal, 1985
- [2] Anissimov, A. Calcul des barres dans le cas de sollicitation composée (Partie 1-de RDM2), U.S.T.H.B, 1993
- [3] Fanchon, J.L. Guide de Mécanique Sciences et technologies industrielles, Nathan, 2001
- [4] Hall, A.S.; Holowenko, A.R.; Laughlin, H.G. Machine Design, McGraw-Hill, 1961
- [5] Ugural, A.C; Fenster, S.K. Advanced Strength and Applied Elasticity, Teaneck, New Jersey, 1975
- [6] Barthod, Ch ; Module SPM2A, Résistance des Matériaux, IUT Annecy, 2010-2011

THERMOELASTIC AND PYROELECTRIC COUPLINGS EFFECTS ON DYNAMICS AND ACTIVE CONTROL OF SMART PIEZOLAMINATED BEAM MODELED BY FINITE ELEMENT METHOD

M. SANBI¹, M. RAHMOUNE²
O. OUSSOUADDI² AND M. HATERBOUCH³

¹ENSA Tétouan, Université A. Essaâdi, Maroc.

²EST Meknès, Université Moulay Ismaïl, Maroc.

³FST Errachidia, Université Moulay Ismaïl, Maroc.

Abstract: The present paper investigates the influence of the thermal and pyro-electric coupling on the dynamic behavior of the flexible composite piezo-laminated beam and on the control procedure by application of thermal gradient between the faces of the beam. The structure is modelled by FE method where we look for the effects of changes in temperature and position sensor on quality control by varying the sensor position and also if there is a decrease in the control quality when it is applied after the start of vibration of the beam.

1. INTRODUCTION

In this study, we consider a structure consisting of a cantilever composite piezo-laminated beam with shear thermo-piezoelectric layers (actuator or sensor) and a rigid foam both placed at the core of the structure and sandwiched between two relatively thick Al layers. The foam is introduced to fill the space between Al layers in order to obtain a compact structure. To obtain a better coupling between the main structure and piezoelectric layers, the center layers (thermo-piezoelectric + foam) are considered perfectly bonded. Thickness, mass and stiffness of the adhesive are considered negligible. The beam is devised in n nodes FE where the actuator is fixed at the FE1 while the sensor occupies successively the others FEs. The physical, piezoelectric, pyroelectric and thermal characteristics of the used beam and thermo-piezoelectric elements (sensor and actuator) are supposed known.

2. BASIC EQUATIONS AND FINITE ELEMENT (FE) FORMULATION

The linear constitutive equations for thermo-piezoelectric materials are given by:

$$\begin{cases} \{\sigma\} &= [C^E]\{\varepsilon\} - [e]\{E\} - [\lambda]\{\theta\} \\ \{D\} &= [e^T]\{\varepsilon\} - [c]\{E\} + [p]\{\theta\} \\ \{s\} &= [\lambda]^T\{\varepsilon\} + [p]^T\{E\} + [\tilde{\alpha}]\{\theta\} \end{cases} \quad (1)$$

where σ is the stress tensor, $\{D\}$ the electric displacement vector, $\{\theta\}$ temperature, $\{s\}$ the entropy, and $\{E\}$ the electric field, $\{\varepsilon\}$ is the strain tensor, $[C^E]$ the elastic constants at constant electric field, $[e]$ the piezoelectric stress coefficient, $[c]$ the dielectric tensor at constant mechanical strain, $[\lambda]$ the thermo elastic tensor, $[p]$ the pyroelectric tensor, and α is the thermal expansion. The

Hamilton's principle is employed here to derive the FE equations.

$$\int_{t_1}^{t_2} [\delta(T - U + W_e - W_{th}) + \delta W] dt = 0 \quad (2)$$

The total kinetic energy T and the potential energy U of the composite beam are described by the following relations:

$$\delta T = (I_1 \dot{u} + I_2 \dot{\theta}) \delta \dot{u} + I_1 \dot{w} \delta \dot{w} + (I_2 \dot{u} + I_3 \dot{\theta}) \delta \dot{\theta} \quad (3)$$

$$\delta U = N_x \left(\frac{\partial \delta U}{\partial x} \right) + M_x \left(\frac{\partial \delta \theta}{\partial x} \right) + Q_{xx} \left(\theta + \frac{\partial \delta w}{\partial x} \right) \quad (4)$$

The work done by electrical forces, thermal forces and the element virtual works done by applied surface forces f_A are given by:

$$\begin{aligned} \delta W_e &= \{E\}^T \{D\} + \{p\} \{\theta\} \\ \delta W_{th} &= \{\varepsilon\}^T \{\lambda\} \{\theta\} \\ \delta W &= \{\delta q\}^T \{f_A\} - \delta \Phi \sigma_q \end{aligned}$$

The mass moment's characteristics of the cross-section of the beam are defined as:

$$(I_1, I_2, I_3) = c \int_{-h_1}^{h_2} \rho_b(1, z, z^2) dz \quad (5)$$

with ρ_b and h are the mass density and the thickness of the total structure, respectively. The displacements are written as:

$$u(x, z) = u_0(x) + z\theta(x, t), \quad w(x, z) = w_0(x) \quad (6)$$

Where u_0 , $w_0(x)$ and $\theta(x)$ are the axial, transverse midplane displacements and y -rotation, respectively. The normal's and transverse components of strain are:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{\partial u_0}{\partial x} + z \frac{\partial \theta}{\partial x}, \quad \varepsilon_z = 0 \\ \gamma_{xz} &= \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial w_0}{\partial x} = \left(\theta + \frac{\partial w_0}{\partial x} \right) \end{aligned} \quad (7)$$

The beam constitutive equations can be written as:

$$\begin{bmatrix} N_x \\ M_x \\ Q_{xz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & B_{11} & 0 \\ B_{11} & D_{11} & 0 \\ 0 & 0 & A_{55} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial \theta}{\partial x} \\ \theta + \frac{\partial w_0}{\partial x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{11} & F_{11} & G_{55} \end{bmatrix}^T \quad (8)$$

Where

$$\begin{aligned} N_x &= \int_{-h/2}^{h/2} c \sigma_x dz, \quad M_x = \int_{-h/2}^{h/2} c \sigma_x z dz \\ Q_{xz} &= \int_{-h/2}^{h/2} c \tau_{xz} dz \end{aligned} \quad (9)$$

With

$$\begin{aligned} A_{11} &= c \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{11})_k (z_k - z_{k-1}) \\ B_{11} &= \frac{c}{2} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{11})_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \\ D_{11} &= \frac{c}{3} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{11})_k (z_k^3 - z_{k-1}^3) \\ A_{55} &= c \mathbf{K} \sum_{k=1}^n (\bar{Q}_{55})_k (z_k - z_{k-1}) \end{aligned} \quad (10)$$

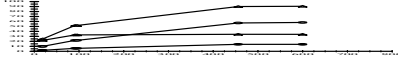
where z_k being the distance of the k^{th} layer relative to the x -axis, n is the number of layers, \mathbf{K} is the correction shear deformation factor generally taken to be $\frac{5}{6}$ and \bar{Q}_{11} , \bar{Q}_{55} are

calculated based on the physical properties of piezoelectric material as :

$$\bar{Q}_{11} = Q_{11} \cos^4 \lambda + Q_{22} \sin^4 \lambda + 2(Q_{12} + Q_{66}) \sin^2 \lambda \cos^2 \lambda \quad (11)$$

$$\bar{Q}_{55} = G_{13} \cos^2 \lambda + G_{23} \sin^2 \lambda \quad (12)$$

The angle λ is the angle between the direction of the fibers and the longitudinal axis of the beam. The physical constants Q_{11}, Q_{66} relative to the foam, Al and the piezoelectric material are:



$$Q_{12} = \frac{\nu_{12} E_{11}}{1 - \nu_{12} \nu_{21}}, \quad Q_{66} = G_{12}, \quad \frac{\nu_{12}}{E_{11}} = \frac{\nu_{21}}{E_{22}}$$

where ν is the Poisson coefficient and G is the rigidity transverse modulus. Respectively, E_{11}, F_{11} et G_{55} are the induced piezoelectric axial force, bending moment of the actuator and the shear strength given by :

$$\begin{aligned} E_{11} &= c \sum_{k=1}^{n_a} (\bar{Q}_{11})_k^a V^k(x, t) d_{31}^k \\ F_{11} &= \frac{c}{2} \sum_{k=1}^{n_a} (\bar{Q}_{11})_k^a V^k(x, t) d_{31}^k (z_{k+}^a - z_{k-}^a) \\ G_{55} &= c \sum_{k=1}^{n_a} (\bar{Q}_{55})_k^a V^k(x, t) d_{15}^k \end{aligned} \quad (13)$$

Here, $E_{11} = F_{11} = 0$ since the piezoelectric layers are polarized longitudinally. $V^k(x, t)$ is the applied voltage to the k^{th} actuator with thickness $(z_{k+}^a - z_{k-}^a)$ and piezoelectric constants d_{31}^k and d_{15}^k . N_a is the number of actuators.

$$\{[u], [w], [\theta]\} = \{[N_u], [N_w], [N_\theta]\} \{q\} \quad (14)$$

Where $q = [u_1 \ w_1 \ \theta_1 \ u_2 \ w_2 \ \theta_2]^T$ is the vector of nodal displacements. $[N_u], [N_w], [N_\theta]$ are the mode shape functions due to the axial, transverse displacements and to slop, which are defined as:

$$[N_u] = [N_1 \ N_2 \ N_3 \ N_4 \ N_5 \ N_6] \quad (15)$$

$$[N_w] = [N_7 \ N_8 \ N_9 \ N_{10}] \quad (16)$$

$$[N_\theta] = [N_{11} \ N_{12} \ N_{13} \ N_{14}] \quad (17)$$

The inertial forces vector \mathbb{N} can be written as:

$$\mathbb{N} = \begin{bmatrix} N_1 & N_2 & N_3 & N_4 & N_5 & N_6 \\ 0 & N_7 & N_8 & 0 & N_9 & N_{10} \\ 0 & N_{11} & N_{12} & 0 & N_{13} & N_{14} \end{bmatrix} \{q\} \quad (18)$$

The mass matrix of the beam element is given by:

$$[M^b] = \int_0^{l_b} [\mathbb{N}]^T [I] [\mathbb{N}] dx \quad (19)$$

$$I = \begin{bmatrix} I_1 & 0 & I_2 \\ 0 & I_1 & 0 \\ I_2 & 0 & I_3 \end{bmatrix} \quad (20)$$

I is the inertia matrix. Similarly, the stiffness matrix of the beam element can be written as:

$$[K^b] = \int_0^{l_b} [\mathbf{B}]^T [\mathbf{D}] [\mathbf{B}] A_b dx \quad (21)$$

where A_b is the area of cross section of the beam element and

$$\mathbf{B} = \frac{d\mathbf{N}}{dx}, \quad \mathbf{D} = \begin{bmatrix} A_{11} & B_{11} & 0 \\ B_{11} & B_{11} & 0 \\ 0 & 0 & A_{55} \end{bmatrix} \quad (22)$$

The mass and stiffness element matrices of the piezoelectric element are obtained in the same manner respecting the physical characteristics of the material. The mass and stiffness of the FEs which together contain the element of the beam and the piezoelectric element are given by:

$$M = M^p + 2M^b \text{ et } K = K^p + 2K^b$$

The sensor output voltage, due to thermal and mechanical deformations and temperature (pyroelectric effect) can be written as:

$$V^s(t) = S^T \dot{q} + p \dot{\theta} \quad (23)$$

Where

$$S^T = \frac{6c\eta}{-12\eta + l_b^2} G_c \{e_{15} [0 \ 2 \ -l_p \ 0 \ -2 \ l_p]\} \text{ and}$$

l_b is the beam element length which is equal to piezoelectric element length η is the control gain, e_{15} is the pyroelectric constant and η is a constant given by:

$$\eta = \frac{6c\eta}{-12\eta + l_b^2} \quad (24)$$

the control force developed by the thermo-piezoelectric actuator is written as :

$$\mathbf{f}_{ctrl} = \mathbb{G} d_{15} \bar{h} \int_0^{l_p} N_\theta dx V^a(t) = \mathbf{h} V^a(t) \quad (25)$$

with \mathbb{G} is the transverse module, $\bar{h} = \frac{(h_a + h_b)}{2}$ the distance between neutral axes of the beam and the thermopiezoelectric layer, N_θ is the shape function of rotations and $V^a(t)$ is the actuator input voltage. Similarly, the force due to thermoelastic and pyroelectric couplings \mathbf{f}_{eth} and \mathbf{f}_{pth} are given by:

$$\mathbf{f}_{eth} = \int N_\theta^T [\lambda] N_\theta dA, \quad \mathbf{f}_{pth} = \int N_\theta^T [p] N_\theta dA \quad (26)$$

with λ is thermal shape function, p the thermoelastic tensor and $[p]$ is pyroelectric tensor. If an external force \mathbf{f}_{ext} is applied, the total force acting on the beam is:

$$\mathbf{f}^t = \mathbf{f}_{ext} + \mathbf{f}_{ctrl} + \mathbf{f}_{eth} + \mathbf{f}_{pth} \quad (27)$$

Therefore, the equation of motion can be written as:

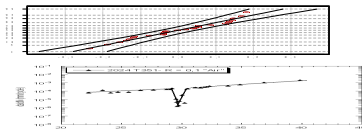
$$M^* \dot{g} + C^* \dot{g} + K^* g = \mathbf{f}_{ext}^* + \mathbf{f}_{ctrl}^* + \mathbf{f}_{eth}^* + \mathbf{f}_{pth}^* \quad (28)$$

where M^*, K^*, C^* and g are the generalized mass, stiffness, damping matrices and generalized displacement. The above equation can be transformed in state space model as:

$$\begin{aligned} \dot{x} &= Ax(t) + Bu(t) + Er(t) + E^{th} \\ y(t) &= C^T x(t) + Du(t) \end{aligned} \quad (29)$$

With

$$A = \begin{bmatrix} 0 & I \\ -M^{*-1}K^* & -M^{*-1}C^* \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} 0 \\ M^{*-1}T^T h \end{bmatrix}$$



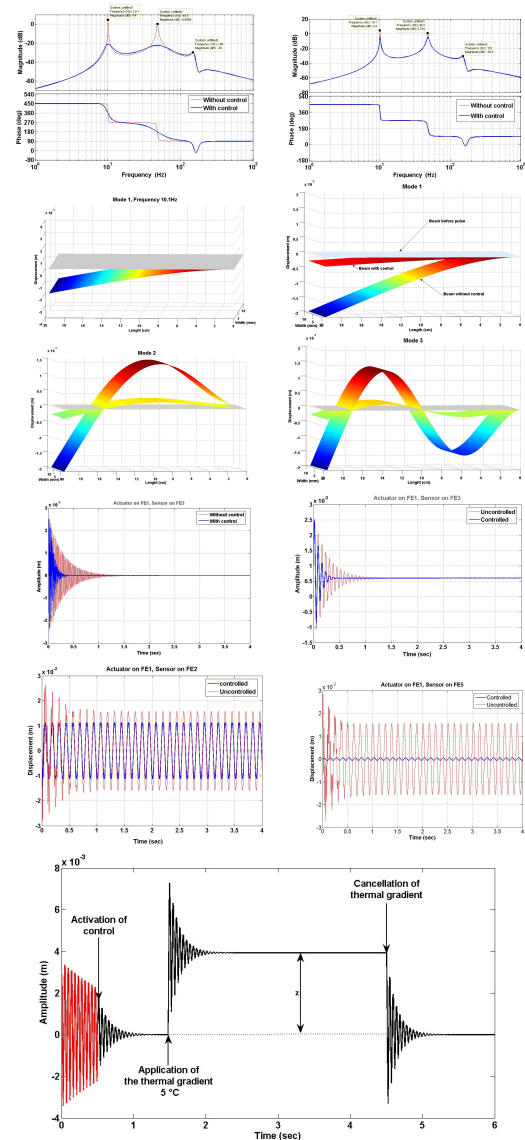
where Φ is the modal matrix $u(t)$ is the command vector and $r(t)$ is the external force vector.

3. CONCLUSION

Modeling by the FE method according to the theory of Timoshenko, of a cantilever piezolaminated composite beam with embedded thermo-piezoelectric element, is presented. The optimal control based on the method of LQG-Kalman is applied. The influence of the location of the sensor and of the application of thermal gradient on the effectiveness of control, is analyzed. In fact, our analysis shows that the more the sensor is near the free end of the beam, more the control is effective. This is due to the increase of the deformation amplitudes in the sensor, which affects the control voltage of the actuator. We have also shown that the application of control during the vibration of the structure does not diminish the control quality, i.e., the control can be applied at any time during the vibration of the beam. Moreover, the deformations produced by the sudden application of a thermal gradient can be controlled. We reported that the application of an intense thermal gradient, or of long duration, can infect the pyroelectric effect in the sensor or may deteriorate the polarization of the actuator.

REFERENCES

- [1] Manjunath T.C. and Bandyopadhyay B., *Control of vibrations in flexible smart structures using fast output sampling feedback technique*, I. J. of Computational Intelligence, **3(2)**, 127-141, 2006.
- [2] Abreu G.L.C.M., Ribeiro J.F. and Steffen V., *Finite Element Modeling of a Plate with Localized Piezoelectric Sensors and Actuators*, J. of the Braz.



Thème 3:
Matériaux solides et composites

CFRP CONFINEMENT EFFECTIVENESS ON THE BEHAVIOR OF REINFORCED CONCRETE HIGH SLENDER COLUMNS

Y. SI YOUCEF¹, S. AMZIANE², M. CHEMROUK³

¹Ecole Polytechnique d'Architecture et d'Urbanisme, Alger, youcefsiyoucef@gmail.com

²LAMI, Polytech' Clermont, Université Blaise Pascal, Aubière, France.

³Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumediene, Bab-Ezzouar, Algérie.

Abstract

This research work is based on an experimental study resulting from tests carried out on six square-section slender reinforced concrete columns. The columns were confined by single-layer wraps of carbon fiber composites. They were tested under eccentric compression loading, to study the effects of confinement by the carbon fiber composite on resistance loading, rigidity, ductility and slender column behavior in general.

Introduction

More the column is slender more it is sensitive to the phenomenon of buckling instability(1). One of the principal design actions to limit this phenomenon consists of using composite materials based on carbon fiber fabric(2). In this paper, we propose to investigate the contribution of confinement to solving the problem of instability in high slender columns subjected to a loading which generates buckling.

Experimental program

Design of the columns

The geometrical dimensions of the tested columns were chosen to be similar to existing columns. There exist constructions with ground floors of around 4.00m in height, and column sections of about 200x200mm. In this case, the geometrical slenderness approaches $\lambda \approx 70$. These

constructions are in a state of permanent risk of stability loss through buckling, particularly in zones experiencing seismic activity. The height of the tested columns was fixed at 1600mm, due to the height limitation of our testing machine; the scale of work is thus reduced to 1/2.5. The cross sections of the columns had sides of 55, 85 and 100mm, ratios (l/a) of

29.09, 18.82 and 16.00, corresponding to slenderness λ (calculated with respect to the main axes X and Y of the cross section) respectively of 100, 65 et 55 mm (see Figure 21). Six columns were used to study the effect of confinement, 3 unconfined control columns and 3 similar to the controls, confined using one layer of CFRP composite. The steel reinforcement of the columns was composed of 4 longitudinal bars, transversally tied by stirrups, of 100 mm equal spacing,

distributed over the entire length (Figure 21) **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**, and the coating was of 5mm. The ratio of longitudinal steel reinforcements on the columns was selected in the interval [$\rho \approx 1\% - 2\%$]. The ends of the

columns consisted of bumps of dimension 200x200x150mm. These bumps were used to apply the load (Figure 21), to avoid the localized ruptures by punching at the ends and to ensure a good distribution of this load in the interior of the column. They were over-reinforced with $\phi 6$ diameter stirrups.

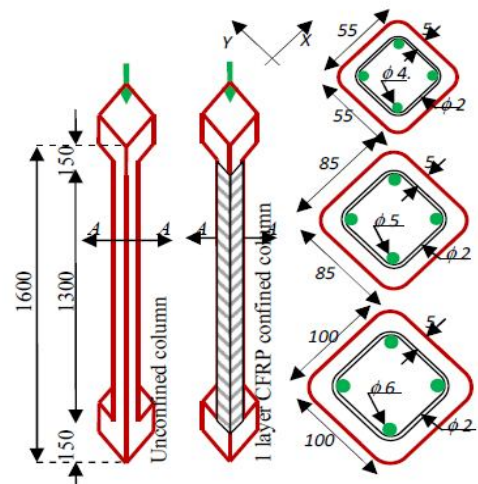


Figure 21 Geometrical characteristics of the columns Materials

To respect the reduction of the scale to 1/2.5, we manufactured the columns with a micro-concrete, composed for 1m³ of concrete of: 342 kg cement of type CEMI /52.5 N CE CP2 NF, 1086 kg (0/4) sea-sand, 743 kg quarry crushed gravel with a maximum diameter <4mm and 206 l water, thus giving a ratio E/C = 0.60. The average resistance was $f_{c28} = 29.2$ MPa (measured on 11x22 control cylindrical concrete specimens). The longitudinal reinforcement steels used were of the high-adherence type, of average measured resistance 630 MPa. The transverse stirrups were 1.2 mm diameter made from ordinary wire. The confinement was made of CFRP. SIKA France provided the one-way carbon fiber fabric "SikaWrap 230C", and the epoxy adhesive "SIKADUR 330". The compression tests were carried out on a traction-compression hydraulic machine of a maximum capacity of 250kN controlled in force and displacement. Control was made in displacement at a loading rate of 0.05mm/s. LVDT posed in the direction of the inflexion were used to measure the transverse displacement of the columns.



Figure 22 Load reception plate & application of the load to the top of the column



Figure 23 : Column during test.

Buckling Tests, results and discussion
Bearing capacity under load

The experimental load-displacement responses of the columns tested are shown in Figures 4, 5 and 6. These responses are composed with curves of two principal separate branches and whose frontier is the peak load point. This point corresponds to the load which causes plastification in tensile steels. Indeed, we observed that the inflection points of the curves almost correspond to the same deformation of longitudinal steels, which is on average 2.6 ‰. This value almost coincides with the yield stress of the steels used. The pre-peak branch is composed of two sub-branches. The first represents perfectly elastic behavior; steels and the concrete become deformed in the elastic range. The second is characterized by the initiation and increase of the crack depth and its propagation along the column with the increase in the load. Continuous cracking of concrete under tension causes a relative loss of rigidity that makes the response of the column become nonlinear. The point corresponding to the plastification of steel under tension marks the end of this branch. It should be noted that the pre-peak response has the same shape as the column, whether confined or not. The post-peak branch of the unconfined column is characterized with respect to the pre-peak branch by a rapid load drop. The load decreases with increasing displacement (longitudinal and transverse). The deformation of the concrete under compression consequently increase until it reaches its ultimate limit. The concrete undergoes rupture, leading at the beginning to a local buckling of the compressed steel bar, followed by a tensile failure of steel bar tension. Without confinement, breaking the concrete under compression is the cause of a local buckling of the compressed steel bar. In the presence of confinement, the carbon envelope is subjected to a local puncture, which induces its rupture and consequently the buckling of the compressed bar. The role of CFRP reinforcement was to contain the compressed concrete which is already largely destroyed. The rupture of the envelope causes the expulsion of the concrete, which leads to an instability of the compressed steel bar. The post-peak branch of the confined columns differs from that of unconfined columns. It is characterized by a slower load loss, especially when the slenderness $\lambda = 100$. From its anti-swelling

function, provided by its rigidity, the effect of confinement created by the CFRP envelope prevents the expansion of the concrete. This situation results in increased strength and an ultimate strain extended beyond the limits observed for the

case of the unconfined column shown in Table 1. The load value, the longitudinal and transversal displacement are measured experimentally. The ultimate moment is calculated by $M_u = N_u (\epsilon_p + \Delta)$.

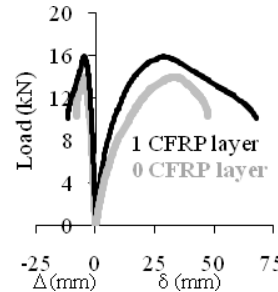


Figure 24 $N-\Delta$ responses of columns 55x55 ($\lambda = 100$)

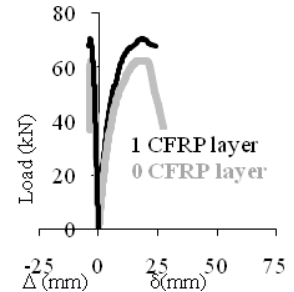


Figure 25 $N-\Delta$ responses of columns 85x85 ($\lambda = 65$)

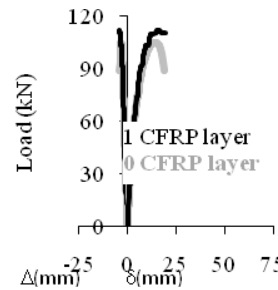


Figure 26 $N-\Delta$ responses of columns 100x100 ($\lambda = 55$)

Table 2: Experimental results(3)

λ	n	N_{piz} (kN)	Δ_{piz} (mm)	δ_{piz} (mm)	N_u (kN)	Δ_u (mm)	δ_u (mm)	M_{piz} (kN.mm)	M_u (kN.mm)
1	0	13.9	33.2	5.6	13.2	39.6	8.5	882	919
	1	15.9	29.5	5.2	10.0	68.1	11.2	946	985
65	0	62.4	16.6	3.2	36.6	27.6	4.0	2914	2108
	1	70.5	18.3	3.8	67.7	23.9	4.3	3406	3652
55	0	104.8	14.2	3.3	88.9	19.2	3.8	4643	4380
	1	111.8	11.9	4.0	110.3	19.3	4.4	4687	5438

Moment-curvature and rigidity relations

The direct evaluation of rigidity EI is difficult, considering

the nonlinear behavior of the reinforced concrete columns; EI

varies according to the load. In the present work, this rigidity was experimentally deduced. It is represented by the slope of the moment-curvature response ($M-1/r$) obtained experimentally using the GomAramis camera. The moment-curvature responses ($M-1/r$) obtained are presented in Figure 27, Figure 28 and Figure 29. The typical shape of responses ($M-1/r$) shows a behavior with three branches. The first, linear and very short, corresponds to the elastic behavior of materials, with a high slope of rigidity EI_1 , but remains not

easily identifiable, particularly for the unconfined column.

The second branch is quasi linear, of slope EI_2 and of less intensity that the previous one; the column has suffered a loss of rigidity, a direct consequence of the concrete cracking in the tension zone. The unconfined columns possess a relatively short third part, of negative slope EI_3 caused by constant

cracking, and increasing for the concrete under tension after yielding of the steel tension. Results are similar for the confined columns, whose responses $(M - 1/r)$ showed a

behavior with three branches; nevertheless, the presence of confinement, by its anti-swelling role on the compressed concrete, has on the contrary resistance to column damage. The slope EI_2 remains positive, creating pseudo-ductility

behavior. The behavior of the unconfined column can be approximated by a Bi-linear law with a short ductile behavior; that of the confined columns can also be approximated by a Bi linear law.

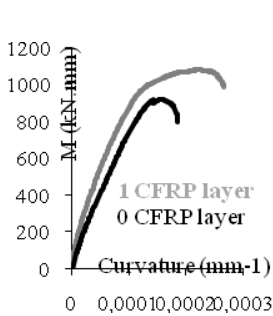


Figure 27 $M-1/r$ responses for

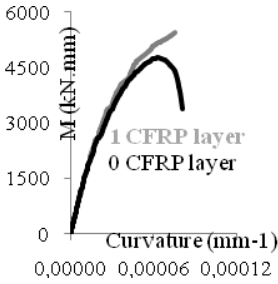


Figure 29 $M-1/r$ responses for $\lambda = 55$

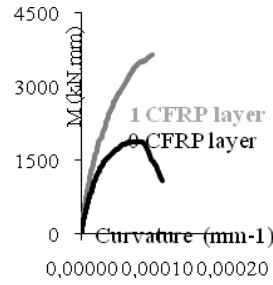


Figure 28 $M-1/r$ responses for $\lambda = 65$

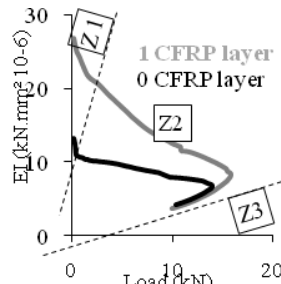


Figure 30 $N-EI$ responses for $\lambda = 100$

Figure 30 shows the rigidity EI of the columns with slenderness $\lambda = 100$ as a function of the axial load N ; its non-uniformity and the loss of rigidity when the load N intensity increases is clearly noticed. Confinement considerably slowed down the damage to the reinforced concrete, in pre-peak this slowing was reflected in a stiffness contribution visible in Figure 30, where it is easy to see the difference between the rigidity of the unconfined columns

and that of the confined column. This difference decreases with increasing load; in zone 3 in post-peak, the difference becomes insignificant. The distance separating the curves represents the rigidity contribution of the confinement; the increase passes from 100% to 47% between the beginning and the end of the branch of zone 2, the location of cracking under tension. Here we demonstrate that confinement slows compressed concrete expansion, and increases its resistance and consequently that of the column. The confinement made increase the curvature in ultimate state $1/r_u$ of the

slenderness $\lambda = 100$ column from 44%, while, the effect is

unimportant on the two other slenderness.

Conclusions

We show that the confinement of a column under eccentric compression is really effective only when the slenderness is high (here $\lambda = 100$). The confinement had only limited effectiveness for slenderness $\lambda = 55$ and $\lambda = 65$. This can be explained by the following facts: (a) In all our experiments, we used a constant confinement rate represented by one layer of CFRP, while the volume of concrete treated decreased with increasing slenderness; indeed, compared to the column of slenderness $\lambda = 100$, it is respectively 2.4 and 3.3 times higher for slenderness 65 and 55. We know that the confined concrete strength is inversely proportional to the transverse dimension(4)(5)(6) and therefore to the confined volume, thus the effect of confinement is reduced by increasing the slenderness. (b) The critical section of the columns is subject to compound bending, and the high values for the slenderness of the columns studied are the source of large eccentricities that are added to the initial eccentricity(7) of the load. Therefore, the area of compressed concrete is reduced, reducing the confinement action area, contrary to the confined columns which are entirely compressed, where the confinement action zone is at its maximum. (c) It is therefore necessary to confine all slender columns.

References

1. Si Youcef. Y., Amziane. S. and Chemrouk. M, "Influence of the geometry on the effectiveness of confinement using cfrp". (u. o. porto, éd.) porto, portugal: 15th international conference on composite structures. 15-17 june 2009.
2. Verok k, "Renforcement des structures en béton armé à l'aide de matériaux composites : étude de fretage et application ". krisztian verok : ENPC, mars 2005.
3. Si Youcef. Y, "Contribution a la comprehension du comportement des poteaux elances en beton arme confines et renforces par la fibre de carbone". These de Doctorat, Université de Bretagne Sud, France, 2010.
4. Laura de laurenzis, "A comparative study of models on confinement of concrete cylinders with frp composites". s.l. : chalmers, june 2001. 46.
5. Benzaid. R. "Contribution à l'étude des matériaux composites dans le renforcement et la réparation des éléments structuraux linéaires en béton", LGCGM, département génie civil, INSA de Rennes, France, 2010.
6. Si Youcef. Y., Amziane. S. and Chemrouk. M, Beton 2008 congress, Istanbul "Influence of the geometry on the effectiveness of confinement using CFRP". 2008.
7. Li. J. and Hadi. M N S, "Behavior of externally confined high strength concrete columns under eccentric loading", journal of composite structures, 2003. pp. 145-153

COMPORTEMENT D'UN COMPOSITE STRATIFIÉ SOUS UN CHARGEMENT BI-AXIAL

D. BUSCA¹, M. FAZZINI¹, B. LORRAIN¹, S. MISTOU^{1,2} AND M. KARAMA¹

1 : Université de Toulouse, INP, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes, Laboratoire Génie de Production, 47 avenue d'Azereix, BP 1629 65016 TARBES CEDEX, FRANCE

2 : Nimittech Etudes, Parc Industriel de la Haute Bigorre, 1 Avenue des victimes du 11 juin 1944, 65200 BAGNERES DE BIGORRE, FRANCE

damien.busca@enit.fr, marina.fazzini@enit.fr, bernard.lorrain@enit.fr, sebastien.mistou@nimittech.fr, moussa.karama@enit.fr

RESUME: Pour étudier le comportement d'un composite plastique renforcé de fibres de carbone sous un chargement bi-axial, un nouveau type d'éprouvette cruciforme a été conçu. Cette éprouvette est soumise à un chargement bi-axial statique et cyclique en fatigue. Les essais seront suivis simultanément en utilisant la stéréo-corrélation d'images numériques (DIC), et la thermographie infrarouge. Une comparaison entre les mesures expérimentales et un modèle éléments finis est réalisée pour valider le design de l'éprouvette.

Introduction

Les matériaux composites renforcés de fibres de carbone sont des matériaux en vogue dans l'industrie. De nombreuses expériences ont été menées pour élaborer des modèles pour permettre le dimensionnement de structures complexes. Mais très peu d'essais ont été réalisés pour caractériser le comportement de ces matériaux sous un chargement complexe, tel qu'un chargement bi-axial dans le plan, et encore moins pour un chargement cyclique de fatigue. La machine d'essais bi-axiale présente au laboratoire Génie de Production (LGP) de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes permet de réaliser des essais bi-axiaux sur des éprouvettes cruciformes. La problématique soulevée par ces éprouvettes est que la répartition des contraintes n'est pas constante dans l'éprouvette. C'est pour cela que la stéréo-corrélation d'images numériques semble un moyen de suivi approprié pour ces essais, car elle permet de mesurer les déplacements sur une surface relativement importante avec une bonne précision. La thermographie IR est aussi appropriée pour le suivi d'essais en fatigue car cela permet par la mesure de l'élévation de température dans l'éprouvette d'avoir un aperçu de l'apparition et de l'évolution des phénomènes d'endommagement. Dans l'étude qui suit, un nouveau type d'éprouvette est conçu pour essayer de mieux répondre aux besoins des tests bi-axiaux tout en restant adapté au procédé de fabrication. Ensuite, l'éprouvette est testée lors d'essais statiques et cycliques bi-axiaux.

Conception de l'éprouvette cruciforme

Matériau et procédé de fabrication

Le matériau utilisé dans cette étude est un composite stratifié en résine époxy renforcée de fibres de carbone. Le tissu carbone est un tissu équilibré 12K. Ce tissu est fabriqué par Hexcelet est référencé sous le nom HexForce® 48302. La résine est une résine époxy fabriquée par Sicominet référencée sous le nom de SR1710. Le durcisseur utilisé est référencé sous le nom de SD 8824.

Les éprouvettes sont réalisées en utilisant un procédé d'infusion de résine liquide (LiquidResin Infusion, LRI). Toute la partie de fabrication a été réalisée dans les locaux de notre partenaire industriel NimittechEtudes situé à Bagnères de Bigorre (65). La séquence d'empilement est constituée exclusivement de plis orientés à 0° (étant donné que le tissu est équilibré dans les directions 1 et 2, les propriétés selon les axes x et y, c'est-à-dire les axes principaux de l'éprouvette, sont a priori identiques).

Un moule spécifique a été conçu pour la réalisation des éprouvettes. Ce moule permet de fabriquer des éprouvettes avec une épaisseur non-constante. En effet, les éprouvettes possèdent une réduction de l'épaisseur dans la zone centrale. La méthode de fabrication permet de réaliser cette zone directement lors du moulage de la pièce sans avoir recours à l'usinage. Cela permet d'éviter un endommagement précoce de la zone. Ce moule a été conçu pour s'adapter au procédé de fabrication.

Modèle éléments finis

Toute la partie conception et design est réalisée en utilisant le logiciel de calcul par éléments finis ABAQUS 6.10. Etant donné que beaucoup de géométries ont déjà été testées lors d'études antérieures [1,2], celles-ci ont servi de base pour le design des nouvelles éprouvettes. Les critères de design sont: Les contraintes doivent être concentrées au centre de l'éprouvette

La rupture devrait arriver au centre de l'éprouvette, et être due à un état de contrainte bi-axiale

La zone centrale doit être la plus plate possible pour permettre la stéréo-corrélation d'images

La réalisation de l'éprouvette en LRI doit être possible

Le procédé doit être répétable

L'éprouvette doit s'adapter à la géométrie de la machine (mors mécaniques)

Les éléments sur lesquels ont porté les modifications du design sont:

L'épaisseur des bras et de la zone centrale de l'éprouvette

La largeur des bras

La taille et la forme des angles de raccordement entre les bras de l'éprouvette

La taille et la forme de la zone centrale

Le modèle choisi est un modèle 3D, en utilisant un élément par pli dans l'épaisseur. La zone considérée comme étant prise dans les mors de l'éprouvette est modélisée comme un corps rigide. Tous les calculs sont menés sur 1/8^e de l'éprouvette totale (3 plans de symétrie autant pour la géométrie que pour le matériau et le chargement).

Dispositif expérimental

Machine d'essais bi-axiale

Les essais sont réalisés sur une machine bi-axiale Instron 8800 (Fig. 1). Afin de garantir la position du centre de l'éprouvette durant l'essai, cette machine est équipée de quatre vérins qui peuvent être couplés deux à deux ou contrôlés indépendamment pour des chargements statiques ou cycliques. La machine est équipée de quatre cellules d'effort d'une capacité de 100kN en dynamique. La course maximale de chaque vérin est de 40mm. La machine est pilotée par les logiciels Wave Matrix et Console FT, qui permettent une programmation complète en statique et en dynamique. La fixation des éprouvettes est réalisée à l'aide de mors mécaniques, la transmission de la sollicitation se faisant par adhérence.



Figure 1 – machine d'essai bi-axiale

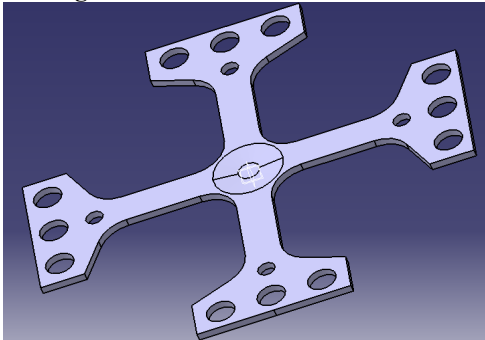


Figure 2- éprouvette bi-axiale

Stéreo-corrélation d'images rapide et thermo-graphie infrarouge

La stéréo-corrélation d'images numériques est un moyen de mesure des champs de déplacements sur la surface de la pièce lors d'essais mécaniques. Elle a été utilisée pour suivre des essais en fatigue sur des éprouvettes cruciformes sous un chargement bi-axial [3], ou pour un chargement statique sur des éprouvettes cruciformes [4].

La stéréo-corrélation d'images est réalisée par le logiciel ARAMIS-V6.3.0-5. Deux caméras rapides, dont le nom de référence est PhotronFastcam SA1.1 sont utilisées pour la prise des images. La prise d'images est pilotée par le logiciel PhotronFastcamViewer V3.0 1.08E. Ces caméras permettent de prendre jusqu'à 5400 images par seconde avec une résolution de 1 mégapixel.

La thermographie infrarouge est un bon moyen pour suivre des essais de fatigue. Elle permet notamment [5] de déterminer la limite d'endurance des matériaux avec un minimum d'essais. La caméra utilisée est une Flir jade III retrofittée Titanium, avec une résolution thermique de 20 mK à 30°C.

Conditions expérimentales

Tous les essais ont été réalisés dans le laboratoire LGP. Etant donné que la machine est placée verticalement, cela permet de mettre simultanément les deux caméras de la stéréo-corrélation d'images d'un côté de l'éprouvette et la caméra infrarouge de l'autre côté. Pour s'assurer d'avoir des conditions d'éclairage optimales pour maximiser la précision des mesures de stéréo-corrélation d'images, un projecteur a été utilisé pour l'éclairage de l'éprouvette durant tout l'essai. Tous les volets et fenêtres de la salle sont restés fermés durant toute la durée du test.

Les caméras de la stéréo-corrélation d'images et de la thermographie infrarouge sont déclenchées automatiquement par un signal envoyé par la machine d'essais à différentes étapes de l'essai. Les caméras rapides permettent de prendre des images à certaines étapes précises de l'essai, du fait de l'utilisation de temps d'exposition très courts.

Les images de la thermographie sont prises régulièrement après un certain nombre de cycles pour mesurer l'accroissement de la température de la pièce durant l'essai, dû à des effets d'endommagement ou d'hystérésis. Les images de la stéréo-corrélation d'images ont été prises après le même nombre de cycles que pour la thermographie. Elles ont été prises très près de l'effort maximal. Plusieurs essais ont été réalisés au préalable pour s'assurer que les images ont été prises le plus près possible de ce point. Les valeurs d'effort et de déplacement de chaque vérin sont connus pour chaque image prise en stéréo-corrélation d'images, tout comme le nombre de cycles effectués. Le nombre de cycles est aussi connu pour les images prises en thermographie. De cette façon, l'évolution du comportement élastique peut être mesurée et comparée aux tests normalisés réalisés sur des éprouvettes uni-axiales. D'autre part, il a été tenté d'effectuer une corrélation entre l'endommagement, un changement dans

le comportement élastique et un échauffement local de l'éprouvette.

Premiers résultats et perspectives

La première éprouvette testée sur la machine bi-axiale donne des résultats encourageants. Les champs de déplacements mesurés par stéréo-corrélation d'images corrélaient bien aux champs déterminés lors de la modélisation. Cela nous permet d'envisager de poursuivre par une série d'essais en fatigue bi-axiale en étudiant l'influence de certains facteurs tels que le ratio de charge entre les deux axes, ainsi que le déphasage entre les deux axes (en phase ou en opposition de phase). Un plus grand nombre d'essais en statique permettra de valider la répétabilité du procédé.

Références

1. A. Escárpita, H. Elizalde, R. Ramirez, E. Ledezma. S. Pinho. (2010) Modified cruciform specimen for bi-axial testing of fibre reinforced composites. *40^o congreso de investigacion y desarrollo Mexico*, 232-232
2. A. Smits, D. Van Hemelrijck, T. P. Philippidis, A. Cardon, (2006) Design of a cruciform specimen for biaxial testing of fiber reinforced composite laminates. *Composites science and technology*, 66, 964-975
3. R. Brault, T. Djilali, M. Fazzini. S. Mistou. (2010) Bi-axial fatigue analysis by stereo-correlation measurement. *EPJ Web of Conferences* 6, 16005
4. E. Lamkanfi, W. Van Paepegem, A. Makris. D. Van Hemelrijck. J. Degrieck. C. Ramault (2010). Strain distribution in cruciform specimens subjected to biaxial loading conditions - Part 1 - Two-dimensional versus 3-dimensional finite element model. *Polymertesting*, 29, 7-13
5. L. Toubal(2004) Approches analytique et expérimentale de l'endommagement par fatigue d'un composite carbone/epoxy *Université Toulouse 3, Paul Sabatier*

COMPORTEMENT MICROSTRUCTURALE, THERMIQUE ET MECANIQUE DE MATERIAUX BIO-COMPOSITES RENFORCES PAR LA COQUE DE LA NOIX D'ARGANIER

H. ESSABIR ¹, E. HILALI ¹, A. ELGHARAD ², H. ELMINOR ¹, A. IMAD ³, A. ELAMRAOUI ², O. AL GAUDI ¹

¹. Laboratory Mechanics, Processes, Energy and Environment, (LMPEE), National School of Applied Sciences of Agadir Morocco.

² Moroccan laboratory Innovation and Industrial Performance (MLIIP), Normal Superior School of Technical Education Rabat Morocco.

³ Mechanics Laboratory of Lille, Lille Polytechnique, France

Résumé :

La matrice polypropylène (PP) a été renforcée avec des particules de coques de noix d'arganier (CNA) en utilisant un mélangeur interne. Trois gammes de tailles de particules ont été utilisées en présence d'un copolymère (bloc linéaire à base de styrène et de butadiène et de styrène lié (SBS)) comme agent de couplage. L'agent de couplage utilisé (SBS) améliore l'adhérence d'interface entre les particules et la matrice. Des essais mécaniques ont été effectués pour montrer l'évolution de module de traction et le module de Young des composites par rapport à celles du polymère vierge. Différentes concentrations de particules ont été utilisées (0, 10, 15 et 20 % en poids.). Microscopie électronique à balayage (MEB), Spectroscopie Infrarouge à Transformée de Fourier (FT-IR) et Analyse Thermogravimétrique (ATG) ont été utilisées pour caractériser les particules et ces composites. Les résultats montrent une amélioration du module de Young et la résistance à la traction des composites renforcés avec des particules de petites tailles par rapport aux grandes tailles. Les composites sont thermiquement stables par rapport au PP vierge.

Abstract:

Polypropylene (PP) was reinforced with Nut-shells of Argan (NA) particles using an internal mixer process. Three different sizes range of particles were used in the presence of a polypropylene matrix grafted with 8wt. % of linear block copolymer based on styrene and butadiene with bound styrene (SBS) coupling agent. The used SBS coupling agent improves the interface adhesion between particles and polyethylene matrix. Mechanical tests were performed to show the evolution of tensile and Young Modulus of the composites against those of neat polymer. Various

concentrations of natural particles (0,10,15,20wt. %). Scanning Electron Microscopy (SEM), Fourier transform infrared spectroscopy (FT-IR), Thermo gravimetric analysis (TGA), Differential Thermal Analysis (DTA) and tensile tests were employed to characterize the NA particles polypropylene composite. The result shows an improvement in Young's modulus and in tensile strength with small particles rather than large ones. The composites thermal stability exhibit a slight increase in decomposition temperature against neat PP.

Keywords: Polymer-matrix, composites, mechanical properties, thermal properties.

1. Introduction

Au cours de ces dernières années, l'utilisation de charges naturelles comme renfort dans les matériaux composites a connu un essor considérable [1-4]. Ce gain d'intérêt provient de la combinaison de plusieurs avantages tels que : faible coût, faible densité, non-toxicité, hautes propriétés spécifiques, aucune abrasion pendant le traitement, et la possibilité de recyclage [3]. Les charges naturelles présentent plusieurs avantages quand il fournit un renforcement inhérent dans des matrices polymériques [5]. Cependant, l'une des principales limites de l'utilisation de charges naturelles dans des applications à haute résistance sont leurs pauvres propriétés d'adhérence avec les matrices polymère [2,4]. En outre, les charges naturelles ne peuvent pas résister à des hautes températures [1,6]. Cependant, en raison du caractère anisotrope et inhomogène des matériaux, des paramètres contrôlant les propriétés mécaniques sont nombreux, comme l'architecture de fibres, les propriétés des charges et les propriétés de la matrice [8].

Plusieurs études ont mis l'accent sur le développement de méthodes spécifiques pour diminuer l'aspect hydrophile des charges naturelles contre le caractère hydrophobe des polymères [4].

Les traitements chimiques des charges naturelles sont utilisés pour éliminer les matériaux amorphes, les cires, la pectine et autres composants non cellulose à partir de la surface des charges [7]. D'autre part, l'utilisation d'agents de couplage forment un pont de liaisons chimiques entre la charge et la matrice [6] pour obtenir une bonne mouillabilité entre le polymère et la charge.

Le but de cette étude est de caractériser les propriétés mécaniques et thermiques des particules de noix de coques d'Arganier (CNA) utilisées comme renfort dans une matrice polypropylène.

La matrice polypropylène a été greffée avec 8% de l'agent de couplage SBS. Les composites ont été préparés en utilisant un mélangeur interne et les éprouvettes de traction ont été pressées par une machine de moulage par pressage à chaud. Les Noix de coques d'Arganier et leurs composites ont été caractérisés par FT-IR, ATG, MEB et les essais mécaniques.

2. Matériel et méthode :

2.1. Distribution des particules :

L'analyse granulométrique a permis de séparer les particules en trois gammes de tailles en fonction du diamètre (D) des particules, chaque gamme à trois dimensions qui forme une gaussienne avec des proportions de 20%, 60% et 20% de particules. Le tableau 1 illustre la distribution de la taille des particules de trois gammes.

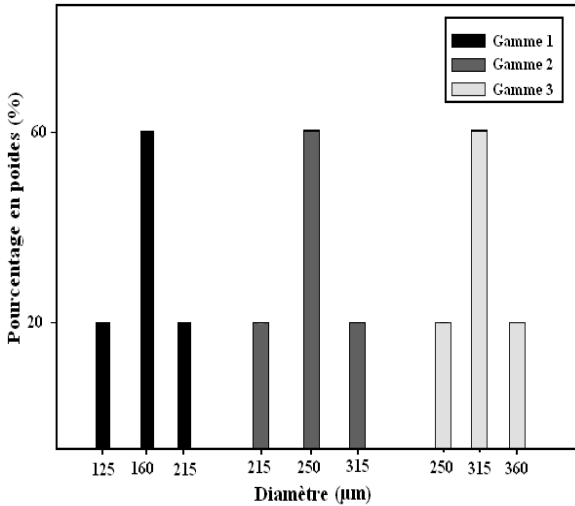


Tableau 1. Distribution des particules (CNA)

2.2. Mode opératoire :

La matrice PP a été mélangée avec des granulats de l'agent D1152 avec un pourcentage de 8% en poids. Les mélanges ont été effectués par une extrudeuse à double vis co-rotatives "GmbH Leistritz Extrusions technik, Allemagne". Le PP-D1152 et les particules ont été mélangés à l'aide d'un mélangeur interne (Thermo Haak Rheomix, Allemagne). Le pressage à chaud a été effectué en utilisant une presse automatique (CARVER INC, USA) avec deux plateaux chauffés à 200 ° C.

3. Résultats :

3.1. Caractérisation Thermique

Le thermogramme TGA des particules et des composites contenant les particules a été obtenue à partir de la température ambiante jusqu'à 600 ° C à une vitesse de chauffage de 10°C par 1 minute.

Pour les particules de CNA, la courbe ATG a montré trois régions de décomposition: 30-105 ° C, 280-350 ° C, 350-470 ° C. La première région correspond à la déshydratation des particules à 105 ° C. Au-delà de cette zone, il y a une perte de masse qui est associée à la dégradation des particules par dépolymérisation de la lignine et de la pectine entre 280 ° C et 350 ° C.

Un maximum de dégradation apparaît entre 350°C et 470 ° C, ce qui reflète la dégradation de la cellulose. Au delà de 470 ° C, la masse résiduelle est d'environ 0%.

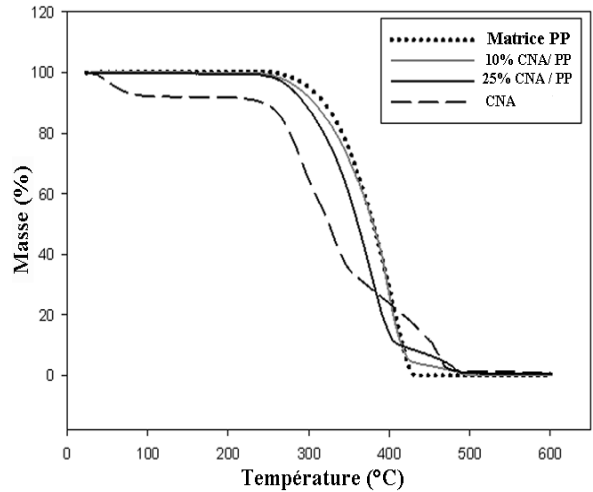


Figure 1. Courbes de ATG pour le polypropylène, les particules de CNA, et les composites PP avec 10. % et 25wt. % en charges.

Nous observons que les deux composites sont moins stables thermiquement que le polypropylène. Ces différences sont dues à des réactions et des interactions complexes (telles que la friction) entre les particules et les chaînes polymères qui peuvent aboutir à la scission des chaînes polymériques, ce qui réduit la stabilité thermique du composite.

3.2. Essais de traction :

3.2.1. Module de Young:

Le module de Young est illustré dans la figure 2, pour les différents chargements en particules et les diverses tailles de particules dans les matériaux composites.

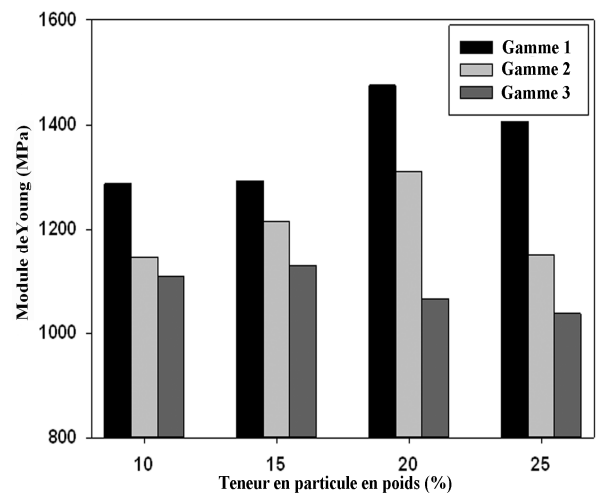


Figure 2. Module d'Young des composites (CNA/PP) avec différentes tailles de particules et différents chargement.

On peut clairement voir qu'il y a une augmentation linéaire du module de Young avec l'augmentation de la charge en particules, jusqu'à une valeur maximale, puis une chute dans le module de Young avec l'ajout de particules. La valeur

maximale du module de Young pour les particules de la gamme 1, est plus élevée que celle des particules de la 2^{ème} et la 3^{ème} gamme, pour la même charge en particules. Le module de Young pour la 3^{ème} gammes atteint un maximum à 15. % en charges. Il est clair que le module de Young diminue avec l'augmentation de la taille des particules.

L'interaction entre les particules dans la matrice, augmente avec l'augmentation de la charge et la taille des particules, ce qui réduit la rigidité du composite, reflétant la diminution du module de Young.

3.2.2. Résistance à la traction:

La résistance à la traction des composites est représenté graphiquement dans la Figure 3.

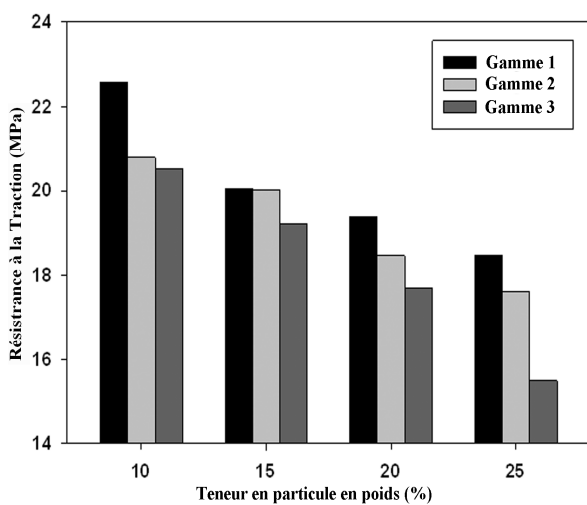


Figure 3. La résistance à la traction des composites (CNA/PP) avec différentes tailles de particules et différents chargement.

Il est clairement démontré que, pour une charge de particules donnée, la résistance à la traction augmente avec la diminution de la taille des particules. Les particules les plus petites ont une plus grande surface compatible pour une charge de particules donnée. Cela indique que la résistance augmente avec l'augmentation de la surface compatible. D'autre part l'addition des particules diminue la résistance à la traction en augmentant la zone de contrainte qui existe autour des particules dans le composite.

Conclusion

Dans ce travail, les effets combinés de la taille des particules et le taux de chargement, sur les propriétés mécaniques et thermiques du composite polypropylène (PP) renforcé par des noix de coque d'arganier (CNA) ont été étudiés. Les résultats ont montré qu'une augmentation linéaire du module de Young avec l'augmentation en charge jusqu'à une valeur optimale, l'amélioration du module de Young a été observée avec des particules de petites tailles avec 20 % de charges. La résistance à la traction des composites a été également évaluée et a montré une diminution linéaire avec

l'augmentation de la charge. En revanche, la résistance à la traction des composite augmente avec la diminution tailles de particules.

La stabilité thermique des particules CNA a été analysée au moyen de TGA, il a été constaté que la stabilité thermique diminue avec l'augmentation de la charge en particules.

RÉFÉRENCES

- [1] Joseph PV, Joseph K, Thomas S. Effect of processing variables on the mechanical properties of sisal-fiber-reinforced polypropylene composites. *Comp Sci Technol* 1999; 59 :1625–40.
- [2] Agrawal R, Saxeena NS, Sreekala MS, Thomas S. Effect of treatment on the thermal conductivity and thermal diffusivity of oil–palm–fiber-reinforced phenolformaldehyde composites. *J Polym Sci B* 2000 ;38 :916–21.
- [3] Idicula M, Boudenne A, Umadevi L, Ibos L, Candau Y, Thomas S. Thermophysical properties of natural fibre reinforced polyester composites. *Compos Sci Technol* 2006 ; 66 :2719–25.
- [4] Caractérisation physico-chimique de la Coque de la Noix d'Arganier (CNA) en vue d'élaborer un biocomposite. VI^{èmes} Journées d'Etudes Techniques 2010.
- [5] A review on the tensile properties of natural fiber reinforced polymer composites, *Composites: Part B* (2011).
- [6] Characterization of natural fiber surfaces and natural fiber composites, *Composites: Part A* 39 (2008) 1632–1637.
- [7] Composite of short coir fibres and natural rubber : effect of chemical modification, loa ding and orientation of fibre, PIh S0032-3861(97)00422.
- [8] Malkapuram R, Kumar V, Yuvraj SN. Recent development in natural fibre reinforced polypropylene composites. *J Reinf Plast Compos* 2008 ;28 :1169–89.

MODELISATION MICROMECHANIQUE DES MATERIAUX COMPOSITES PIEZOELECTRIQUES PAR LA METHODE D'HOMOGENEISATION MORI TANAKA : ETUDE DE PIEZO- COMPOSITE CU/BATIO₃

I. ELGUESSE¹, Z. SADOUNE¹, M. O. BENSALAH¹, O. FASSI FEHRI¹

¹Laboratoire Mécanique & des Matériaux, Faculté Des Sciences Rabat, Université Mohamed V-Agdal, Maroc.

Résumé

Le présent travail porte sur l'étude du comportement des matériaux composites à bases des fibres piézoélectriques. Le premier objectif est de contribuer à la compréhension du phénomène de la piézoélectricité, la ferroélectricité et l'intérêt principal des matériaux piézoélectriques et leurs applications. Le second objectif prélude à l'étude des matériaux composites, aussi une synthèse bibliographique des techniques d'homogénéisation les plus classiques en élasticité linéaire, et son développement mathématique dans le cas d'un monocristal pur et d'un composite, pour cela nous sommes intéressés au modèle de Mori Tanaka, l'intérêt principal de ce modèle ce qu'il permet d'étudier un matériau composite contenant une quantité assez élevée de fraction volumique de fibre. Un des problèmes les plus importants que doit être prise en considération, c'est le coût de ces matériaux piézoélectriques, l'intérêt de cette étude est de trouver les comportements des composites piézoélectrique en utilisant le modèle d'homogénéisation, ce qui peuvent remplacer les matériaux piézoélectriques et réduire le coût de ce matériaux. Le dernier objectif est de démontrer l'équation constitutive de composites piézoélectriques, simuler l'équation obtenu dans un langage de programmation pour déterminer le comportement contrainte-déformation durant un test de compression, dans le cas d'un monocristal et polycristal tout en se basant pour ce dernier cas sur la méthode de Taylor.

Mots clés : La piézoélectricité, la ferroélectricité, composite piézoélectrique, homogénéisation, Modèle de Mori Tanaka, comportement, fibre, matrice.

Introduction

Un matériau intelligent est sensible, adaptif et évolutif. Il possède des fonctions qui lui permettent de se comporter comme un capteur (détecter des signaux), un actionneur (effectuer une action sur son environnement) ou parfois comme un processeur (traiter, comparer, stocker des informations). Ce matériau est capable de modifier spontanément ses propriétés physiques, par exemple sa forme, sa connectivité, sa viscoélasticité ou sa couleur, en réponse à des excitations naturelles ou provoquées venant de l'extérieur ou de l'intérieur du matériau.

Notons qu'ils existent plusieurs types des matériaux intelligents, notamment les alliages à mémoire de forme (AMF), les matériaux magnétostrictifs et les composites piézoélectriques, ce dernier type de matériau intelligent fera l'objet de cette étude.

La Piézoélectricité [1]

La piézoélectricité est découverte à Pierre et Jacques Curie en 1880. On distingue les effets piézoélectriques direct et inverse. L'effet direct est un phénomène qui se traduit par l'apparition d'un champ électrique lorsque le matériau est soumis à une contrainte mécanique.

Et l'effet inverse correspond à l'apparition d'une déformation mécanique du matériau lorsqu'on le soumet à un champ électrique. Pour qu'un cristal soit piézoélectrique, il doit être non centro-symétrique c'est-à-dire que les barycentres des charges positives et négatives ne coïncident pas dans la maille

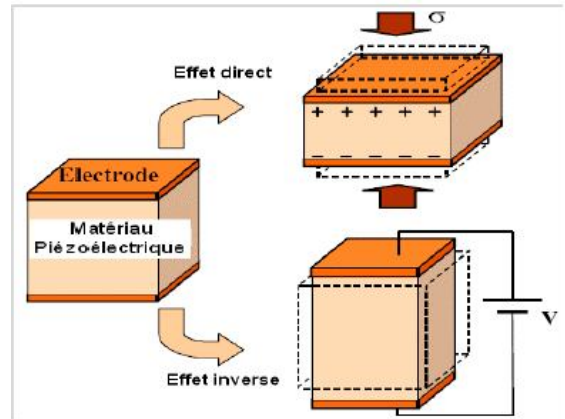


Figure 1 : Représentation de l'effet direct et inverse.

Les équations qui décrivent la piézoélectricité sont:

$$D_k = k_{ij} E_j + d_{klm} \sigma_{lm}$$

$$\varepsilon_{ij} = d_{ijn} E_n + s_{ijkl} \sigma_{kl}$$

Où ε_{ij} , σ_{kl} , E_k , D_i sont respectivement les composantes du tenseur de déformation totale, le tenseur de contrainte local, le champ électrique et les vecteurs de déplacement électrique. s_{ijkl} , d_{kij} , k_{ij} sont les composantes du tenseur de souplesse, tenseur piézoélectrique et tenseur de permittivité électrique.

3. Formulation Mathématique

3.1 Equation constitutive d'une matrice pure monocristalline [2]

On considère un matériau monocristal (matrice), subit un déplacement u^M , en relation avec le tenseur de déformation ε^M :

$$\varepsilon_{ij}^M = \frac{1}{2} (u_{i,j}^M + u_{j,i}^M) \quad (\text{Equation 1})$$

On utilise l'hypothèse de petites déformations. Cette déformation est la somme de $\varepsilon^{e,M}$ tenseur de déformation élastique et $\varepsilon^{th,M}$ tenseur de déformation de dilatation thermique :

$$\varepsilon_{ij}^M = \varepsilon_{ij}^{e,M} + \varepsilon_{ij}^{th,M} \quad (\text{Equation 2})$$

On obtient :

$$\sigma_{ij}^M = C_{ijkl}^M \varepsilon_{kl}^M - C_{ijkl}^M \alpha_{kl}^M T \quad (\text{Equation 5})$$

3.2 Equation constitutive du composite avec une inclusion piézoélectrique élastique [3]

L'équation constitutive du matériau piézoélectrique s'écrit sous la forme suivante :

$$\begin{cases} l_{ijkl} = C_{ijkl}^I - \frac{1}{2} \sum_n \sum_m K^{nm} C_{ijpq}^I \varepsilon_{rs}^{sm} C_{rskl}^I (\varepsilon_{pq}^{sm} + d_{tpq}^n E_t) \\ m_{pij} = \Gamma_{pij} + \frac{1}{2} \sum_n \sum_m K^{nm} C_{ijkl}^I (P_p^{sm} - \varepsilon_{rs}^{sm} \Gamma_{prs}) (\varepsilon_{kl}^{sn} + d_{gkl}^n E_g) \\ K^{nm} = \left[H^{nm} + \frac{1}{2} \varepsilon_{ij}^{sm} C_{ijkl}^I (\varepsilon_{kl}^{sn} + d_{pkl}^n E_p^0) \right]^{-1} \end{cases}$$

$$\sigma_{ij}^I = l_{ijkl} \varepsilon_{kl}^I - m_{pij} E_p \quad (\text{Equation 6})$$

On considère un monocristal avec une inclusion élastique de volume V_I qui dans une matrice de volume V_M . Pour avoir un comportement monocristal, on utilise le modèle d'homogénéisation de Mori Tanaka. [1], [4]

On a le tenseur total de déformation :

$$\varepsilon_{ij} = (1 - \rho^I) \varepsilon_{ij}^M + \rho^I \varepsilon_{ij}^I \quad (\text{Equation 7})$$

Avec : $\rho^I = V_I / (V_I + V_M)$ la fraction volumique totale de l'inclusion dans la matrice.

Donc, on écrit le tenseur de contrainte de l'inclusion σ_I et le tenseur de contrainte dans la matrice σ_M :

$$\begin{cases} \sigma_{ij}^M = C_{ijkl}^M \varepsilon_{kl}^M - C_{ijkl}^M \alpha_{kl}^M T \\ \sigma_{ij}^I = l_{ijkl} \varepsilon_{kl}^I - m_{pij} E_p \end{cases} \quad (\text{Equation 8})$$

On utilise le modèle d'homogénéisation de Mori Tanaka qui donne le tenseur de déformation de l'inclusion en fonction du tenseur de déformation totale :

$$\varepsilon_{ij}^I = A_{ijkl}^{MT} \varepsilon_{kl} \quad (\text{Equation 9})$$

Avec : A_{ijkl}^{MT} tenseur de concentration de déformation de Mori Tanaka est exprimé en fonction de tenseur de concentration de déformation d'Eshelby dilué :

$$A^{MT} = A^{esh} \left[(1 - \rho^I) + \rho^I A^{esh} \right]^{-1} \quad (\text{Equation 10})$$

Et A^{esh} est exprimé en fonction du tenseur de Green modifié dans la matrice :

$$A^{esh} = \left[I - S^{esh} S^m (C_M - C_I) \right]^{-1} \quad (\text{Equation 11})$$

On utilise les expressions du tenseur de contrainte dans l'inclusion et dans la matrice, pour écrire le tenseur de déformation de la matrice en fonction du tenseur de déformation totale :

$$\varepsilon_{ij}^M = \frac{1}{1 - \rho^I} \left[I_{ijkl} - \rho^I A_{ijkl}^{MT} \right] \varepsilon_{kl} \quad (\text{Equation 12})$$

On utilise les équations (9) et (12) dans (8) :

$$\begin{cases} \sigma_{ij}^M = \frac{1}{1 - \rho^I} \left[I_{ijpq} - \rho^I A_{ijpq}^{MT} \right] C_{pqkl}^M \varepsilon_{kl} - C_{ijkl}^M \alpha_{kl}^M T \\ \sigma_{ij}^I = l_{ijpq} A_{pqkl}^{MT} \varepsilon_{kl} - m_{pij} E_p \end{cases} \quad (\text{Equation 13})$$

On utilise les deux équations dans l'équation du tenseur de contrainte totale, on a :

$$\sigma_{ij} = (1 - \rho^I) \sigma_{ij}^M + \rho^I \sigma_{ij}^I \quad (\text{Equation 14})$$

D'où :

$$\sigma_{ij} = \left[C_{ijkl}^M + \rho^I (I_{ijpq} - C_{ijpq}^M) A_{pqkl}^{MT} \right] \varepsilon_{kl} - (1 - \rho^I) C_{ijkl}^M \alpha_{kl}^M T - \rho^I m_{pij} E_p$$

Donc, on obtient l'équation constitutive du monocristal :

$$\sigma_{ij} = K_{ijkl} \varepsilon_{kl} - P_{ij} T - W_{pij} E_p \quad (\text{Equation 15})$$

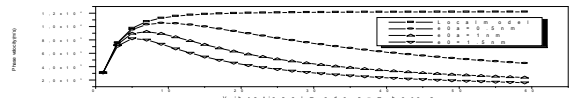
$$\text{Avec : } \begin{cases} K_{ijkl} = C_{ijkl}^M + \rho^I (I_{ijpq} - C_{ijpq}^M) A_{pqkl}^{MT} \\ P_{ij} = (1 - \rho^I) C_{ijkl}^M \alpha_{kl}^M \\ W_{pij} = \rho^I m_{pij} \end{cases}$$

Applications et interprétations des résultats

Dans cette partie, nous avons implémenté les équations obtenus sous le logiciel de programmation MATLAB, et nous avons pris comme application, le composite piézoélectrique : cuivre / Le Titanate de Baryum (Cu/BaTiO3).

Sachant que le cuivre représente la matrice et le Titanate de Baryum représente le renfort.

Notons que la déformation ε_{ij} décrite dans les équations ci-dessous est exprimée dans le repère cristallographique. Pour avoir exprimer cette déformation dans le repère macroscopique, nous avons fait appel à la matrice de changement de base suivante (celle-ci est trouvée à partir d'un développement mathématique d'une matrice de changement de base classique) :



Avec : $s1 = \sin(\phi_1)$; $s2 = \sin(\phi_2)$; $s3 = \sin(\phi_3)$; $c1 = \cos(\phi_1)$; $c2 = \cos(\phi_2)$; $c3 = \cos(\phi_3)$;

Dans la partie suivante, nous allons étudier les cas suivants : 1^{er} cas de différentes fractions volumiques de la fibre (Fi=1%, Fi=10%, Fi=25%) avec une orientation des grains constante ($\phi_1 = 3.11^\circ$, $\phi_2 = 73.24^\circ$, $\phi_3 = 335.88^\circ$).

2^{ème} cas différentes orientations des grains choisis au hasard ($\phi_1 = 3.11^\circ$, $\phi_2 = 73.24^\circ$, $\phi_3 = 335.88^\circ$), ($\phi_1 = 228.38^\circ$, $\phi_2 = 84.81^\circ$, $\phi_3 = 205.27^\circ$) et ($\phi_1 = 341.26^\circ$, $\phi_2 = 83.98^\circ$, $\phi_3 =$

34.97°) avec une fraction volumique constante de la fibre (Fi=10%).

3^{ème} cas pour un polycristal pour différentes fractions volumiques de la fibre (Fi=1%, Fi=10%, Fi=25%).

-1^{ère} cas :

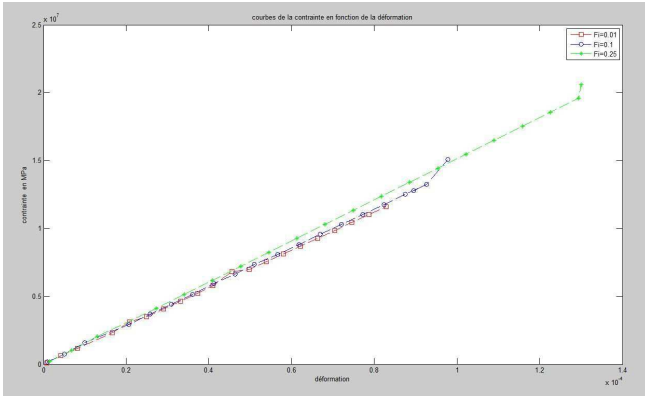


Figure2 : Evolution de la contrainte en fonction de la déformation durant un test de compression pour différentes fraction volumique avec orientation constante.

Nous constatons que les courbes obtenues sont presque les mêmes que celles obtenues dans une étude similaire [3] avec une légère différence qui pourra être expliquée par le fait que nous avons pris le cuivre comme matrice.

-2^{ème} cas :

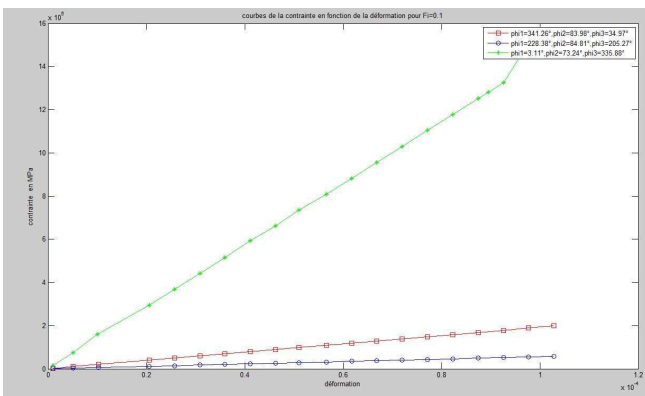


Figure3 : Evolution de la contrainte en fonction de la déformation durant un test de compression pour différentes orientation des grains avec une fraction volumique constante.

Nous remarquons que la courbe en vert présente une pente élevée par rapport aux courbes. Ce qui nous permet de dire que l'orientation des grains ($\phi_1 = 3.11^\circ$, $\phi_2 = 73.24^\circ$, $\phi_3 = 335.88^\circ$) présente le cas le plus favorable car elle permet d'avoir un module d'Young assez important.

Compte tenu de ces résultats, nous pourrions conclure que la linéarité dépend de l'orientation des grains.

-3^{ème} cas : Nous observons que les courbes trouvées ont presque la même allure que celle trouvée dans le cas d'un monocristal. Et nous constatons que plus la fraction volumique augmente plus la pente augmente aussi (Module d'Young plus élevé) et le matériau devient rigide.

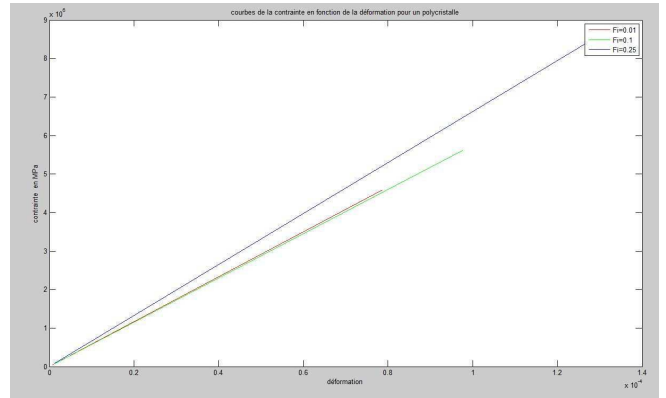


Figure 4 : Evolution de la contrainte en fonction de la déformation durant un test de compression pour un polycristal.

Conclusion

Durant ce travail Nous avons présenté une étude des matériaux composites à fibres piézoélectriques, en se basant sur le modèle d'homogénéisation de Mori Tanaka, celui-ci a été développé dans le cas d'un matériau qui contient une quantité assez élevée d'inclusions. Les résultats obtenus apportent des informations sur le comportement des composites piézoélectriques. Il apparaît, clairement, qu'une augmentation assez élevée de la fraction volumique d'inclusions, permet d'aboutir à un matériau dont ses performances un peu près égal au matériau piézoélectrique pris séparément. Aussi nous pourrions conclure que :

- la rigidité du matériau augmente et dépend de la fraction volumique (plus la fraction volumique augmente plus la déformation augmente).
- L'allure des courbes dépend de l'orientation des grains.
- Les allures de courbes trouvées dans le cas d'un polycristal sont les mêmes que celles trouvées dans la documentation [3] avec une légère différence due à une différence des composites de test. Pour le cas d'un polycristal la méthode de Taylor nous donne des résultats acceptables qui pourront être finalisés dans le cadre d'un autre travail par d'autre moyen de calcul. Compte tenu de tout cela nous pourrions valider les équations obtenues et notre programme de calcul qui a été implémenté sous le logiciel MATLAB.

Références

[1]: HAJJAJI, A., Caractérisation multi échelle et lois de comportement dans les matériaux ferroélectriques. Thèse de doctorat : Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2007.
 [2]: COLLARD. C, BENZINEB. T, PATOOR. E, BENSALAH M.O, : Micromechanical analysis of precipitate effects on shape memory alloys behaviour, Materials Science and Engineering A, 481-482, p: 366-370.(2008)
 [3]: ELHADROUZ. T, BENZINEB. T, PATOOR. E, Micromechanical model for ferroelectric and ferroelastic single crystals. Smart Structures and Materials 2004: Active Materials: Behavior and Mechanics. Edited by Lagoudas, Dimitris C. Proceedings of the SPIE, Volume 5387, pp. 346-353 (2004).
 [4]: LENGLET, E., Contribution au développement d'une méthode d'homogénéisation des composites à fibres actives - Application à la torsion des pâles d'Hélicoptère. Thèse de doctorat : Université des Sciences et Technologies de Lille, 2003.

DAMAGE PREDICTION IN COMPOSITES MATERIALS UNDER LOW VELOCITY IMPACT

M. ABOUSSALEH

M2I Team, National Higher School of Engineering (ENSAM), Marjane II, Beni M'hamed, B.P. 4024, Meknès, Morocco

aboussaleh_med@yahoo.fr

Abstract

Significant damage can be induced in composite laminated structures by low velocity impact (LVI). A large decrease in the global stiffness can result from LVI, particularly when these impacts are repeated. A local analysis of the extent of the damage during impact is too difficult to obtain. The goal of the present study is to define, characterize and predict a critical damage state (CDS). The determination of such CDS allows the prediction of a potential damage under low velocity impact and gives useful information for composite structures design.

A model developed in our previous studies is adopted for the determination of some global parameters, as impact energy, which permit the prediction of the CDS.

The extrapolation of results from this model to dynamic loading is carried out. It is shown that the critical energy at the CDS for a plate with large dimensions can be determined from the static relationship Force-deflexion of a reference plate. The existence of some parameters associated to the CDS that can be considered as intrinsic to the material is demonstrated.

Keywords: Composite materials, Damage, Impact Low velocity, Critical energy, Characteristic damage State, Critical force.

1. Introduction

Fiber Reinforced Polymers (FRP) have steadily gained popularity over the past four decades for use in fields ranging from aerospace, to piping, to sports equipment. This appeal is due primarily to their high strength-to-weight ratio, high mechanical properties and fatigue resistance. Structures from aircraft fuselages will inevitably be subjected to impacts of some dropped tools. It is therefore essential to understand the impact behaviour of composites in order to design them properly.

The impact behaviour is one of enormous complexity. A single impact event can produce simultaneously several different damage modes which are dependent on properties of both the impactor and the laminate.

A brief overview of impact mechanics can be found in [1,2]. Choi and Chang [3] studied the impact damage on graphite/epoxy laminated composites caused by a low velocity impact in terms of matrix cracking and delamination resulting from a point node impact. Lamand Sathiyamoorthy [4] presented a theoretical method to analyse the impact

dynamics of a system, which consists of laminated beam, subjected to the impact of multiple spherical masses. Duan and Ye [5] developed a 3D finite element model incorporating frictional contact for studying the delamination at the interfaces due to low velocity impact.

Yigit et al. [6] developed non-dimensional governing parameters through dimensional analysis and simple lumped-parameter models based on asymptotic solutions, which are valid for a wide range of impact situations. In previous studies, [7-10], the response of RFP to low velocity impact is well approximated by static loading. In this paper, we are interested first to show that static and low velocity impact responses are similar through experimental tests, secondly, we extrapolate our previous model [11] to analyse laminate composite (graphite/epoxy AS4/3501) behaviour under transverse static load. Finally, the model is adopted to predict critical damage state (CDS).

In order to approximate the same behaviour for LVI and static load, figure 1 shows the contact force vs deflexion at the plate center. Not only the same response is observed but also the critical force at the CDS is practically equal for both cases. In figure 2, the critical force at the CDS for impact load is shown.

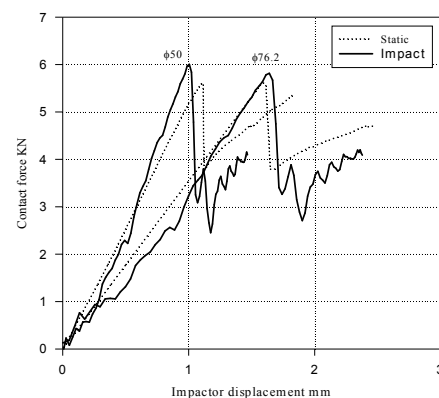


Fig 1 : Comparison between static and LVI response, [11]

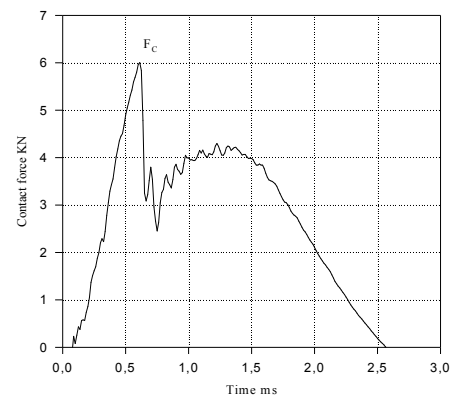


Fig.2 : Impact force history

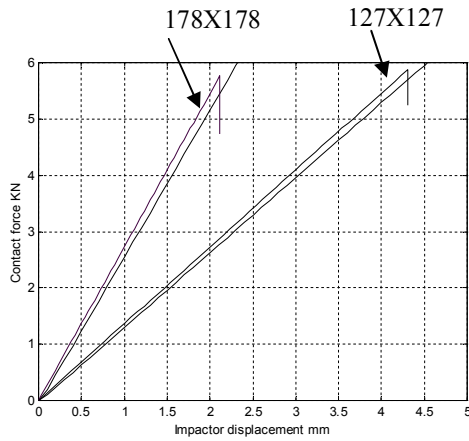


Fig.3 : Comparison between the present

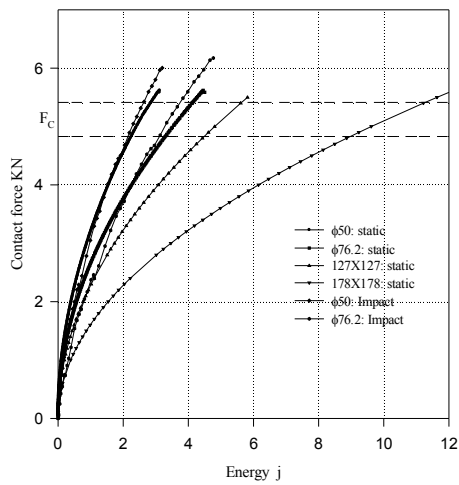


Fig. 4 : Contact force vs energy (static an impact load test)

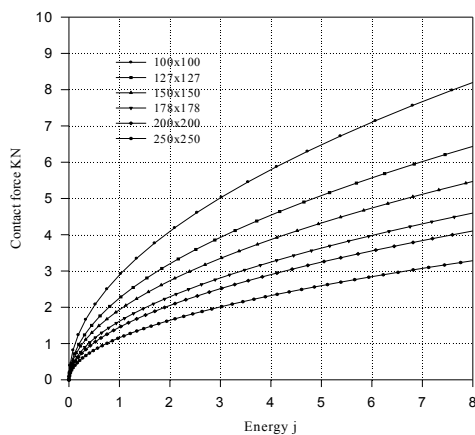


Fig. 5 : Effect of the plan dimension on energy vs contact force (present study prediction)

2. Analytical approach

In our previous study, [11], a model is developed to predict the behaviour for RFP under transverse load. The method is based on anisotropic elasticity theory of plate by taking into account the out plan normal stress σ_z and the interlaminar shear strains ϵ_{xz} and ϵ_{yz} . The contact pressure is assumed to be represented by a double Fourier series. The relationship between the contact force and the indentation is obtained by constructing a Green's function of the laminate. The solution of the problem is performed by using the redundant field point method (RFP), [12-14]. The same approach is used to solve to predict contact force vs impactor displacement instead of contact force vs indentation.

The figure 3 shows very agreement between the predictions of this approach and experimental results. The energy at the critical force is then obtained by the following equation:

$$E = \int_0^{F_c} Fdw \text{ where } w \text{ is the impactor displacement.}$$

The figure 4 shows this energy for both experimental static and impact tests. The effect of the plate dimensions on the energy vs contact force is shown in figure 5. The energy at the CDS is then easily determined for any critical force. The figure 6 illustrates a normalized energy which is independent of the plate's dimensions that is defined by E/ab where ab is the exposed plan area of the plate. This normalized curve (figure 6) can be used to predict the characteristic damage state for any dropped tools on aircraft structures. If dropped tool of a masse m impacted a plate, the impact energy can be assumed

to mgh where h and g are the impact height and the gravity constant. The static tests can be performed to determine the critical force F_c . Then by using the normalized curve (figure 11), the critical energy at the CDS is determined. The impact energy is then compared to the critical energy to predict if damage is occurred or not.

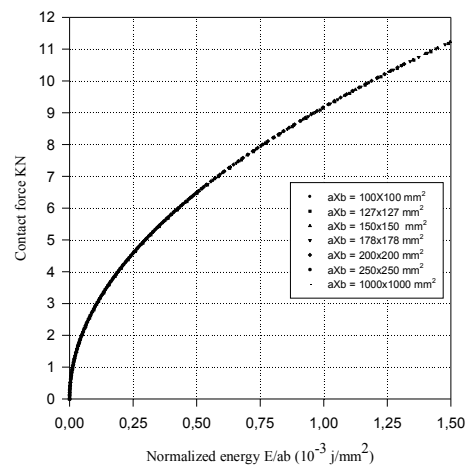


Fig 6 : Normalized energy vs contact force (present study prediction)

3. Conclusion

The results of the present study provide simple and useful analytical tools for predicting a characteristic damage state for composite laminate. The model can also be used as guide in designing aircraft structures submitted to low velocity impact that can be induced by dropped tools. This will minimize the enormous computational and experimental associated with impact testing

4. References

- [1] Abrate, S., "Impact on Composite Structures," Cambridge: Cambridge University Press, 1998.
- [2] Schoeppner, G.A.; Abrate, S., "Delamination Threshold Loads for Low Velocity Impact on Composite Laminates," Composites: Part A: Applied Science and Manufacturing, 2000, (31), 903-915.
- [3] Choi HY, Chang FK. "A model for predicting damage in graphite/epoxy laminated composite resulting from low velocity impact" J. Composite Materials 1992; 26 (14): 2134-69.
- [4] Lam KY, Sathiyamoorthy TS. "Response composite beams under low velocity impact of multiple masses" Composite Structures 1999; 44: 205-20.
- [5] Duan SH, Ye TQ. "Three dimensional frictional dynamic contact analysis for predicting low velocity impact damage in composites" Adv Eng Software 2002; 33: 9-15.
- [6] Ahmet S. Yigit, Andreas P.Christoforou., "Limits of asymptotic solutions in low velocity impact of composite plates" Composite Structures 2007; 81: 568-574
- [7] Yang, S. H. and Sun, C. T. (1983). "Indentations Law for Composite Laminates" ASTM STP 787,425-449.
- [8] Lin, H. J. LI and Lee, Y. J. (1992). "Use of Statical Indentation Law in the Impact Analysis of Composite Laminated Plates and Shells" J. Applied Mechanics. Transactions of the ASME, 58, 36-52.
- [9] Chao, C. C., Tung T. P. and Lee, S. C. (1987). "Response of Orthotropic Cylindrical Shells Subjected to Impact Loading" Int. Conf. on Advanced Composite. Materials and Structures, 602-614.
- [10] LEE, S. M. and ZAHUTA, P.(1991). "Instrument Impact and Static Indentation of Composites" J. Composite Materials, 25, 204-222.
- [11] Aboussaleh M. and Boukhili R. "The contact behaviour between laminated composite and rigid impactor", Composite structures (1998), 43, 165-178
- [12] Singh K.P., Buton B. "Numerical solution of non-Hertzian elastic contact problem". J Appl. Mech (1991):4: 84-490.
- [13] Ahmadi N.. Keer L.M.. Mura T. "Non Hertzian contact stress analysis for an elastic half-space normal and sliding contact". Int J Solids Strut 1983; 19: 357-373.
- [14] Lawson Cl.. Hanson RJ. "Solving least squares problems". Englewood Cliffs. NJ: Prentice-Hall, 1974

EFFECTIVE THERMAL CONDUCTIVITY OF RANDOM COMPOSITES

M. AADMI^{*1}, M. EL HAMMOUTH¹, M. KARKRI²,
L. IBOS²

¹Faculté pluridisciplinaire de Nador, Selouane 300, 62700, Maroc.

²Université Paris Est, CERTES, 61 avenue du General de Gaulle 94010
Créteil, cedex, France

* (Corresponding author: moussa_aadmi@hotmail.com)

Abstract: This work concerns the prediction of effective thermal conductivity of composite materials with two phases by the 3D numerical simulation. To simplify the calculations, simulations were performed for a Representative Volume Element (RVE) randomly filed. The influence of size, shape, thermal contact resistance, thermal conductivity ratio between phases, the volume fraction and heterogeneity on the effective conductivity of the composite is taken into account in numerical simulations. The results are analyzed and compared with various analytical models.

Introduction

Thermally conductive polymer composites can replace metals in many applications. This technology is a substantial improvement since polymers are commonly used due to their thermal isolating properties. The advantages of thermally conductive polymers over metals are reduced density; increased corrosion, oxidation, and chemical resistance; increased processibility; and properties are adjustable to fit the application. However, polymers have many disadvantages; for example, creep, thermal instability, and a limited number of processing techniques. The main application for thermally conductive polymers is heat sinks. Other possible benefits are faster injection molding cycle times and improved thermal stability. The increasing demand for smaller, lighter, and faster machines and electronics has created a need for new materials. In addition, industry has a growing need to tailor the properties of materials, including thermal conductivity, to desired applications. Composites are often used to fill these needs. Composites are a mixture of two or more types of materials that form a new material with properties that are a combination of the constituents. Conductive composites are often formed by the addition of thermally conductive fillers to a polymer matrix. Many studies have investigated the addition of single fillers to increase the thermal conductivity of polymer-based composites [1]. Therefore, the major challenge is to raise the conductivity without penalizing the other properties. Several important factors affect the thermal conductivity of a material. These include the thermal conductivity of its constituents and the crystallinity of the polymer. The filler size, shape, concentration, dispersion (degree of mixing), orientation, and bonding between the filler and the matrix greatly affect the thermal conductivity (thermal contact resistance). The orientation of the fillers is important and the ratio of thermal conductivity between phases and the process

very fabrication. Numerous numerical and theoretical predictions have been proposed in the literature to model the thermal properties of composite materials [1, 2, 3].

This work concerns the prediction of effective thermal conductivity of composite materials with two phases by the 3D numerical simulation. The simulation is performed using COMSOL® 4.2a. To simplify the calculations, simulations were performed for a Representative Volume Element (RVE) randomly filed with spheroidal, cylindrical or ellipsoidal particles (Figures 1-3). The influence of size, shape, thermal contact resistance, thermal conductivity ratio between phases, the volume fraction and heterogeneity on the effective conductivity of the composite is taken into account in numerical simulations. The results are analyzed and compared with various analytical models.

Mathematical model

Figures 1-3 show a schematic representation of a 3D-Representative Volume Element (3D-RVE) modeling used for the calculation of effective properties of particles-reinforced composites. The composite is considered as a periodic repetition of 3D-RVE of volume $\Omega_{3D-RVE} = b^3$. The 3D-RVE consists of a set of volume inclusions Ω_{in} , such as $\Omega_m \subset \Omega_{3D-RVE}$, randomly distributed. A program was developed in MATLAB 7.0® to randomize the position and orientation of these inclusions. The finite element simulations were performed using Version 4.a of the COMSOL software package. σ and τ are respectively, the inclusions and the matrix temperatures. The lateral faces were being adiabatic and a constant conductive flux on the underside ($x_3=0$) is imposed. On the upper face ($x_3=b$) we consider a convective heat flux proportional to the heat transfer coefficient h (table 1). k_m is the thermal conductivity of the matrix and k_f is inclusions thermal conductivity. The mathematical equations representing the physical model are given by the equations system(1-6).

In matrix:

$$\nabla (k_m \nabla \tau) = 0 \quad (1)$$

In inclusion:

$$\nabla (k_f \nabla \sigma) = 0 \quad (2)$$

With the following boundary conditions:

$$-k_m \frac{\partial \tau}{\partial n} = 0, \quad -k_f \frac{\partial \sigma}{\partial n} = 0 \quad \text{lateral faces} \quad (3)$$

$$-k_m \frac{\partial \tau}{\partial n} = q, \quad -k_f \frac{\partial \sigma}{\partial n} = q \quad x_3 = 0 \quad (4)$$

$$-k_m \frac{\partial \tau}{\partial n} = h(T_{\text{moy_sup}} - T_{\text{amb}}), \quad -k_f \frac{\partial \sigma}{\partial n} = h(T_{\text{moy_sup}} - T_{\text{amb}}) \quad x_3 = b \quad (5)$$

$$k_m \frac{\partial \tau}{\partial n} = \frac{(\sigma - \tau)}{r_c}, \quad -k_f \frac{\partial \sigma}{\partial n} = \frac{(\sigma - \tau)}{r_c} \quad \text{matrix} \cap \text{inclusions} \quad (6)$$

Calculating the effective thermal conductivity of the composite:

According to figures 1-3, the expression of the total heat flux through the upper face of the 3D-RVE in the x_3 -direction is given by the following equation:

$$k_{\text{eff}} \Delta \tau \times \frac{b^2}{b} = -k_m \int_0^b \left(\int_0^b \frac{d\tau}{dx_3} \Big|_{x_3=b} dx_2 \right) dx_1 - k_f \int_0^b \left(\int_0^b \frac{d\sigma}{dx_3} \Big|_{x_3=b} dx_2 \right) dx_1 \quad (7)$$

The heat flux in the x_3 - direction over the upper face of the 3D-RVE is defined by:

$$-k_m \int_0^b \left(\int_0^b \frac{d\tau}{dx_3} \Big|_{x_3=b} dx_2 \right) dx_1 - k_f \int_0^b \left(\int_0^b \frac{d\sigma}{dx_3} \Big|_{x_3=b} dx_2 \right) dx_1 = h \times b^2 (T_{amb} - T_{moy_sup}) \quad (8)$$

The effective thermal conductivity is given by:

$$k_{eff} = \frac{h \times b \times (T_{amb} - T_{moy_sup})}{\Delta \tau} ; \Delta \tau = (\tau_{moy_sup} - \tau_{moy_inf}) \quad (9)$$

with τ_{moy_sup} and τ_{moy_inf} are the average temperatures, respectively, on the upper and lower faces.

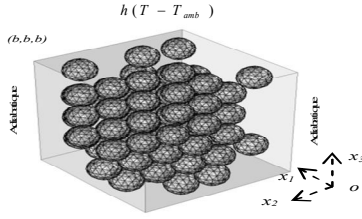


Figure 1: Random distribution of spheroidal inclusions in the 3D-Representative Volume Element (3D-RVE)

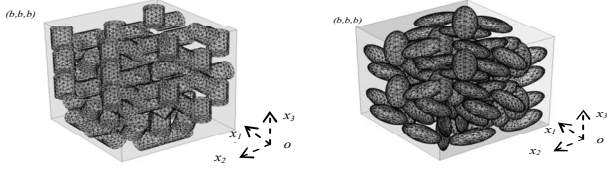


Figure 2: Random distribution of cylindrical inclusions in the 3D-RVE

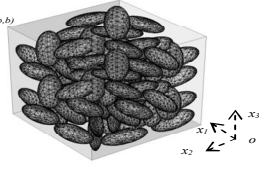


Figure 3: Random distribution of ellipsoidal inclusions in the 3D-RVE

Analytical models

Hashin and Shtrikman model: this model is inspired from the Maxwell approach using the assumption of the disturbance. Hashin Shtrikman have developed this model for various types of inclusions, the effective thermal conductivity of the composite is given by the following equation:

$$k_{eff} = k_m \left[\frac{1 + (d-1)B\phi}{1 - B\phi} \right] ; B = \frac{k_f - k_m}{k_f + (d-1)k_m} \quad (10)$$

Where d is a parameter that represents dimension of the system and defines the shape of the particles. In the case of a spherical dispersion $d = (1/x_1 + 1/x_2 + 1/x_3)/(1/x_1)$

with: $(x_1 = x_2 = x_3)$, which leads to the value $d = 3$. In the case of cylindrical or elliptical inclusions randomly distributed in the 3D-RVE, we use an average value of the parameter:

$$d = d_m = \left[\frac{\sum_{i=1}^3 d_{x_i}}{\sum_{i=1}^3 i} \right] \text{ avec } d_{x_i} = (1/x_1 + 1/x_2 + 1/x_3)/(1/x_i) \quad (11)$$

Hasselman and Johnson model: The model [4] is described by an expression for effective thermal conductivity based on a composite configuration that consists of dispersed uniaxial fibers in a matrix with thermal barriers (fiber coatings or fiber/matrix) and is given by:

$$k_{eff} = k_m \left[\frac{1 + (d-1)B\phi}{1 - B\phi} \right] ; B = \left[\frac{\lambda_f}{\lambda_m} - \left(1 + \frac{\lambda_f}{rh_c} \right) \right] \left[\frac{\lambda_f}{\lambda_m} + (d-1) \left(1 + \frac{\lambda_f}{rh_c} \right) \right] \quad (12)$$

Where d is a parameter depending on the particle shape, r is the radius of particles and hc is the contact conductance between the particle and the matrix defined by: $h_c = \frac{1}{r_c}$.

Results and discussion

4.1. Investigation of the effect of inclusion shape.

In order to examine the influence of inclusions shape on the effective thermal conductivity, simulations were performed on 3D-REV containing spheroidal, cylindrical, ellipsoidal inclusions. The individual inclusions of all three shapes were of a similar size (each individual inclusion occupied approximately $\Omega_{in} (m^3)$ of the total volume, see table 2).

Figure 4, shows the effective thermal conductivity of the composite depending on the volume concentration and inclusion shape. We fixed for this model (b), during the random process, the inclusion volume Ω_{in} and we increased the concentration ϕ . There is a nonlinear increase of thermal conductivity depending on the rise of the concentration of inclusions. This increase was expected, because the inclusions have a larger thermal conductivity ($k_f / k_m = 3500$).

We observe from this figure that the composite loaded with ellipsoids particles has larger thermal conductivity than those loaded with cylindrical or spheroidal one. It is seen that the numerical results agree excellently with the analytical model of Hashin and Shtrikman (Eq. 11) and the literature [5]. The values of k_{eff} for three different inclusion shapes at each ϕ

are shown in The results for this model appeared to be different from the results for the spheroidal and cylindrical it was not clear how much was due to the inclusion shape alone and how much could be attributed to anisotropy. It can also be seen from Fig. 5 that the values of k_{eff} of ellipsoidal model are higher than those of mixture of three shapes, and the difference between them increases with ϕ . This means that the ellipsoid shape would be a key to improve the effective thermal conductivity of composites.

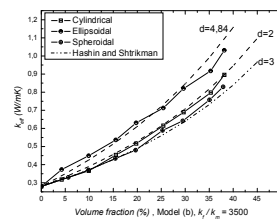


Figure 4: Evolution of ETC depending on the filler volume fraction, $\Omega_{in} = 1413 . 10^{-5} m^3$

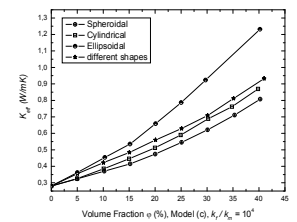


Figure 5: Effect of inclusions shape on the ETC: $\Omega_{in} = 4181 . 10^{-5} m^3$

4.2. Effect of inclusions size

The simulations were carried out in the following way. For each model (a, b, c and d), the volume fraction was constant $\phi = 30\%$ and inclusions were of the same volume $\Omega_{in} (m^3)$ (see Table 2). The volume inclusion was increased with a variable step $\delta\Omega_{in} (m^3)$ and perfect contact between matrix and inclusions ($r_c = 0 m^2 . KW^{-1}$). For each value of

Ω_m (m^3) the effective conductivity was computed. The mean k_{eff} / k_m values for different inclusions sizes at each Ω_m are shown in Figures 6-8. For this study we can make the following observation. (i) The results for all inclusions sizes were similar over the range of k_f / k_m investigated. (ii) The composite's thermal conductivity is increased by the addition of fillers and it can be said that the small fillers are the most enhancing agent on the thermal conductivity of composite. (iii) For the smallest inclusions, the maximum value of the k_f / k_m results were 2.52, 2.52 and 3.59 and for the largest inclusions, the results were 2.14, 2.30 and 2.82, respectively for spheroidal, cylindrical, ellipsoidal inclusions. (iv) It can be seen from Figures that, increasing concentration ratio makes the effective thermal conductivity ratio values higher due to increasing thermal bridges along the path of heat flow. One can easily conclude from figure 8 that the effective conductivities of the ellipsoidal filler models are higher than those of the spherical and cylindrical fillers models (figures 6-7). These results are in accordance with the results reported in the literature [6]. It is commonly accepted that the use of small particles tends to increase the probability of forming a continuous conductive path and improve heat transfer in composite material [7]. This is reflected also by an electrical percolation threshold lower when using low particle size [7].

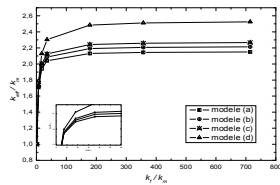


Figure 6: Effect of the size of spheres on the ETC, $\phi = 30\%$

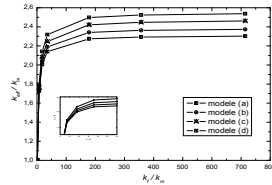


Figure 7: Effect of the size of cylinder on the ETC, $\phi = 30\%$

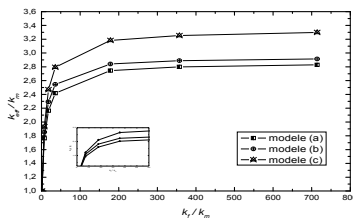


Figure 8: Effect of the size of ellipsoids on the ETC, $\phi = 30\%$.

4.3. Effect of the thermal contact resistance

In figures 10-11, effect of concentration ratio and thermal contact resistance r_c of different filler models are illustrated at a constant conductivity ratio $k_f / k_m = 10^5$. One can easily conclude from these figures that at low values of the thermal contact resistance 10^{-5} to 10^{-3} , the volume fraction ϕ has a predominant effect on the heat transfer between the matrix and the fillers and increase leads to higher values of effective thermal conductivity. In addition, variations in the effective thermal conductivity become almost negligible showing an asymptotic behavior. For the thermal contact resistance between 10^{-3} and 10^{-1} (m^2K/W) the contact resistance has a

dominant influence on the effective thermal conductivity, this influence increases with the volume fraction, because the contact surface between the matrix and inclusion augmented according to a volume fraction. The numerical results for the spherical inclusion and cylindrical are compared with the Hasselman and Johnson mode (HJ), the numerical result gives good results with the model of Hasselman and Johnson for low volume fraction, because the model limited to low volume fraction. For the volume fraction top the 30% we observe that the numerical result remains less than the values given the model as it applies to long fibers uniformly distributed and oriented in the same directional.

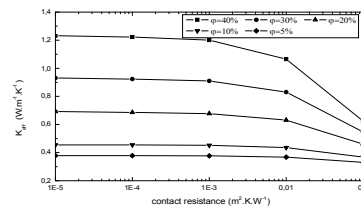


Figure 10 : Effect of the thermal contact resistance on the ETC: ϕ variable and $k_f / k_m = 10^5$ (Ellipsoidal shape, model (c))

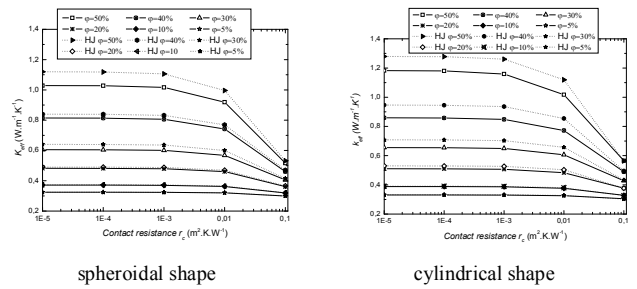


Figure 11: Effect of the thermal contact resistance on the ETC: ϕ variable and $k_f / k_m = 10^5$ (model (c)), comparison with Hasselman and Johnson models(HJ)

Conclusions

In this work, 3D finite element simulations coupled with a program for generating forms was very useful to predict effective conductivity of composites reinforced with randomly distributed inclusions. Moreover, it appeared that the use of ellipsoidal conductive fillers in composites instead of spheres yields a higher effective conductivity while maintaining the same loading rate. To complete this work and to study the applicability of these numerical models to real materials, experimental characterizations are provided for various heterogeneous composite samples. Furthermore, in order to approach the thermophysical behavior of real composite materials, it would be necessary to take into account in numerical simulations the effect of contact resistance between fillers and between the matrix and the fillers and the effect of a dispersion of inclusions size for a given form.

References

[1] D. M. Bigg, Thermally Conductive Polymer Compositions. *Polymer Composites*, Vol. 7, No. 3, 1986, pp. 125.
 [2] M. Karkri, Boudenne .A, Ibos. L, Numerical and experimental study of thermophysical properties of spheres composite materials, *Int. J. High Temperatures-High Pressures*, Vol. 40, No.1 pp. 61-81 (2011).

- [3] S. Torquato, J. Mec. Phys. Solids, Vol. 45, p1421,1997.
 [4] Graham S., McDowell D. L., Numerical Analysis of the Transverse Thermal Conductivity of Composites With Imperfect Interfaces, Journal of Heat Transfer. 125 (2003) 389.
 [5] A. Pereira, Numerical Prediction of the Effective Thermal Conductivity of Fibrous Composite Materials, 9th AIAA/ASME Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference, 2006.
 [6] X. Lu, G. Xu, J. Appl. Polym. Sci., Vol. 65, p 2733, 1997
 [7] A. Boudenne, L. Ibos, M. Fois, E. Géhin, J-C. Majesté, Electrical and thermal behavior of Polypropylene filled with copper particles, Composites Part A : Applied Science and Manufacturing, Vol. 36, pp. 1545-1554, 2005.

Heat flux	200 W.m ⁻²
Convectivity	0.44 W.m ⁻² .K ⁻¹
Temperature of air	298 K

Table 1: The parameters of boundary conditions,

	Inclusion Shape	d	Aspect ratio $\alpha=L/l$	Volume of inclusions $\Omega_v(m^3)$
Model (a)	spheroidal	3	-	0,03351
	cylindrical	3.57	1.2247	
	ellipsoidal	4.08	-	
Model (b)	spheroidal	3	-	0,01413
	cylindrical	3.57	1.2247	
	ellipsoidal	4.84	-	
Model (c)	spheroidal	3	-	0,00418
	cylindrical	3.57	1.2247	
	ellipsoidal	4.08	-	
Model (d)	spheroidal	3	-	0,00214
	cylindrical	3.45	1.2247	

Table 2: Shapes and parameters of each model.

ETUDE DE L'INDICE DE DEGRADATION GLOBAL D'UNE STRUCTURE MIXTE EN BETON ARME

M. A. BELKHEIR¹, M. HAMIZI², N. E. HANNACHI³

¹ Doctorant, Laboratoire de Modélisation des Matériaux et des Structures de Génie Civil, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou. bghiles28@hotmail.fr

² Maître de conférences, Laboratoire de Modélisation des Matériaux et des Structures de Génie Civil, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou. chamizi@yahoo.fr

³ Professeur, Laboratoire de Modélisation des Matériaux et des Structures de Génie Civil, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou. hannachina@yahoo.fr

1-Introduction

Les structures en portiques auto-stables se comportent, sous les effets du séisme, d'une manière très aléatoire. En effet, l'analyse des dommages subis par ces structures lors des séismes, a mis en évidence leurs vulnérabilités et leurs ruines sans aucune explication objective. Ce constat a poussé les concepteurs à imposer de nouvelles prescriptions, plus restrictives, concernant la hauteur en zone sismique ainsi que l'injection des voiles de contreventement pour les structures en auto-stables. Cette injection de voiles sans justificatifs préalables a tendance à trop rigidifier ces structures mixtes et démunie leurs performances sismiques. Dans cette recherche, nous proposons à travers l'étude des paramètres de résistance et de ductilité à prévoir le mécanisme de ruine de la structure. A cet effet, huit dispositions de voiles sont étudiées. Le mécanisme de ruine de chaque variante est un mécanisme plastique global, et que les états de dégradations des sections des éléments (poutres, poteaux, voiles) sont analysés.

2-Méthode de capacité spectrale (ATC 40)

La courbe de capacité est obtenue en appliquant à la structure un chargement incrémental distribué sur la hauteur du bâtiment. La demande sismique inélastique est obtenue par la réduction du spectre de réponse élastique amorti à 5% par des facteurs qui dépendent de l'amortissement effectif de la structure (β_{eff}).

2.1-Détermination de la Courbe de capacité des structures mixtes

La courbe de capacité est obtenue en appliquant à la structure une distribution de forces latérales incrémentées de façon progressive jusqu'à ce que le déplacement au sommet atteigne un déplacement cible [7]. Pour ce faire, on utilise le logiciel **ETABS version 9.2**, qui offre la possibilité d'extraire la courbe de capacité " S_a-S_d " de la structure à l'issue d'une modélisation tridimensionnelle par éléments finis [2]. Les poutres et les poteaux sont modélisés par des éléments linéaires le comportement non linéaire est traduit par la définition de rotules plastiques de flexion et de cisaillement aux niveaux des zones nodales [5] et [6] (Figure 1).

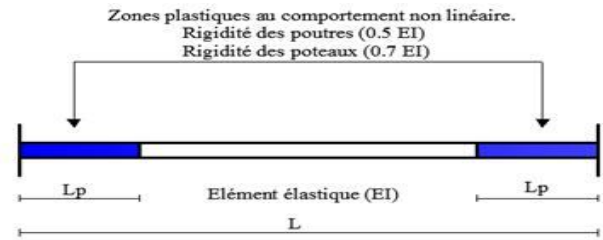


Figure 1 : Modélisation push Over des poutres et des poteaux

La difficulté réside dans la modélisation des voiles, à défaut de la disponibilité d'un outil qui permette de définir le comportement non linéaire d'un élément coque, nous optons pour un modèle linéaire basé sur le concept de macro élément [3]. Ainsi, le voile est modélisé par un élément linéaire équivalent situé sur l'axe central relié à des poutres infiniment rigides, des rotules plastiques de flexion sont introduites aux extrémités, et une rotule plastique de cisaillement est définie au milieu du voile afin de traduire le comportement en cisaillement du voile [2] [4] (Figure 2).

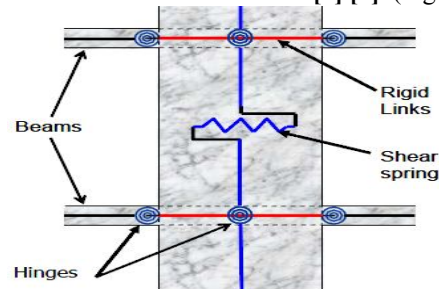


Figure 2 : Modélisation du voile pour l'analyse Push Over.

2.2-Demande spectrale et évaluation du point de performance

La demande sismique inélastique est obtenue par la réduction du spectre de réponse élastique amorti à 5% par des facteurs qui dépendent de l'amortissement effectif de la structure (β_{eff}) [1]. Les étapes de détermination du point de performance peuvent être résumées ainsi:

- 1 - Détermination de la courbe de capacité de la structure dans le format (S_a-S_d) en utilisant le logiciel ETABS.
- 2 - Développement du spectre élastique amorti à ($\beta_{eff} = 5\%$).
- 3 - Transformation du spectre élastique au format accélérations-déplacements.
- 4 - Représentation graphique du spectre élastique et de la courbe de capacité.
- 5 - Développement de la représentation bilinéaire de la courbe de capacité et définition du point (a^*, d^*).
- 6 - Calcul de l'amortissement effectif (β_{eff}) pour une série de valeurs de (d_{pi}) situés au voisinage du point (a^*, d^*).
- 7 - Développement d'une famille de spectres réduits ($\beta_{eff} \geq 5\%$), et représentation des points ($d_{pi} : \beta_{eff}$). L'intersection de la courbe tracée à partir des points ($d_{pi} : \beta_{eff}$) avec la capacité définie le point de performance de la structure. (Figure 3).

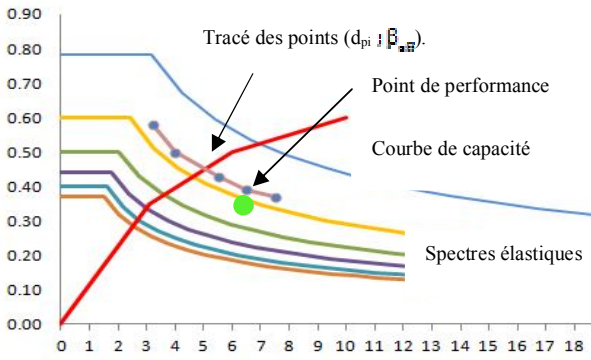


Figure 3-Détermination du point de performance.

3-Méthode d'optimisation de la disposition des voiles dans les structures mixtes

Dans cette recherche nous proposons à travers l'étude des paramètres de résistance et de ductilité de prévoir le mécanisme de ruine.

3.1 Etude de la structure

La structure étudiée est un bâtiment en (R+7) à usage d'habitation, la hauteur d'étage est de 3m et les dimensions en plan sont de (20m x 20m). (Figure 4). Le bâtiment est implanté sur un sol ferme de classe (S₂), situé dans une zone à forte sismicité (**Zone III, A=0,25**). Les charges statiques considérés sont les charges dues au poids propre du plancher (G=5.8KN/m²), et la surcharge d'exploitation Q=1.5KN/M².

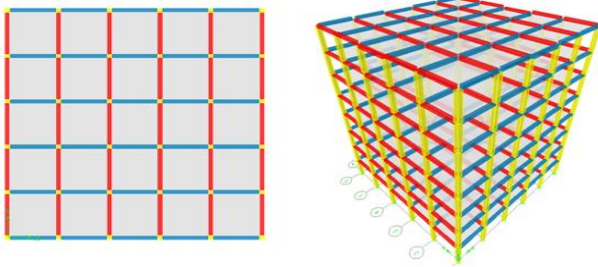


Figure 4 - Géométrie en plan et en élévation de la structure.

3.2-Dispositions de voiles étudiées

Nous optons pour des dispositions de voiles symétriques de telle façon à avoir un comportement dynamique dominé par des oscillations de translations pures suivant les deux directions principales de la structure. Par ailleurs, en raison de la symétrie parfaite de la structure étudiée (20m x 20m), nous effectuons des analyses push over uniquement suivant le sens xx en faisant varier les dispositions de voiles suivant cette direction.

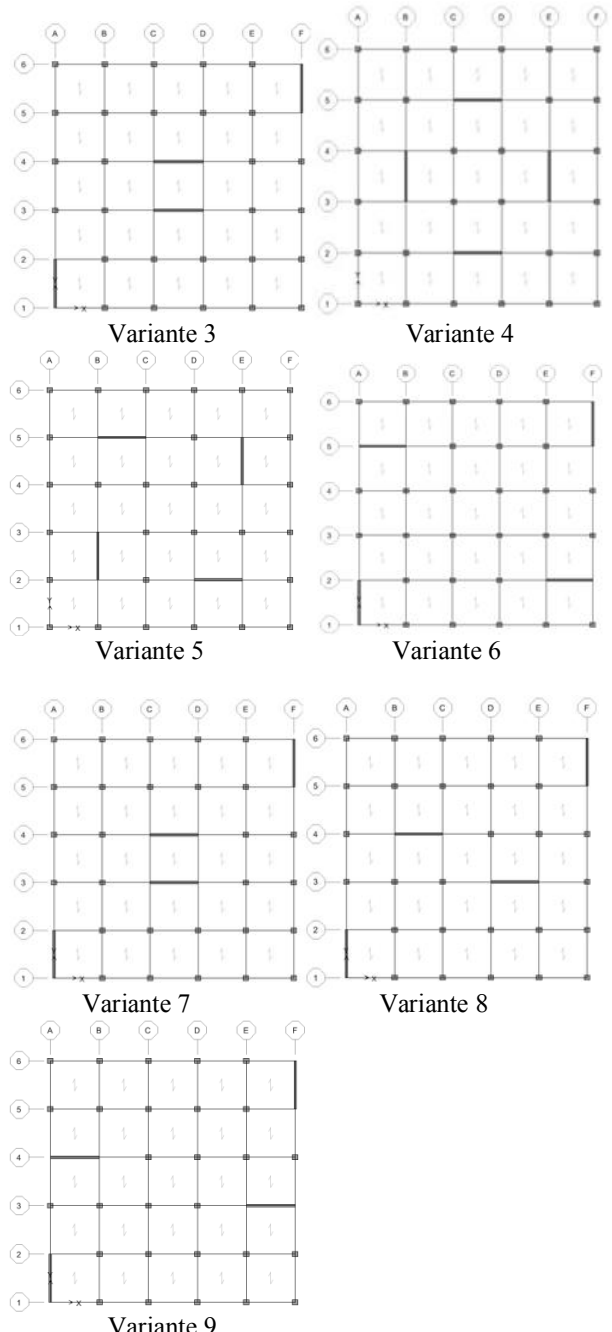
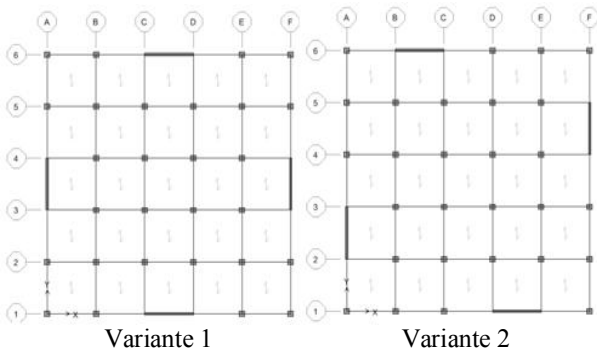


Figure 5 : Dispositions de voiles étudiées

4 Résultats obtenus
4.1-Demande en ductilité

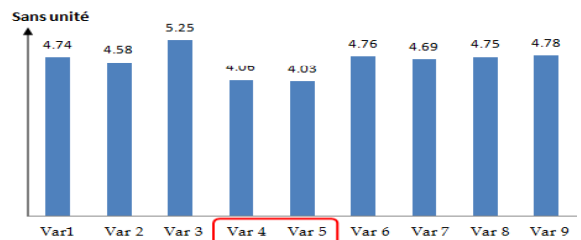


Tableau 2 : Demande en ductilité des variantes étudiées.

En analysant les résultats, on remarque que les variantes 4 et 5 ont une demande en ductilité presque similaire (respectivement **4.06** et **4.03**). On constate aussi que les demandes en ductilité des variantes 4 et 5 sont inférieures par rapport aux demandes en ductilité des autres variantes de **12%** à **23%**. On en conclue que les variantes 4 et 5 sont dans un état de plastification moins avancé que les autres variantes étudiées.

4.2-Raideur de la structure au point de performance (K_p) et indicateur de dégradation global de la structure (I_d)

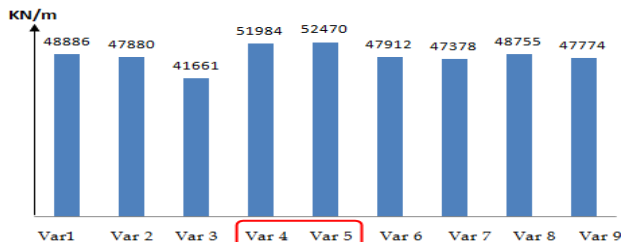


Tableau 4 Raideur de la structure aux points de performance

A mesure que les éléments de la structure se plastifient, la structure subit des dommages qui se traduisent par une diminution de sa résistance initiale (K_e). En dépit du fait que les variantes 4 et 5 soient les moins rigides à l'état élastique, aux points de performances, ces variantes présentent les plus grandes raideurs (K_p). Cela peut s'expliquer par un meilleur comportement non linéaire de ces variantes qui se plastifient avec une perte de résistance moins importante que les autres variantes étudiées, pour mieux constater cela, un indicateur de dégradation global (I_d) est défini :

$$I_d = 1 - K_p / K_e.$$

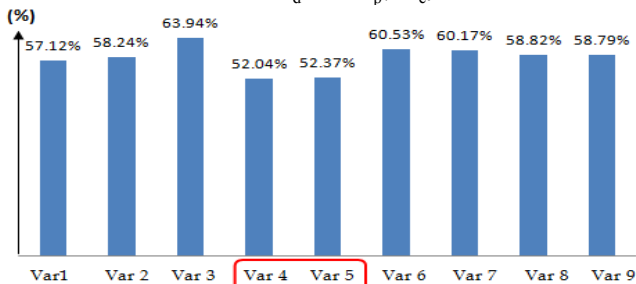


Tableau 5 Indicateur de dégradation global des variantes étudiées

En analysant les indicateurs de dégradations de chaque variante, on confirme que les variantes 4 et 5 subissent des pertes de résistance moins importantes que les autres variantes étudiées (respectivement **52.04%** et **52.37%**).

4.3-Mécanismes de ruine et état de dégradation des éléments

Après visualisation de la distribution des rotules plastiques dans les structures après chaque étape de chargement de l'analyse push over, on constate que le mécanisme de ruine de chaque variante est un mécanisme plastique global, et que les états de dégradations des sections des éléments (poutres, poteaux, voiles) sont presque similaires pour toutes les variantes étudiées, à savoir : Les poutres et les poteaux subissent des dommages relativement limités (Rotules de type

'B-IO'), tandis que les voiles du RDC subissent des dommages assez importants pouvant entraîner une perte significative de résistance (Rotules de type 'IO-LS'). (Figure 6). Par conséquent, les mécanismes de ruine ainsi que l'état de dégradation des sections des éléments ne peuvent être considérés comme des critères de comparaisons déterminants dans le choix de la disposition optimale des voiles pour cette structure.

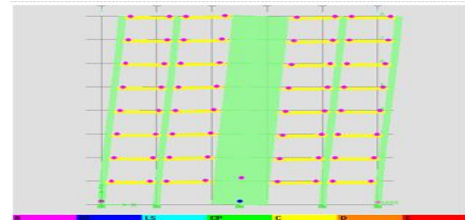


Figure 6 Distribution des rotules plastiques dans la structure.

5-Références bibliographiques

- [1] ETABS version 9, 2005, *CSI Analysis Reference Manual*, Computers and Structures, University of Berkeley, California.
- [2] FEMA, 2000, *Prestandard and Commentary for the Seismic Rehabilitation of Buildings, FEMA 356 Report*, prepared by the American Society of Civil Engineers for the Federal Emergency Management Agency, Washington, D.C.
- [3] Hemsas Miloud, 2010, *Modélisation par macro élément du comportement non linéaire des ouvrages à voiles porteurs en béton armé sous action sismique*, thèse de doctorat, Université de Bordeaux 1, France.
- [4] John Wallace, 2008, *Slender Wall Behavior & Modeling*, University of California, Los Angeles.
- [5] Mohamed Nour El-Din Abd-Alla, 2007, *Application Of Recent Techniques Of Pushover For Evaluating Seismic Performance Of Multistory Buildings*, Master Of Science In Structural Engineering, Cairo University.
- [6] Sermin Oğuz, 2005, *Evaluation Of Pushover Analysis Procedures For Frame Structures*, Phd Thesis, Natural And Applied Sciences Of The Middle East Technical University, Turkey.
- [7] Y. Menasri, M.S. Nouaouria, M. Guenfoud, 2010, *Evaluation De La Vulnérabilité Sismique A L'échelle D'une Structure En Béton Arme Par L'analyse Statique Non Linéaire*, Symposium International Sur La Construction En Zone Sismique, Université Hassiba Benbouali De Chlef (Algérie), 26 – 27 Octobre 2010.

CARACTERISATION DE LA ROCHE CALCARENITE UTILISEE DANS LA CONSTRUCTION DES MONUMENTS AU MAROC

¹M. HRAITA, ¹A. SAMAOUALI, ¹Y. EL RHAFFARI, ²Y. GERAUD, ¹M. BOUKALOUCHE

¹Laboratoire de Thermodynamique, Département de Physique, Faculté des Sciences, B.P.1014, Rabat.

²UdL, ENSG, Institut Nationale Polytechnique de Lorraine, UMR 7566-G2R, Rue du Doyen Marcel Roubault B.P.40. F-54501 Vandoeuvre-lès-Nancy Cedex.
mohamed-hraita@hotmail.com

Résumé

Cet article présente les résultats de l'étude des propriétés pétrographiques, minéralogiques et structurales de la roche calcarénite non altérée. Ce travail constitue une première phase qui ne peut faire l'économie d'une étude plus globale tenant compte des conditions sévères auxquelles sont soumises ces roches dans la construction des monuments au Maroc. A ce niveau d'avancement, aucune expertise ne peut être menée. Nous avons choisi de travailler sur des échantillons sains prélevés de la carrière d'origine. Nous présenterons ainsi les résultats de la caractérisation réalisée sur des fragments d'échantillons en utilisant la méthode de diffraction des rayons X « DRX » afin d'estimer qualitativement les minéraux constitutifs du matériau, des observations par MEB permettant une approche complémentaire de la technique DRX, tant du point de vue minéralogique que du point de vue structural, et l'analyse par injection de mercure comme méthode de détermination de la distribution des accès aux pores en fonction des données pression-volume.

Mots clés : roche calcarénite, porosimétrie au mercure, DRX, MEB, monuments historiques, altération.

Introduction

La roche calcarénite est un calcaire grossier bioclastique. Elle correspond à des grès littoraux plio-quadernaires qui affleurent d'une manière plus ou moins continue entre Casablanca et Larache. Les altérations observées sur les édifices construits avec ce matériau apparaissent très différentes (efflorescences, alvéolisation, encroûtements noirs, fissuration, colonisations biologiques ...), elles sont liées directement aux phénomènes de transfert de fluides (eau liquide et vapeur, air...) et gouvernées par les conditions climatiques. En effet, l'eau est le facteur principal des phénomènes d'altérations des pierres en œuvre. Ces milieux poreux peuvent l'adsorber plus ou moins facilement à partir de l'atmosphère environnante (humidité de l'air, eau de pluie, remontées capillaires provenant du sol), donnant lieu à un flux d'eau sous forme liquide ou vapeur à travers le réseau poreux. Ainsi, l'eau affecte le comportement de la pierre et

peut générer divers types d'altérations en agissant de manière directe (gel, recristallisation, ...) ou indirecte (transport des sels solubles, favorisation de l'activité biologique, ...) (Beck, 2006).

L'objectif de ce travail est l'étude des propriétés minéralogiques et structurales de la calcarénite. Ceci permet de mieux appréhender les problèmes de durabilité de ces matériaux, mais aussi de trouver des solutions pour remédier ou ralentir la propagation de leur dégradation.

Méthode et matériel

Afin de déterminer la composition minéralogique globale de la roche calcarénite, nous avons utilisé la technique de la diffraction des rayons X « DRX ». Les mesures sont effectuées sur une poudre de granulométrie inférieure à deux microns pour avoir un diffractogramme homogène moyennant les intensités diffractées par les différentes cristallites.

Des fragments d'échantillon sont observés, après une étape de métallisation, en utilisant le MEB « JEOL scanning microscope JSM 840 ». Cette technique d'observation permet une approche complémentaire de la méthode DRX, tant du point de vue minéralogique que du point de vue structural.

Nous avons réalisé d'autres mesures sur un porosimètre « Micromeritics Pore Sizer 9320 ». Cette technique repose sur l'injection de mercure comme méthode de détermination de la distribution des accès aux pores en fonction des données pression-volume. Les mesures peuvent couvrir approximativement des accès aux pores compris entre 400 et 0.06 μm . L'incertitude sur la valeur de la porosité totale ($\Delta\text{NHg}/\text{NHg}$), calculée par (Carrio-Schaffhauser, 1987), est de 4%.

Résultats

3-1 Etude minéralogique

Il ressort du diffractogramme (Fig. 1) d'un échantillon de calcarénite pris d'un bloc initial, que les phases minéralogiques principales constituant la structure cristalline de la roche sont :

- La silice SiO_2 sous forme de quartz de structure hexagonale « pic principal à $d_{011} = 3,34 \text{ \AA}$ » en quantité minoritaire d'environ 6% ;
- La calcite CaCO_3 de structure rhomboédrique en quantité majoritaire de 70,97% « pic principal à $d_{104} = 3,03 \text{ \AA}$ ». Cette phase primaire est caractérisée par un réseau de cristaux rhomboédriques imbriqués étroitement dans la matrice de la pierre.
- L'absence de minéraux argileux dans l'échantillon.

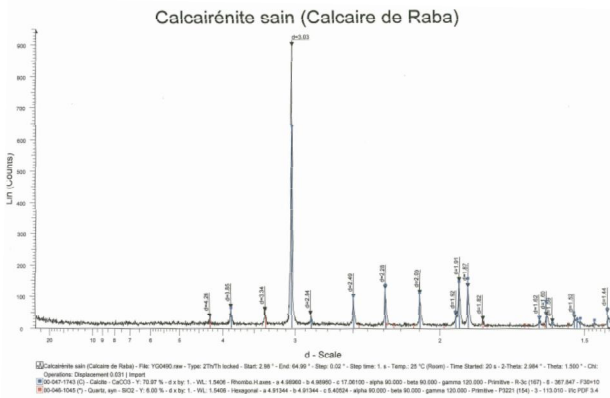


Fig. 1 - Diffractogramme obtenu sur une poudre pour la pierre calcarénite saine (non altérée).

3-2 Etude pétrographique

Les observations au MEB (Fig. 2) montrent que la microstructure de ce matériau comporte deux familles de grains de calcite :

- La première famille correspond à des grains primaires (α) (Fig. 2b) anguleux de tailles plurimétriques pouvant atteindre quelques centaines de microns. Leur agencement peu compact engendre des espaces vides (δ) (Fig. 2a) induisant une porosité importante de forme relativement allongée.

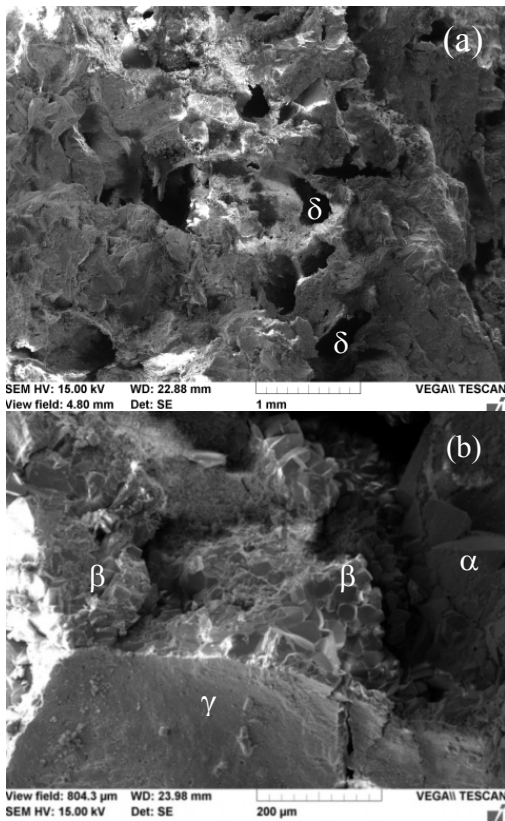


Fig. 2 - Images prises au MEB sur des fragments de la roche Calcarénite à différentes échelles.

- La deuxième famille est constituée de grains secondaires de formes rhomboédriques (β) (Fig. 2b) et de tailles micrométriques (entre 5 et 50 μ m) formant un ciment. Ces grains de sparite sont précipités entre les grains primaires et diminuent la taille des accès aux macropores en favorisant leur piégeage.

On observe également la présence d'un enrobage de calcite micritique (γ) (Fig. 2b) qui se compose de cristaux très fin (inférieur à 4 μ m). Ces agrégats forment une couche d'environ 20 μ m d'épaisseur qui peut colmater les grains secondaires en constituant la microporosité du matériau et favorisant aussi le piégeage des macropores.

3-3 Etude pétrophysique

L'analyse par porosimétrie au mercure a été effectuée sur deux échantillons «EX1 et EZ1» d'un volume de 1 cm³ environ, prélevés selon deux zones différentes afin d'être représentatif du matériau entier.

Les résultats présentés au tableau. 1 montrent une porosité totale variant entre 27,9 et 29,61%. Cette porosité assez forte, typique des roches calcarénites, correspond à une densité apparente assez faible comprise entre 2,67 et 2,8 g/ml. Ces valeurs témoignent une hétérogénéité importante du matériau étudié. La mesure, basse pression, renseigne sur la valeur de la macroporosité, c'est-à-dire le volume poreux accessible par des accès de rayons compris entre 7,5 et 100 μ m. Selon nos résultats (Tab. 1), la porosité de la calcarénite est donc essentiellement du type macroporeux.

	EX1	EZ1
Porosité totale N_{Hg} (%)	29,61	27,9
Porosité piégée N_{Hgp} (%)	4,12	3,45
Porosité libre N_{Hgl} (%)	25,49	24,45
Macroporosité (%)	23,05	22,62
Microporosité (%)	6,56	5,28
Densité apparente g/ml	2,67	2,8
Diamètre d'accès seuil D_a (μ m)	156,79	156,69
Diamètre moyen des pores (μ m)	3,078	1,985
Surface spécifique (m^2/g)	0,2047	0,278
Coefficient de dispersion Cd	1,8	1,3

Tableau. 1 - Résultats des mesures de la porosimétrie au mercure.

Cette technique permet aussi de mesurer la surface spécifique qui correspond à la surface des parois des pores pour une unité de masse du matériau. Elle varie essentiellement selon la taille des pores et l'importance de la fraction argileuse. Sa valeur (Tab. 1), inversement proportionnelle à celle du diamètre moyen des pores, est relativement faible (de l'ordre de 0,21 m²/g pour EX1 et 0,28 m²/g pour EZ1). Cette faible valeur s'explique aisément par l'absence de minéraux à grande surface spécifique comme le cas des argiles.

L'étalement du spectre porosimétrique est mesuré par un coefficient de dispersion, Cd, calculé à partir d'un rapport de pressions d'injection (Eq. 1) (Géraud, 1991 ; Rémy, 1993):

$$Cd = \frac{P_{E0} - P_{E1}}{P_{E0}} \quad (1)$$

Où P_{80} , P_{50} et P_{20} sont les pressions d'injection de mercure correspondant respectivement à l'envahissement de 80, 50 et 20 % du milieu poreux. La valeur de C_d est supérieure à l'unité, ce qui témoigne que les accès aux pores sont moyennement dispersés et la distribution est étalée (Thomachot, 2002). On a donc affaire soit à un réseau unimodal à distribution étalée, soit à un réseau bimodal strict ou à distribution étalée. Cette répartition correspond à des milieux où les hétérogénéités dimensionnelles sont considérées comme non aléatoire, et l'arrangement spatial des pores conduit à un milieu compartimenté en domaines de pores d'une taille donnée (Rémy, 1993).

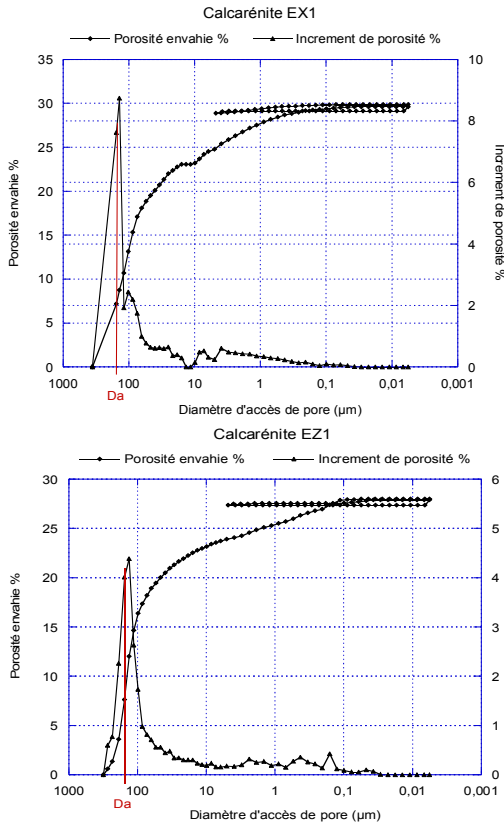


Fig. 3 - : Courbes de porosimétrie au mercure des échantillons EX1 et EZ1 représentatifs de la calcarénite ; D_a étant le diamètre d'accès seuil de pore.

D'après les courbes d'injection de mercure (Fig. 3), la répartition des volumes poreux est en générale unimodale caractérisée par une seule famille de pores dominante qui se traduit par un seul point d'inflexion sur la courbe d'injection. Par conséquent, il est possible de déterminer graphiquement un diamètre d'accès « D_a » ou seuil de pore : il s'agit du diamètre le plus grand donnant accès au maximum de volume poreux. Sa valeur est quasiment identique pour les deux échantillons et vaut environ 156,7 μm (Tab. 1). Une autre donnée mesurable sur les courbes d'injection de mercure est la porosité piégée N_{HgP} . Les faibles valeurs de la porosité piégée obtenue, s'explique aisément aux vues des contrastes moins forts existants entre les rayons des cavités et les rayons des étranglements. En effet, la quasi-totalité du volume de mercure introduit reste libre lors de l'imbibition : N_{HgP} vaut

4,12 % pour une porosité totale N_{Hg} de 29,61% pour EX1 par exemple, c.à.d. que N_{HgP} constitue 13,91% de la porosité totale. Ceci veut dire que le réseau poreux de la calcarénite est beaucoup moins favorable au piégeage du mercure.

Discussion et Conclusion

Nous avons présenté dans ce travail les résultats de l'étude des propriétés pétrographiques, minéralogiques et structurales de la roche calcarénite non altérée. L'analyse par DRX montre la présence de deux phases cristallines majeures constituant la structure de la roche : la calcite et le quartz. L'observation par MEB montre une microstructure caractérisée par des espaces inter-granulaires présentant des irrégularités de taille et de forme et communiquant par des connexions plus ou moins larges. L'agencement peu compact des grains engendre des espaces vides induisant une porosité importante dans le matériau. Cette dernière, de forme relativement allongée, se localise essentiellement entre les grains primaires et peut être colmatée par des précipitations secondaires. Les courbes d'injection de mercure montrent que la calcarénite, de porosité totale élevée et de faible porosité piégée, est une roche macroporeuse, caractérisée par la coexistence de deux familles de pores : macroporeuse et microporeuse. La première famille est dominante, bien connectée et saturée en premier, la deuxième est moins bien connectée et dont le remplissage s'effectue plus lentement.

Références

- Beck K., 2006. *Étude des propriétés hydriques et des mécanismes d'altération de pierres calcaires à forte porosité*. Thèse de doctorat, Université d'Orléans, 226 pp. ;
- Carrio-Schaffhauser E., 1987, *Évolution des propriétés pétrophysiques d'un calcaire : le rôle de la dissolution-cristallisation dans une déformation cassante*, Thèse de l'Université de Aix-Marseille I, 291 pp. ;
- Géraud Y., 1991, *Déformation thermomécanique et porosité des roches granitiques. Evolution des espaces poreux*, Thèse de doctorat, Université de Provence (Aix-Marseille I), 329 pp.
- Rémy J.M., 1993, *Influence de la structure du milieu poreux carbonaté sur les transferts d'eau et les changements de phase eau-glace. Application à la durabilité au gel de roches calcaires de Lorraine*, Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine ;
- Thomachot C., 2002. *Modifications des propriétés pétrophysiques de grès soumis au gel ou recouverts "d'encroûtements noirs vernissés"*. Thèse de doctorat, Université Louis Pasteur, Strasbourg, 263 p ;

ETUDE DE L'INFLUENCE DE LA CONTRAINTE APPLIQUÉE SUR LE COMPORTEMENT DE TRANSFORMATION D'UN ALLIAGE A MEMOIRE DE FORME TiNi EQUIATOMIQUE

SAÏDA CHOUF⁽¹⁾, SOLIMAN BELKAHLA⁽¹⁾

⁽¹⁾ Laboratoire LEAM, Département de Physique, Faculté des Sciences, Université d'Annaba, B.P. 12, 23000, Annaba, Algérie.

Résumé:

Le présent travail a pour but d'étudier l'influence de la contrainte appliquée sur les caractéristiques de la transformation martensitique dans le cas d'un alliage à mémoire de forme (AMF) TiNi équiatomique. Des mesures de calorimétrie différentielle à balayage (DSC) et de résistance électrique (RE) ont été effectuées pour la caractérisation thermique des échantillons testés. Des essais de fatigue, effectuée sur une machine de traction sous contraintes ont été également effectués.

On a pu ainsi montrer que l'application de la contrainte provoque une augmentation de la déformation plastique, (en phase martensitique et austénitique), qui se traduit par un effet mémoire double sens qui reste pratiquement stable quelque soit la contrainte appliquée.

Nous avons pu également estimer d'une manière qualitative le taux de défauts qui est introduit lors du cyclage thermomécanique sous différentes contraintes.

Abstract:

The present work aims to study the influence of the applied stress on the characteristics of the martensitic transformation. Measurements of differential scanning calorimetry (DSC) and electrical resistance (RE) were carried out for the thermal characterization of the samples tested. Mechanical characterization effectuated on a tensile testing machine under stress was also performed.

It has been also shown that the application of stress causes an increase of the plastic deformation (on martensitic and austenitic phase), which results in a the two-way memory effect, which remains substantially stable regardless of the applied stress. We estimated qualitatively the rate of defects which is introduced during the thermomechanical cycling under different constraints.

Mots clés: Alliages à mémoire de forme, Ti-Ni, Traitements thermomécanique, Recuit, Essais de traction, contrainte appliquée.

1. Introduction:

Les alliages à mémoire de forme (AMF) qui font partie de cette gamme de matériaux, sont parmi les plus connus. Ces alliages, (à base de Cu, Fe, TiNi, ...), présentent une transformation martensitique thermoélastique réversible. Sous certaines conditions de traitements thermomécaniques

appropriés [1-3], les alliages base TiNi peuvent se transformer de façon plus complexe avec l'apparition d'une phase intermédiaire appelée "phase prémartensitique" ou "phase R". Ce comportement de transformation dépend fortement de l'histoire thermomécanique subi au préalable par l'échantillon et par conséquent de son état microstructural [4]. De nombreux travaux ont étudié l'effet de ces traitements thermomécaniques sur la transformation martensitique et sur la phase prémartensitique R [5-7]. Néanmoins, de nombreuses questions restent en suspens notamment en ce qui concerne la réponse du matériau vis à vis de certains traitements thermomécaniques spécifiques [8-10].

Le présent travail a pour but d'étudier l'influence de la contrainte appliquée sur les caractéristiques de la transformation martensitique. Des mesures de calorimétrie différentielle à balayage (DSC) et de résistance électrique (RE) ont été effectuées pour la caractérisation thermique des échantillons testés. Des essais de fatigue effectuée sur une machine de traction, spécifique aux AMF, ont été également effectués.

On a pu montrer que l'application de la contrainte provoque une augmentation de la déformation plastique, (en phase martensitique et austénitique) qui se traduit par un effet mémoire double sens qui reste pratiquement stable quelque soit la contrainte appliquée.

2. Matériaux et techniques expérimentales

2.1. Alliage et traitements thermomécaniques

Cette étude a été effectuée sur des fils d'alliage à mémoire de forme Ti-Ni avec une composition nominale Ti₅₀Ni₅₀. L'alliage brut de réception est homogénéisé 1/2h à 650°C, puis tréfilé à froid jusqu'à 30%. Les échantillons découpés à partir de ce fil tréfilé subissent ensuite des recuits isothermes dans des bains de sels à 505 °C pour différents temps de maintien.

2.2 Techniques expérimentales

* Les mesures de calorimétrie différentielle à balayage (DSC) ont été effectuées sur un appareil Mettler A3000 entre -20°C et +120°C avec une vitesse de 5°C/min.

* Les mesures de résistance électrique (RE) sont établies en fonction de la température en utilisant la méthode des quatre points entre -20°C et +150°C.

* Les essais de fatigue en traction uniaxial ont été effectués sur une machine mise au point au laboratoire MATEIS (INSA de Lyon) [11].

3. Résultats et discussions

3.1. Comportement thermique de la transformation

Dans notre travail, nous nous sommes intéressés particulièrement à l'influence de la contrainte appliquée et le cyclage thermique sur les caractéristiques de la transformation martensitique de l'alliage Ti-Ni équiatomique. Pour cela, un traitement de 33h à 505°C était nécessaire pour débloquer la transformation. Il est à noter qu'au préalable, l'échantillon a subi un traitement dit "standard" qui consiste en un maintien à 650°C pendant une demi-heure suivi d'un refroidissement à l'air libre.

Sur les figures 1 et 2 sont présentés respectivement les thermogrammes et les variations de la résistivité électrique en fonction du temps de recuit relatifs à l'échantillon maintenu à 505 °C. On observe au chauffage la présence d'un

seul pic endothermique caractéristique de la transformation inverse $M \rightarrow A$. Alors qu'au refroidissement, il présente deux pics de transformation bien séparés, ($\Delta T = R^* - M^*$), qui correspondent successivement à l'apparition de la phase R à $+40^\circ\text{C}$ et à la phase martensitique. Les températures de transformation ont été déduites à partir de la courbe d'intégration du thermogramme obtenu. La courbe de la résistance électrique met en évidence, lors du refroidissement une transition pré-martensitique ($A \rightarrow R$) caractérisée par une augmentation de la RE suivie de la transition martensitique ($R \rightarrow M$) caractérisée par une forte diminution de la RE. Lors du chauffage, on observe la transformation inverse ($M \rightarrow A$). Seule la fin de la transformation inverse de la phase R est observée, la faible pente de la variation de la résistivité, observée au chauffage dans la zone de la transformation martensitique inverse, est probablement due à la superposition des deux transformations produisant des effets opposés: augmentation de la RE due à la réversion de la martensite et diminution de la RE due à la phase R.

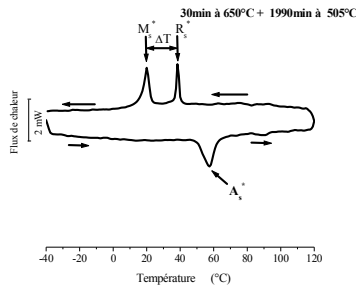


Fig. 1: Thermogramme de DSC obtenus pour l'échantillon recuit 33h à 505°C .

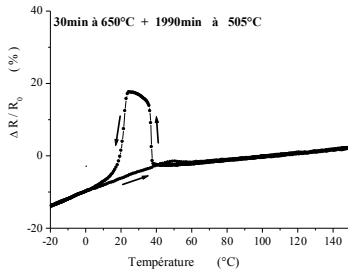


Fig. 2: Courbes de résistance électrique obtenues pour l'échantillon recuit 33h à 505°C .

3.2 Comportement mécanique de la transformation

L'échantillon recuit 33h à 505°C a également subi des essais de traction uniaxial sous différentes contraintes (75, 200 et 300 MPa). Ce dispositif de traction permet de mesurer simultanément, lors de cycles thermiques à contrainte constante, la déformation et les variations de la résistance électrique des échantillons en fonction de la température. Les figures 3 et 4 représentent respectivement l'évolution de la déformation et la résistance électrique en fonction de la température pour différentes contraintes appliquées. On observe sur ces courbes que le cyclage sous contrainte affecte la présence de la phase pré-martensitique R. En effet, pour une faible contrainte, la phase R qui se manifeste au refroidissement, lors des premiers cycles (figure 3a), par un

décrochement disparaît lors des cycles suivants. La disparition de la phase R avec le cyclage est plus rapide lorsqu'on augmente la contrainte ($\sigma = 300\text{MPa}$). Contrairement aux essais sous faible contrainte ($\sigma = 75\text{MPa}$) où les variations étaient faibles, on observe pour ceux à forte contrainte ($\sigma = 300\text{MPa}$) une augmentation relativement importante de la déformation plastique ϵ_p avec le cyclage que ce soit en phase basse température (martensite) ou en phase haute température (austénite). Enfin, on peut noter que la déformation plastique augmente avec le nombre de cycle. On obtient ainsi une déformation plastique en phase martensitique de l'ordre de 8%, tandis qu'on relève une valeur de 5% en phase austénitique. De ces mesures, on peut en déduire la valeur de l'effet mémoire double sens assisté (EMDSA) qui est de l'ordre de 3% qui représente l'écart de déformation plastique entre les deux états austénitique et martensitique.

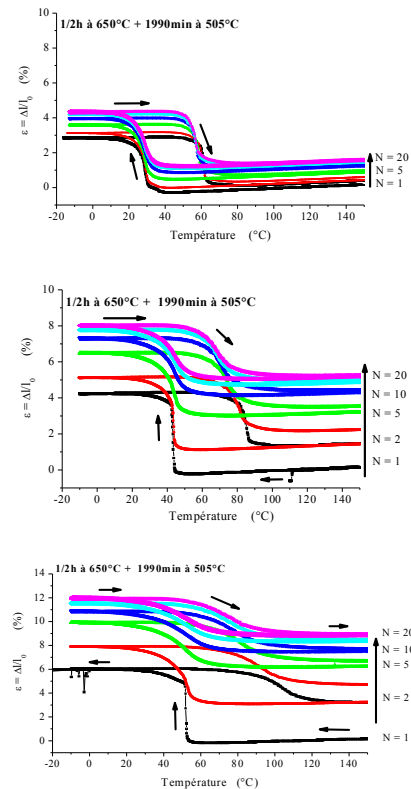
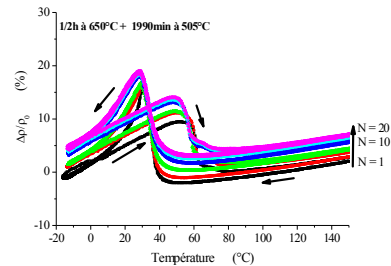


Fig. 3: Évolution de la déformation en fonction de la température pour l'échantillon recuit 33h à 505°C : a-75MPa, b-200MPa, c- 300MPa



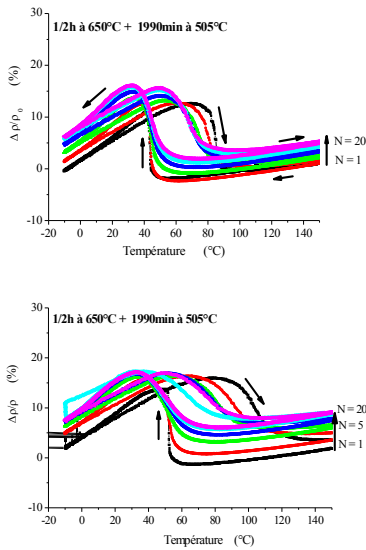


Fig. 4 : Évolution de la résistance électrique en fonction de la température pour l'échantillon recuit 33h à 505°C: a-75MPa, b-200MPa, c- 300MPa.

La figure 5 englobe les variations de la température de transformation (M_s), de la déformation plastique (ϵ_p) et l'EMDSA en fonction de la contrainte appliquée pour le premier et le 20^{ème} cycle. On observe une augmentation des différents paramètres (M_s , ϵ_p et EMDSA), en fonction de la contrainte appliquée. Par exemple, on peut noter une augmentation sensible des températures de transformation de l'ordre de 10°C dès le premier cycle comparée aux échantillons non cyclés $M_s^{(\sigma=0MPa)} = 24^\circ C$. Néanmoins, au cours du cyclage on n'observe pratiquement aucune évolution de ces températures. Il est probable que le cyclage thermique sous une faible contrainte n'introduit qu'un faible taux de défauts (dislocations) et n'affecte ainsi que très faiblement les variations des températures de transition. On peut remarquer également, pour une faible contrainte 75 MPa, une faible variation de la déformation plastique qui évolue de 0,2% (pour le premier cycle) à 1,5% (pour le vingtième cycle). Cette légère augmentation est le résultat d'une accumulation de déformations plastiques lors des 20 cycles thermomécaniques. On obtient ainsi une déformation plastique de l'ordre de 3% en phase haute température (austénite) et de l'ordre de 9% en phase basse température (martensite). Cette faible variation de la déformation plastique conduit à un faible effet mémoire double sens de l'ordre de 3%.

Toutes les variations observées sont plus accentuées lorsque la contrainte appliquée est plus importante. Ainsi, nous pouvons noter que la température M_s passe de 24°C (échantillon non contraint) à 53°C pour le premier cycle sous 300MPa et à 70°C pour le vingtième cycle. L'étude de ces évolutions nous permet de prédire l'influence de la contrainte appliquée sur la variation des températures de la transformation directe en utilisant la relation suivante [6]:

$$\frac{\Delta\sigma}{\Delta M_s} = 7MPa/^\circ C .$$

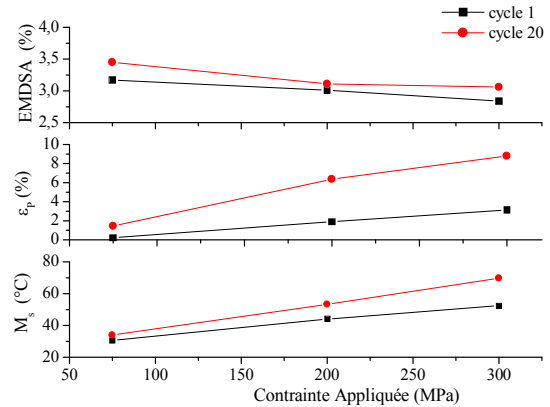


Fig. 5 : Évolution de M_s , ϵ_p , EMDSA en fonction de la contrainte appliquée pour le 1^{er} et le 20^{ème} cycle.

4. Conclusion:

L'analyse des résultats obtenus nous permet de dégager les points suivants:

☒ La phase R ne peut apparaître que sous un traitement thermomécanique approprié (écrouissage + recuit). Cette phase pré-martensitique est caractérisée par une grande stabilité vis à vis le cyclage thermique.

☒ Les températures de transformation de l'alliage à mémoire de forme Ti-Ni sont fortement affectées par les traitements thermomécaniques telles que: le temps de recuit, le nombre de cycles et la contrainte appliquée.

* L'application de la contrainte provoque une augmentation de la déformation plastique, (en phase martensitique et austénitique) qui se traduit par un effet mémoire double sens qui reste pratiquement stable quelque soit la contrainte appliquée.

Références

- [1] Zheng Y.F., Zhang B.B., Wang B.L., Wang Y.B., Li L., Yang Q.B. and Cui L.S.: *Acta Biomaterialia*, 7, pp. 2758–2767, 2011
- [2] Abu Arab A., Chandrasekaran M. and Ahlers M.: *Scripta Metall* 18, pp 893, 1984.
- [3] Humbeeck J.V., *Materials Science and Engineering A* 273-275, 134-148, 1999.
- [4] Yongqing F., Hejum D. and Weimin H.: *Sensors and Actuators A112*, pp 395, 2004
- [5] Chouf. S., Alirachedi F. and Belkahla S.: *Matériaux & Techniques*, Vol. 95, pp. 325-330, 2007
- [6] Chouf S., Belkahla S., Morin M and Guenin G.: *Materials Science and Engineering A* 438–440, pp. 671–674, 2006.
- [7] Zhang X., Song J., Huang C., Xia B., Chen B., Sun X. and Xie C.: *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 509, pp. 3006–3012, 2011
- [8] Wang X.M., Wang Y.F., Lu Z.Z., Deng C.H. and Yue Z.F.: *Mechanics of Materials*, vol. 42, pp. 365–373, 2010
- [9] C. Urbina and F. Ferrando: *Journal of Alloys and Compounds*, vol. 490, pp. 499–507, 2010.
- [10] Kustov S., Salas D., Santamarta R., Cesari E., and Van Humbeeck J.: *Scripta Materialia*, vol. 63, pp. 1240–1243, 2010.
- [11] Remo Ottaviani
Thèse: Sci.: *Université degli Studi di Bologna*, 180 p., 2003.

ETUDE DU COMPORTEMENT TRIBOMECHANIQUE D'UN POLYMERE THERMODURCISSABLE CHARGE DE PARTICULES DE LUBRIFIANT SOLIDE

S. LARBI ⁽¹⁾, S. DJEBALI ⁽¹⁾, A. BILEK ⁽²⁾

⁽¹⁾ L.M.S.E, Université .Mouloud . Mammeri.Tizi-Ouzou. BP 17 RP Hasnaoua. T.O. ALGERIE.

⁽²⁾ L.E.M.M, Université .Mouloud .Mammeri.Tizi-Ouzou. BP 17 RP Hasnaoua. T.O. ALGERIE.

Email :slarbi58@yahoo.fr

Introduction

La demande industrielle pour l'amélioration de la résistance aux frottements et à l'usure des pièces mécaniques est en constante croissance depuis plus de 20 ans. Elle se justifie notamment par la volonté de réduire les pertes considérables liées aux phénomènes de frottement et usure. Il est généralement admis qu'elles représentent de 6 à 10 % du Produit National Brut des pays industrialisés [1]. Les polymères sont déjà intégrés dans de nombreuses applications industrielles à cause des propriétés avantageuses qu'ils présentent (faible densité, très bonne résistance à la corrosion, faible coût et simplicité de mise en œuvre. Nombreuses sont les études effectuées sur le polyamide 66 (PA66), le polyéther éther cétone (PEEK), le poly butylène téréphtalate [2-4]. Ces dernières années, les polymère renforcés par des fibres, des micro ou nano particules sont de plus en plus employés dans les applications tribologiques. Un nombre important de recherches leur est consacré [5-7]. Dans la même optique, nous présentons dans cet article, les résultats expérimentaux obtenus sur l'effet de l'addition de microparticules de graphite sur les propriétés mécaniques et tribologiques d'un polymère thermodurcissable.

Techniques expérimentales

Deux types d'expériences ont été réalisées dans cette étude :

- 1) Les essais de flexion trois points.
- 2) Les essais d'usure.

1) Les essais de flexion trois points sont réalisés sur une machine de flexion de type Z 20, de capacité 5KN, à commande électrique, munie d'un logiciel d'acquisition et de traitement des données.

Nous avons effectué des essais de flexion trois points à une vitesse de déplacement égale à 2mm/min et une température ambiante moyenne de 25°C. Les formules (1) et (2) sont utilisées pour le passage de la courbe Force-déplacement à la courbe contrainte-déformation.

$$\sigma = \frac{3Fl}{2bh^2} \quad (1) \quad \epsilon = \frac{6fw}{l^2} \quad (2)$$

Avec : F charge en N, l= 70 mm distance entre appuis, h épaisseur, b largeur, w flèche au milieu de l'éprouvette.

2) Les essais d'usure sont réalisés sur un tribomètre de type pion/disque à sec, à température ambiante pour trois vitesses de glissement ($V_g = 0.08, 0.32$ et 0.63 m/s) et quatre charges normales ($F_n = 11, 16, 22$ et 28 N).

Matériaux et géométrie des éprouvettes

Les matériaux utilisés pour la réalisation des pions et des éprouvettes de flexion sont :

-Une matrice en résine polyester insaturé isophthalique et pré-acceléré contenant un monomère insaturé (32 % en masse de styrène), réticulée à température ambiante par addition d'un catalyseur de type peroxyde organique et d'un accélérateur. Elle passe successivement de l'état liquide visqueux initial à l'état de gel, puis à l'état de solide infusible.

-Un durcisseur de type (PMEC 50), Peroxyde -Méthyle-Ethyle-Cétone, à raison de 3% en masse. Il est le plus couramment utilisé pour la fabrication de stratifiés à température ambiante.

La charge utilisée est une poudre de graphite commerciale qui n'a subi aucun traitement chimique.

Trois compositions différentes ont été élaborées (Matrice sans ajout de graphite UP0%G et matrice avec ajout de 1 et 2% de graphite (UP1%G et UP2%G).

Les pions de forme parallélépipédique de section carrée ($S=36$ mm²), de longueur $l=17$ mm et les éprouvettes de flexion de dimensions ($L=100$, $b=10$ et $h=4$ mm) sont découpés dans des plaques moulées. Ils sont ensuite fraisés aux dimensions requises par les normes.

L'élaboration des plaques débute par la préparation des différents mélanges (résine + durcisseur) pour la plaque UP0%G et (résine +durcisseur + charge) pour les plaques UP1%G et UP2%G de poudre de graphite. Les mélanges sont ensuite homogénéisés les uns après les autres. Ils sont versés dans des moules préalablement préparés. Après polymérisation et démoulage, les plaques sont découpées aux dimensions avant finition à l'aide d'une tronçonneuse à scie diamantée, refroidie à l'eau.

Les disques, en acier C45, sont usinés au diamètre 60 mm, épaisseur 10 mm avec un trou central de 8 mm de diamètre. Ils sont ensuite trempés et revenus. La température de trempage est de 850°C avec un maintien au four d'une heure trente minutes et un refroidissement à l'eau. Le revenu est effectué à une température de 250°C avec un temps de maintien de quarante minutes et un refroidissement lent à l'air à l'intérieur du four. La dureté après traitement est de 580 Hv. Après tournage, les disques ont fait l'objet d'un polissage pour une meilleure homogénéisation de l'état de surface initial. Pour les trois compositions, pas moins de trois essais pour chaque paramètre ont été nécessaires. Ceci donne un total de 144 échantillons.

Résultats et discussions.

Essais de flexion.

Pour les trois compositions étudiées (UP0%G, UP1%G et UP2%G), les courbes contrainte- déformation (fig.1) montrent toutes un comportement fragile. La dispersion des résultats obtenus pour une même composition (contrainte et déformation à rupture, module de Young) reste très faible.

Elle est surtout due aux conditions d'élaboration des plaques. La contrainte et déformation à rupture (σ_r ϵ_r) (fig. 2 et 3), diminuent avec l'augmentation du % de graphite. Le module de Young en flexion (fig.4) un comportement inverse. la poudre de graphite a sans doute limité le mouvement des chaînes de la résine en polyester.

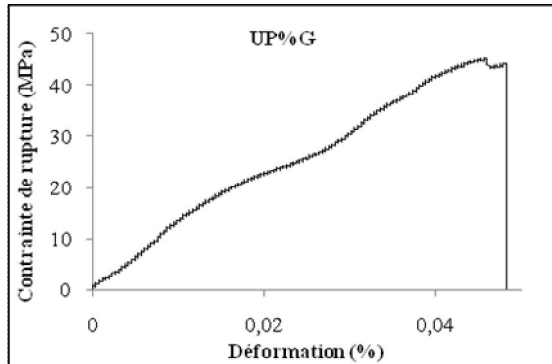


Fig.1 : Contrainte de rupture- Déformation pour UP0%G.

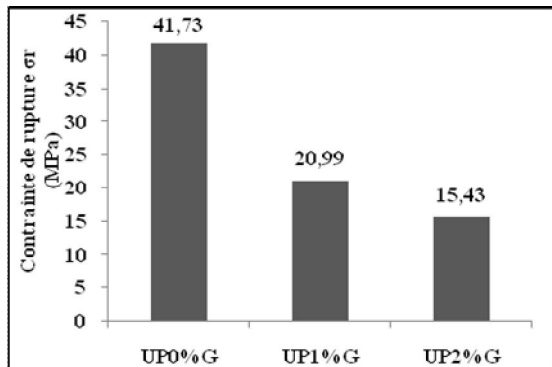


Fig.2 : Contrainte de rupture en fonction du % de graphite.

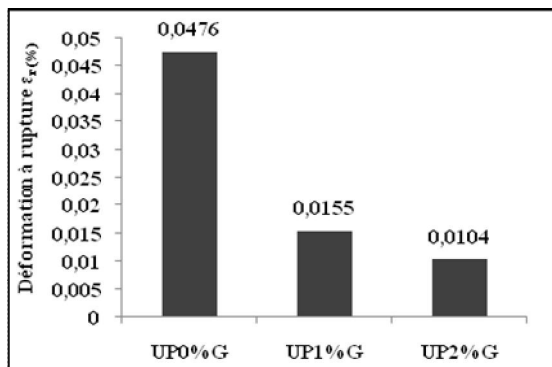


Fig.3 : Déformation à rupture en fonction du % de graphite.

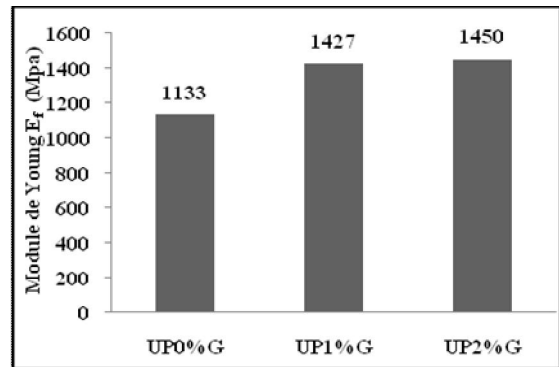


Fig.4 : Module de Young en fonction du % de graphite.

Essai d'usure

La (fig. 5) montre la variation du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de glissement V_g et de l'effort normal F_n pour les trois compositions. Nous constatons une nette augmentation du coefficient de frottement en fonction de V_g et F_n , résultat déjà obtenu par ailleurs [7-9]. A sec, l'accroissement de l'effort normal entraîne une augmentation de la surface de contact à l'origine de l'élévation du coefficient de frottement. Le même constat est valable pour la vitesse de glissement qui constitue généralement une source d'élévation de température entraînant une élévation du coefficient de frottement.

Cependant, pour les mêmes conditions de charge et vitesse, l'ajout de 2% de graphite diminue le coefficient de frottement de 0.4 à 0.2. Une nette baisse de la contrainte de rupture et de la déformation à rupture est observée.

A l'issue de ces résultats, nous pouvons noter la possibilité de la mise au point d'une composition présentant un meilleur compromis entre ces propriétés.

Pour les trois compositions étudiées, la perte de masse augmente avec la distance de glissement et l'effort normal F_n . Elle suit une loi linéaire. La pente de la droite a tendance à augmenter pour les efforts normaux importants signe d'une usure par abrasion plus importante (fig.6)

Les compositions chargées présentent une perte de masse et un taux d'usure faible quelque soit l'effort normal (fig. 7 et 8). Le graphite est connu pour sa structure constituée d'un empilage de plaques hexagonales au sommet desquels se trouvent les atomes présentant des liaisons faibles avec leurs voisins. Il est friable, doux et constitue donc un bon lubrifiant solide d'où sa contribution à la baisse du coefficient de frottement, de la perte de masse et du taux d'usure.

Le même comportement est déjà observé dans le cas d'un composite (PEEK renforcé par des fibres de carbone [5].

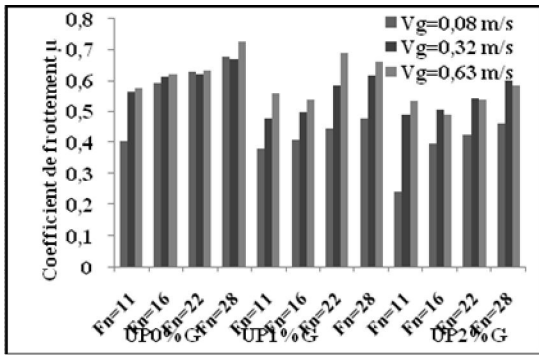


Fig.5: Coefficient de frottement en fonction de l'effort normal F_n et de la vitesse de glissement V_g des trois compositions étudiées.

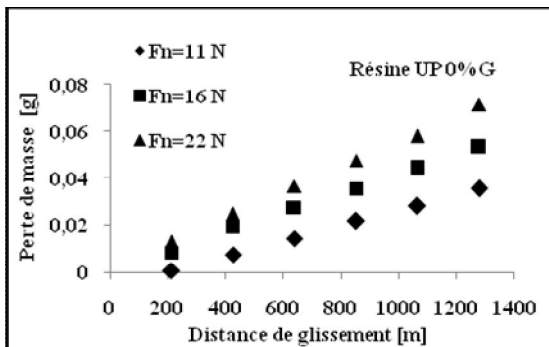


Fig.6 : Perte de masse en fonction de la distance parcourue de la résine UP0%G pour $V=0.32\text{m/s}$.

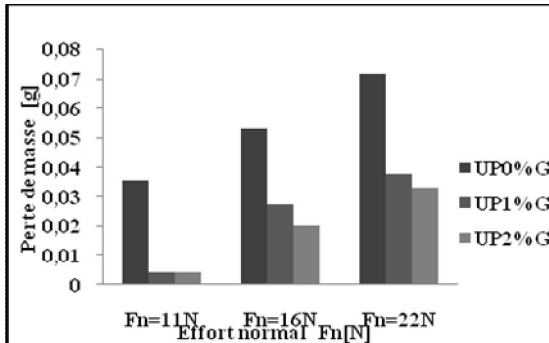


Fig.7 : Perte de masse en fonction de l'effort normal F_n pour les trois compositions à $V_g=0.32\text{m/s}$.

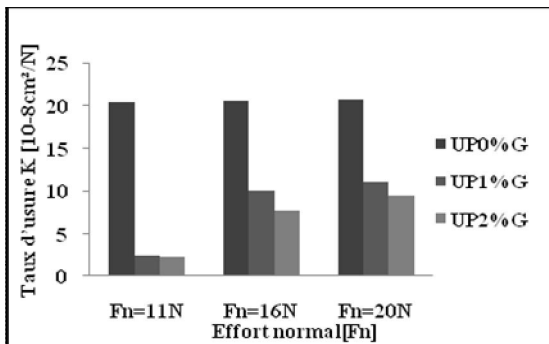


Fig.8 : Taux d'usure en fonction de la distance parcourue pour les trois compositions à $V_g=0.32\text{m/s}$.

Conclusion

Dans cette étude, un programme expérimental a été mené en vue de déterminer les propriétés tribomécaniques d'un polymère chargé de poudre de graphite.

L'effet du pourcentage d'addition de la poudre de graphite, de l'effort normal et de la vitesse de glissement sur les propriétés tribomécaniques a été étudié.

Au travers des résultats obtenus et les constatations faites lors des essais, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

L'addition de la poudre de graphite au polyester maintient sa fragilité et entraîne une baisse drastique de la contrainte et de la déformation à rupture. Le module de Young augmente avec la teneur en poudre de graphite.

L'accroissement de la teneur en poudre de graphite entraîne une baisse conséquente du coefficient de frottement, de la perte de masse et du taux d'usure. Une teneur de 2% de poudre de graphite entraîne une baisse du coefficient de frottement de 0.4 à 0.2. Un compromis entre les propriétés mécaniques et tribologiques selon les applications peut d'ores et déjà être envisagé en étoffant cette étude expérimentale.

Les résultats obtenus concernant la variation des propriétés tribologiques en fonction de la vitesse de glissement et de l'effort normal pour les trois compositions étudiées montrent une très bonne similitude avec ceux de la littératures [5] et [7-9].

Références

- [1] Antaluca Eduard. Contribution à l'étude des contacts élastoplastiques – effet d'un chargement normal et tangentiel. Thèse de docteur de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon. Année 2005. N° d'ordre-ISAL-00130.
- [2] Chen YK, Modi OP, Mhay AS, Chrysanthou A, Sullivan JMO. The effect of different metallic counterface materials and different surface treatments on the wear and friction of polyamide 66 and its composite in rolling-sliding contact. *Wear* 2003;255:714–21
- [3] Kurokawa J, Uchiyama Y, Nagai S. Performance of plastic gear made of carbon fiber reinforced polyether- ether-ketone. *Tribology International* 1999;32: 491–7.
- [4] Kukureka SN, Chen YK, Hooke CJ, Liao P. The wear mechanisms of acetal in unlubricated rolling-sliding contact. *Wear* 1995;185:1–8.
- [5] J.Paulo Davim; R. Cordoso. Effect of the reinforcement (carbon or glass fibers on friction an wear behavior of PEEK against steel surface at long dry sliding. *Wear* 266, (2009) pp 795-799.
- [6] H. Meng, G.X. Sui, G.Y. Xie, R. Yan. Friction and wear behavior of carbon nanotubes reinforced polyamide 6 composites under dry sliding and water lubricated condition *Composites Science and Technology* 69 (2009) pp 606–611
- [7] U Nirmal; J Hashim; K.O. Low. Adhesive wear and frictional performance of bamboo fibers reinforced epoxy composite. *Tribological International* 47 (2012) pp 122-133.
- [8] H. Meng & al. Friction and wear behaviour of nanotubes reinforced polyamide composites under dry sliding and water lubricated condition, *Journal of composite science and technology* 69 (2009) pp 606-611.
- [9] H. Meng, G.X. Sui, G.Y. Xie, R. Yang. Friction and wear behavior of carbon nanotubes reinforced polyamide 6 composites under dry sliding and water lubricated condition. *Composites Science and Technology* 69 (2009) 606–611.

CARACTERISATION MECANIQUE DU BETON RENFORCE PAR DES COPEAUX METALLIQUES

S. DJEBALI ⁽¹⁾, Y. BOUAFIA ⁽²⁾, S. LARBI ⁽¹⁾,

⁽¹⁾ L.M.S.E, ⁽²⁾ L.A.M.O.M.S.
 Université M. Mammeri, Tizi-Ouzou 15000, Algérie.
 E-mail : djebalisaid@yahoo.fr

1. Introduction

Ce travail entre dans le cadre d'un programme de valorisation de déchets industriels. Il est consacré à l'étude de la recyclabilité, comme renfort pour le béton, de copeaux résultant de l'usinage de pièces en acier. Nous nous sommes donc intéressés au comportement rhéologique du béton armé de copeaux à l'état frais et à son comportement mécanique au jeune âge.

2. Techniques expérimentales

Deux types d'expériences sont réalisées dans cette étude :

- 1) Les essais d'optimisation de la composition du béton renforcé de copeaux à l'aide du maniabilimètre développé par le laboratoire central des ponts et chaussées (L.C.P.C.).
- 2) Les essais de caractérisation mécanique du béton renforcé de copeaux par la traction directe, la compression simple et la flexion quatre points.

- Les essais de traction directe et de flexion quatre points sont effectués, sous une vitesse de chargement de 0.05mm/min, sur une machine de traction de marque « IBERTEST 200 ». Le schéma de chargement de l'essai de flexion est illustré sur la figure 1.

- Les essais de compression simple sont réalisés sur une presse hydraulique de marque AUTOTEST, de capacité 2000kN, sous une vitesse de chargement de 0.5MPa/s.

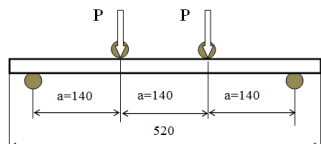


Figure 1 : Schéma de chargement.

3. Matériaux et géométrie des éprouvettes

- Les éprouvettes de traction, de 28 jours d'âge, sont en forme d'haltères de section droite 90 x 90 mm² et de longueur utile 100 mm (Fig.2a).

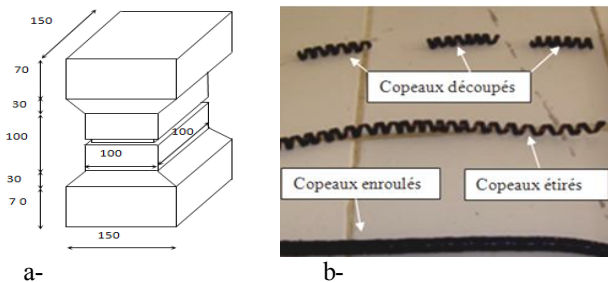


Figure 2 : Géométrie des éprouvettes (a) et des copeaux (b).

- Les éprouvettes de compression sont des cylindres de diamètre 160 mm et de longueur 320 mm et celles de flexion des parallélépipèdes de section 140x140mm² et de

longueur 520 mm.

-La composition optimisée de la matrice en béton est donnée dans le tableau 1.

-Les copeaux (Fig. 2b), de section droite rectangulaire de 1x3 mm², sont en spirale de diamètre d'enroulement d'environ 8mm et de longueur 30 à 50mm. Six teneurs en copeaux ($W=0.4\%$, $W=0.6\%$, $W=0.8\%$, $W=1\%$, $W=1.2\%$ et $W=1.5\%$ avec $W\%$: teneur en copeaux) sont retenues.

4. Résultats et discussion

4-1. Optimisation de la composition du béton fibré :

La composition optimisée obtenue par la méthode expérimentale développée par le laboratoire central des ponts et chaussées (L.C.P.C.), [1-2] est donnée dans le tableau 1.

Constituants pour 30 litres de béton	S/G=0.8
Sable 0/3 (kg)	23.91
Gravier 3/8 (kg)	3.19
Gravier 8/15 (kg)	26.70
Ciment CPJ CEM II/A 42.5 (C) (kg)	11.40
Eau (E) (kg)	6.20
Fluidifiant (0.05% du poids de ciment en ml)	5.7

Tableau 1 : Composition optimisée du béton fibré.

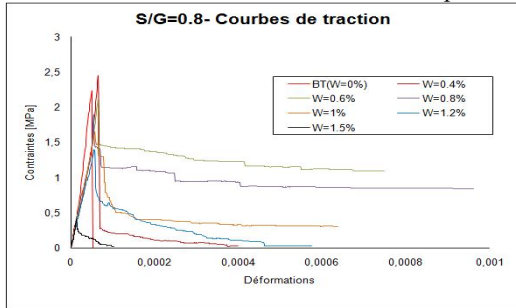
Le rapport sable sur gravier (S/G) optimum est S/G=0.8. Pour ce rapport, les temps d'écoulement minimums sont compris entre 10 et 15 secondes pour les différents teneurs en copeaux. Ces minimums correspondent à la plage des optimums recommandés par le L.C.P.C.

4-2. Caractérisation par l'essai de traction directe

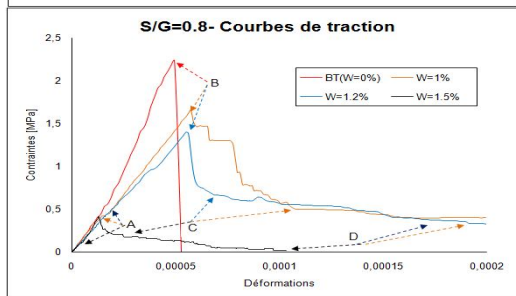
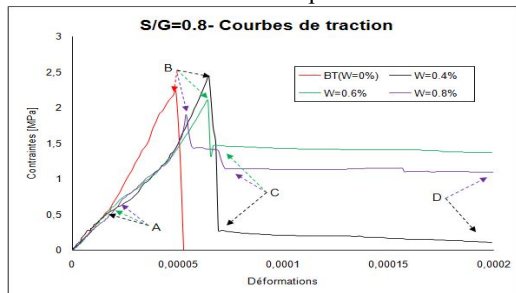
Pour le béton témoin (Fig. 3b) la contrainte varie de façon quasi-linéaire, avec les déformations, jusqu'à la résistance à la rupture σ_{cp} (point B). Dès que ce seuil est atteint, elle chute brusquement jusqu'à s'annuler. Pour les bétons renforcés avec les copeaux, elle augmente linéairement avec la déformation jusqu'à la contrainte de début de fissuration de la matrice σ_c (point A). A partir de ce point, selon la teneur en fibres, cette augmentation ralentit de façon plus ou moins prononcée puis reprend jusqu'à atteindre la résistance à la rupture de la matrice σ_{cp} (point B). Une fois cette valeur atteinte, elle chute brusquement puis se stabilise à une valeur correspondant à la contrainte résiduelle $\sigma_{rés}$ (point C) jusqu'à la rupture complète de l'éprouvette (point D). Cette allure des courbes est identique à celle donnée par T.Y. Lim [3].

La résistance résiduelle (σ_{res}) augmente avec la croissance de la fraction volumique des copeaux jusqu'à 0.6% puis se stabilise avant de diminuer brusquement pour les valeurs de $W\%$ supérieures à 1% (Fig. 4). Nous constatons aussi une légère amélioration de la résistance (σ_{cp}) du composite pour $W=0.4\%$. Une tendance analogue est observée avec le module d'élasticité. Il est à noter que la contrainte de début de fissuration σ_c diminue avec l'augmentation de $W\%$. Ceci est dû au fait que la section résistante de la matrice en béton est

réduite et que les fibres se comportent plutôt comme des défauts structuraux. Au delà de $W=1\%$ les fibres ne présentent pas d'intérêt notable si ce n'est un léger apport de ductilité. La composition du béton qui offre le meilleur comportement en traction est le béton renforcé avec 0.6% de copeaux.



a- Courbes complètes.



b- Zoom sur le domaine efficace.

Figure 3 : Courbes contrainte - déformation de traction.

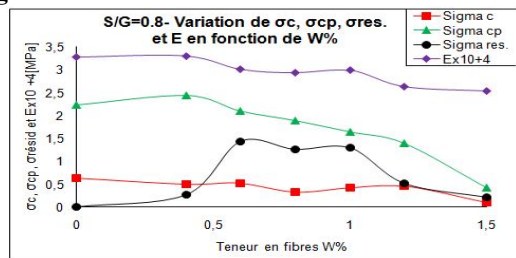


Figure 4 : Evolution des caractéristiques mécaniques de traction en fonction de $W\%$.

4-3. Caractérisation par l'essai de compression simple

L'ajout des copeaux en faible pourcentage ($W=0.4\%$) apporte une légère augmentation de résistance (18%) et de rigidité. Par contre, avec l'augmentation du volume des fibres, ces caractéristiques tendent plutôt à diminuer (Fig.5 et 6). Ceci peut s'expliquer par la diminution de la compacité du matériau suite à la présence de cavités engendrées par le non remplissage des âmes des copeaux (rouleaux). Pour les grandes teneurs en copeaux ($W=1\%$ et 1.2%) la diminution de

la résistance f_{cj} du béton fibré par rapport à celle du béton témoin avoisine les 40% et celle du module de Young E 30%. Ce résultat concorde bien avec ceux de Johnston [4], Otter [5], Mamillan [6] et de Rossi [7]. La teneur en copeaux la plus avantageuse vis-à-vis du comportement en compression semble être $W=0.4\%$.

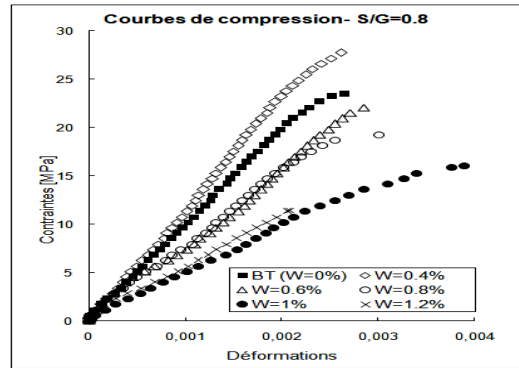


Figure 5: Courbes contrainte -déformation de compression.

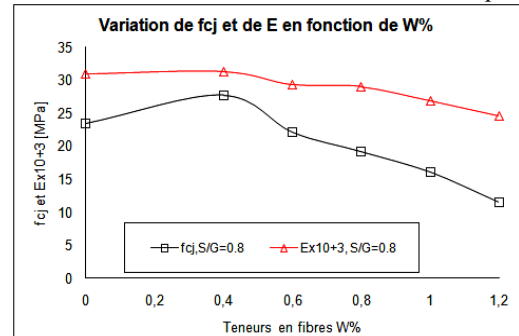


Figure 6: Evolution de f_{cj} et de E en fonction de $W\%$.

4-4. Caractérisation par l'essai de flexion quatre points

Les courbes forces - flèches du béton fibré (Fig. 7) présentent un domaine linéaire élastique et un domaine non linéaire. Elles présentent aussi un palier de ductilité. Alors que le béton témoin se désagrège rapidement après fissuration, les bétons fibrés continuent à reprendre des efforts même après que la charge maximale soit atteinte. L'incorporation des copeaux augmente de façon notable la résistance et les déformations à la rupture du composite. Nous ne considérons que $W=0.6\%$ et 0.8% qui présentent les caractéristiques de traction les plus avantageuses.

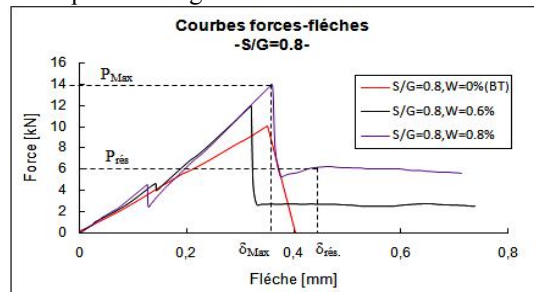


Figure 7 : Courbes force - flèche.

L'effort à fissuration (P_{max}) du béton fibré augmente de 20 à 40% par rapport à celui du béton témoin (Fig. 8). Cette augmentation est le résultat de la présence des copeaux dans la partie tendue de la section qui permettent ainsi au béton de travailler davantage en traction.

Selon la teneur en fibres, la capacité portante résiduelle ($P_{rés}$) représente 27% à 62% de l'effort à fissuration du béton témoin. Quant à la flèche, elle augmente de 100% à 110% par rapport à celle du béton témoin.

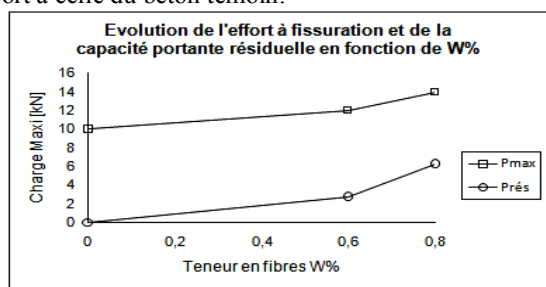


Figure 8 : Evolution de la charge à fissuration (P_{max}) et de la capacité portante résiduelle ($P_{rés}$) en fonction de $W\%$.

4-5. Comparaison des performances des copeaux avec celles des fibres classiques

Comme référence pour la comparaison, nous utilisons les performances des fibres ondulées Eurosteel en acier tréfilé à haute résistance mécanique [8] et les fibres Dramix commercialisées par Bekaert [9]. Le critère retenu est la résistance à la rupture sous différentes sollicitations (tableau 2). L'étude comparative de l'augmentation de la résistance du béton témoin engendrée par l'incorporation des fibres de référence avec celle engendrée par les copeaux montre que l'apport de ces derniers n'est pas négligeable. Cette augmentation représente 56 % de celle des fibres conventionnelles pour la traction, 74% pour la flexion et 100% pour la compression.

Caractéristique mécanique	Augmentation de la résistance du béton fibré par rapport à celle du béton témoin.		
	Types de renfort.		
	Fibres ondulées EUROSTEEL [ZHA. 91]	Fibres DRAMIX [ADJ. 00]	Copeaux
Résistance à la traction	16%	*	9%
Résistance à la compression	9% à 17%	9,5%	18%
Résistance à la traction par flexion.	55%	54%	40%

Tableau 2: Augmentation de la résistance du béton fibré par rapport à celle du béton témoin.

5. Conclusion

La caractérisation par l'essai de traction directe du comportement mécanique du béton fibré a mis en évidence que la présence des copeaux améliore la résistance à la fissuration du composite et introduit une certaine ductilité dans la phase post - rupture du comportement. Le comportement mécanique est décrit par une phase élastique linéaire et une phase non linéaire avant la rupture. Cette dernière est suivie d'une chute brutale de l'effort qui se stabilise à un niveau correspondant à la capacité portante résiduelle développée dans la phase finale. Un comportement identique est révélé par les essais de flexion.

Les essais de compression simple montrent que l'ajout des copeaux en faible pourcentage apporte une légère augmentation de résistance et de rigidité, par contre, avec

l'augmentation du volume des renforts, ces caractéristiques tendent plutôt à diminuer.

Les essais de traction par flexion révèlent une nette amélioration du comportement suite à l'incorporation des copeaux. Cette amélioration apparaît clairement dans le domaine post-fissuration présentant un palier de ductilité important.

En résumé nous pouvons dire qu'à faible pourcentage, les copeaux augmentent la résistance du béton fibré en retardant la localisation de la fissuration par le pontage des microfissures et introduisent une certaine ductilité dans la phase post - rupture du comportement en reprenant les efforts à travers les macrofissures. A teneur élevée, la réduction de la compacité du béton entraîne une diminution de sa résistance à la traction et à la compression. La composition du béton qui offre la plus grande résistance en traction et en compression et la plus grande contrainte de début de fissuration est celle contenant 0.4% de fibres. Par contre, la composition à 0.6% de fibres est celle qui garantit un meilleur compromis résistance – ductilité.

La comparaison des caractéristiques mécaniques du béton armé de copeaux avec celles de deux bétons de référence (bétons renforcés par des fibres classiques : Fibres ondulées Eurosteel et fibres Dramix) montre que les copeaux confèrent au béton témoin une augmentation de résistance non négligeable. Avec une augmentation significative de la résistance et un apport notable de ductilité dans le comportement post-rupture du composite, le recyclage des copeaux comme renfort pour le béton devient intéressant.

6. Références

- [1] P. Rossi, « Le développement industriel des bétons de fibres métalliques – Conclusions et recommandations », Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2002.
- [2] P. Casanova, P. Rossi; I. Schaller, « Les fibres d'acier peuvent-elles remplacer les armatures transversales dans les poutres en béton armé », Bulletin de liaison, LCPC, n° 195, janvier 1995.
- [3] T.Y. Lim, P. Paramasivam, M.A. Mansur, S.L. Lee "Analytical model for tensile behavior of steel fiber concrete", Journal of American concrete institute, materials, 1987, vol. 84, n°4, p.286-298.
- [4] C.D. Jonston, "Properties steel fiber reinforced mortar and concrete", proceeding of the symposium on fibrous held. In London, 1980.
- [5] D. Otter, A.E. Naaman, "Steel fiber reinforced concrete under static and cyclic compressive loading", 3ème symposium international, Sheffield, 1986.
- [6] M. Mamillan, J. Minard, « Béton de fibres d'acier », Recherche n°91-1015, CEBTP, octobre 1987.
- [7] P. Rossi, "Formulation et comportement mécaniques des bétons armés de fibres métalliques". Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, n°492, pp 90 – 101, Mars-Avril 1991, série Béton 279.
- [8] Z. Zhan, « Contribution au dimensionnement des pieux en béton de fibre » Thèse de doctorat, université d'Orléans, 1991.
- [9] A. Adjrad; "Renforcement du béton par des copeaux métalliques, étude expérimentale et modélisation", Thèse de magister. Université M. Mammeri de Tizi-Ouzou, 2000.

ENDOMMAGEMENT DU BETON VIEILLI DANS L'ACIDE SULFURIQUE

S. LASFAR¹, I. MOUALLIF¹, A. LATRACH¹, M. CHERGUI¹, N. BARBE², A. DIAB²

¹ Ecole Nationale Supérieure d'Electricité et de Mécanique (ENSEM), Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et de Structures (LCCMMS), Casablanca, Maroc. E-mail : sara.lasfar@gmail.com

² Société Lyonnaise Des Eaux de Casablanca (LYDEC), Casablanca, Maroc.

Introduction

Le béton est le matériau manufacturé le plus utilisé dans le monde. Il est notamment utilisé pour la construction des réseaux d'assainissement.

Les réseaux d'assainissement sont principalement affectés par les effluents riches en composés soufrés qui déclenchent une attaque acide sur les liants hydrauliques.

Le dégagement d'hydrogène sulfuré peut se produire dans des ouvrages tels que les réseaux d'assainissement. Ce dégagement a pour origine la décomposition en milieu anaérobie des composés du soufre contenus dans les effluents brassés ou circulant dans les ouvrages.

Les composés soufrés proviennent des sulfates et des produits organiques de types protéines végétales et animales ou de types sulfonates contenus dans les produits détergents.

La réduction de ces composés est due à l'action de bactéries anaérobies sulfato-réductrices et nécessite un milieu pauvre en oxygène ($O_2 < 0.1 \text{ mg/l}$). Par consommation de l'hydrogène sulfuré au cours de leur métabolisme, les sulfato-bactéries forment de l'acide sulfurique H_2SO_4 .

Tous les matériaux à base de liants hydrauliques calciques sont très sensibles au contact de ces acides (formation d'un biofilm : dépôt gélatineux superficiel permettant à l'activité bactérienne de se poursuivre directement au contact du béton). Les acides sécrétés peuvent correspondre à des solutions dont le pH peut être proche de zéro. Ce type de milieu contenant H_2S est fortement agressif [1] (fig. 1).

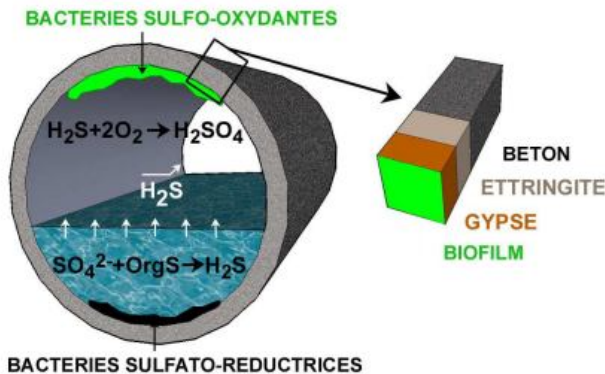


Fig. 1. Processus d'altération du béton [2,3]

L'objectif de ce travail est d'étudier l'endommagement du matériau béton face à un milieu agressif. Pour cela, un vieillissement accéléré de béton a été effectué afin d'évaluer son comportement sous un environnement sulfatique, dans le but de simuler les conditions de vieillissement rencontrées dans le milieu d'assainissement réel.

Le mode de vieillissement que nous avons appliqué est basé sur les travaux réalisés et rapportés par les références [4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 13].

Nous avons procédé par immersion des échantillons dans l'acide H_2SO_4 à $25^\circ C$, $40^\circ C$ et $60^\circ C$.

Matériel et méthode

Le béton de notre étude est fabriqué à l'aide de procédé de Compactage Radial.

Après avoir préparé tous les échantillons du béton, nous les avons codifiés (fig. 2), puis nous avons mesuré leur masse à l'état initial. Nous avons mis à part 3*6 échantillons en Béton pour un essai physique (gravimétrique) à $T=25^\circ C$, $40^\circ C$ et $60^\circ C$ [6, 7, 8, 9].



Fig. 2. Préparation des échantillons en béton pour les essais d'immersion dans l' H_2SO_4

Les échantillons préparés, sont plongés dans la solution d'acide sulfurique (H_2SO_4 (0,05M)) à $pH=1$ [7, 8, 9].

Nous avons utilisé 3 bacs d'essais pour des échantillons en béton.

Nous avons exposé ces échantillons dans 3 bacs respectivement à une température ambiante, à $40^\circ C$ dans l'étuve (fig. 3) et à $60^\circ C$ [9].



Fig. 3. Bacs dans l'étuve à $40^\circ C$.

Tous les deux jours les échantillons du béton sont prélevés des bacs, lavés puis séchés dans l'étuve. Les échantillons sont ensuite pesés.

Résultats

Observations visuelles

Parmi les conséquences du vieillissement en milieu sulfatique sur le matériau étudié, le changement d'aspect fut très net. Le béton se caractérise par une diminution de volume et de masse.

La figure 4 présente les différentes observations visuelles obtenues après environ 45 heures de vieillissement.



Fig. 4. Observations visuelles des dégradations du béton vieilli environ 45 heures

Essais gravimétriques à différentes températures

La cinétique d'absorption a été établie en utilisant des essais de gravimétrie qui ont permis de donner l'évolution de la prise en masse des échantillons en fonction du temps de vieillissement. Il faut rappeler que les échantillons du béton de cette étude, ont subi un vieillissement en solution d'H₂SO₄ à pH constant (pH=1) et à différentes températures (25°C, 40°C et 60°C) [9].

La formule de perte en masse (Δm (%)) du béton utilisée est :

$$\Delta m = \frac{m_0 - m_t}{m_0} \times 100$$

D'où : m_t est la masse mesurée à l'instant t ; m_0 est la masse mesurée à $t=0$. Les courbes de perte en masse en fonction du temps du béton vieilli pendant 25 jours d'immersion, sont illustrées sur de la figure 5.

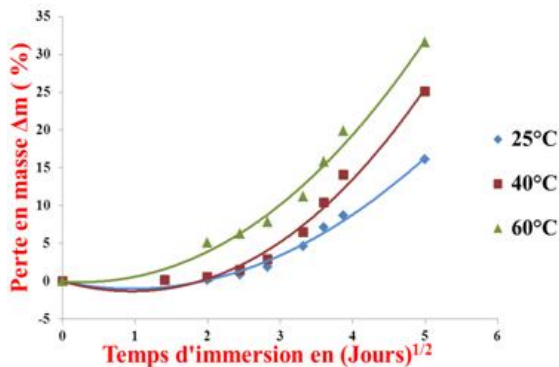


Fig. 5. Cinétique d'absorption du béton en immersion dans l'H₂SO₄ (pH=1) à différentes températures

En général, ces courbes sont caractérisées par une diminution d'absorption et par une perte en masse [9].

Essais gravimétriques à différentes concentrations

Les courbes de perte en masse en fonction du temps à différentes concentrations du béton vieilli, sont illustrées sur la figure 6.

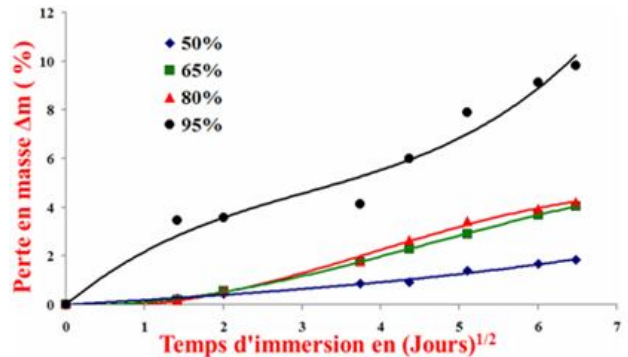


Fig. 6. Cinétique d'absorption du béton en immersion dans l'H₂SO₄ (pH=1) à différentes concentrations

Observations microscopiques

Les résultats des observations microscopiques du béton à l'état sain, et celui vieilli pendant 26 jours d'immersion dans l'H₂SO₄ (pH=1) à la température ambiante, sont illustrés dans les figures 7 et 8 successivement.

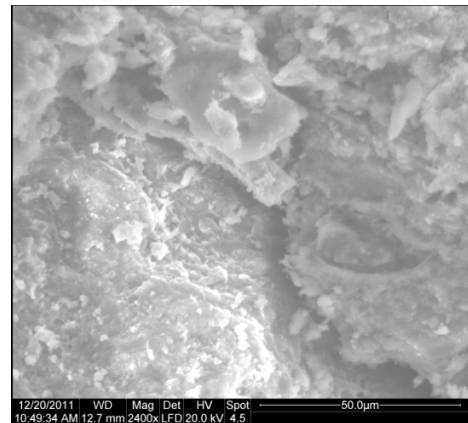


Fig. 7. Images par le microscope électronique à balayage d'un échantillon en béton à l'état vierge

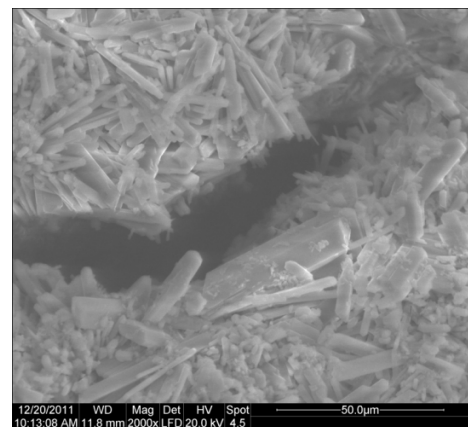


Fig. 8. Images par le MEB d'un échantillon en béton vieilli dans l'H₂SO₄ (pH=1) à température ambiante après 26 jours d'immersion

Discussion et conclusion

Dans cette étude, nous avons effectué des essais de vieillissement accéléré sur des échantillons en béton. Ces échantillons ont été vieillis dans une solution d' H_2SO_4 (pH=1) sous différentes températures et différentes concentrations, dans le but d'étudier l'évolution de la prise en masse et de la morphologie de surface des échantillons en fonction du temps de vieillissement.

Essais gravimétriques

D'après les courbes de perte en masse des échantillons en Béton, nous avons remarqué les phénomènes de lixiviation du béton à différentes températures selon l'ordre suivant : le taux de la perte en masse relative (fig. 5) entre échantillons de béton sain et dégradé est très élevé pour le cas de 60°C, par rapport à la courbe de 40°C, et celle de 25°C [9]. La perte en masse pour le matériau vieilli à 60°C est de 32%, pour le vieillissement à 40°C la perte en masse du Béton est de 25%, tandis que la perte en masse du Béton à la température ambiante atteint 16%. Concernant les courbes de perte en masse du béton en fonction du temps à différentes concentrations (fig. 6) nous avons remarqué une perte sévère en masse dans le cas de 95% d' H_2SO_4 par rapport aux autres concentrations. Cette perte en masse s'explique par la dissolution totale de la portlandite ($Ca(OH)_2$) pour former l'ettringite, ainsi que la décalcification partielle des CSH (perte de propriétés liantes).

Observations microscopiques

D'après les figures des observations microscopiques du béton à l'état sain (fig. 7) et à l'état vieilli pendant 26 jours d'immersion dans l'acide sulfurique (pH=1) à la température ambiante (fig.8), nous avons remarqué l'apparition des fissures, dues à la formation d'ettringite dans les pores du béton qui entraîne le gonflement et l'expansion de ce matériau.

Les résultats obtenus sur l'endommagement du béton à différentes températures, et à différentes concentrations, montrent que plus la température, la concentration et la durée de vieillissement sont élevées, plus la perte en masse du béton est très élevée.

Références

[1] : BELGHIT C. : « La durabilité des bétons en réseau en réseau d'assainissement », Université Badji Mokhtar Annaba, 2008.
 [2] : CHAUSSADENT T., BOINSKIF., HERISSON J. : « Bioaltération du matériau béton, application aux réseaux d'assainissement », Laboratoire Centrale des Ponts et Chaussées, Paris, 2009.
 [3] : HERISSON J., HULLEBUSCH E., MOLETTA-DENAT M., TAQUET P., CHAUSSADENT T. : « Toward an accelerated biodeterioration test to understand the behavior of Portlandand calcium aluminate cementitious materials in sewer networks», Journal of International Biodeterioration & Biodegradation, 2012.

[4] : PERROT Y. : « Influence des propriétés de la matrice sur le comportement mécanique de matériaux composites verre/polyester utilisés en construction navale de plaisance - Cas des résines polyester limitant les émissions de styrène », Université de Bretagne Sud, thèse, 2006.
 [5] : NAKAYAMA M., HOSOKAWA Y., MURAOKA Y. et KATAYAMA T. : «Life prediction under sulphuric acid environment of FRP using X-ray analysis microscope», Journal of Materials Processing Technology, 2004.
 [6] : MOUALLIF I. LATRACH A. CHERGUI M. HANGOUËT J.-P. « Élaboration d'un test de résistance des conduites d'assainissement à la présence d' H_2S ». 1^{er} Salon International des Technologies de l'eau et de l'assainissement SIT eau, 14 – 18 Janvier 2009, Casablanca, Maroc.
 [7] : MOUALLIF I. LATRACH A. CHERGUI M. ELGHORBA M. HANGOUËT J.-P. « Élaboration d'un test de résistance des conduites d'assainissement à la présence d' H_2S ». 2^{ième} Congrès International des Eaux, Déchets et Environnement – Union des Pays de la Méditerranée (CIEDE-UPM09), 12 - 13 Novembre 2009, Al Jadida – Maroc.
 [8] : MOUALLIF I. LATRACH A. CHERGUI M. ELGHORBA M. HANGOUËT J.-P. « Élaboration d'un test de résistance des conduites d'assainissement à la présence d' H_2S ». 6^{iem} Rencontre Nationale des Jeunes Chercheurs en Physique RNJCP 2009, 24 – 25 Décembre 2009, FS Ben M'sik, Casablanca – Maroc.
 [9] : MOUALLIF I. LATRACH A. CHERGUI M. BENALI A. ELGHORBA M. HANGOUËT J.-P. « Effects of chemical sulphuric acid on commercially produced concrete sewer pipes after immersion in various temperatures». 10^{ième} Congrès International de Mécanique – Oujda du 19 au 22 Avril 2011.
 [10] : MOUALLIF I. LATRACH A. CHERGUI M. BENALI A. BARBE N. « FTIR study of HDPE structural changes, moisture absorption and mechanical properties variation when exposed to sulphuric acid aging in various temperatures». 20^{ème} Congrès Français de Mécanique – Besançon (France) du 29 Août au 2 Septembre 2011.
 [11] : MOUALLIF I. LATRACH A. CHERGUI M. BENALI A. ELGHORBA M. HANGOUËT J.-P. « Absorption dynamique d'humidité à différentes températures dans le polyester renforcé par des fibres de verre ». 3^{ème} Congrès Algérien de Mécanique – Guelma (Algérie) du 14 au 17 Novembre 2011.
 [12] : MOUALLIF I. LATRACH A. CHERGUI M. BARBE N. « Élaboration d'un test de résistance des conduites d'assainissement à la présence d' H_2S ». Doctoriales des Universités du Centre DUC'2011, 16-22 Octobre 2011, Mohammedia – Maroc. (Communication Poster + 3^{ème} prix de la meilleure présentation du projet innovant intitulé « Tente Caïdale Photovoltaïque »)
 [13] : MOUALLIF I. LATRACH A. CHERGUI M. BENALI A. ELGHORBA M. BARBE N. « Mechanical, morphological and microstructure evaluation of HDPE when exposed to sulphuric acid aging in various temperatures». VII^{èmes} Journées d'Etudes Techniques JET'2012, 2-4 Mai 2012, Marrakech – Maroc.

ETUDE DU VIEILLISSEMENT A COURT TERME DES BITUMES PURS ET DES BITUMES MODIFIES

D. SI BACHIR, S. DEKHLI, K. AIT-MOKHTAR

Laboratoire Environnement, Eau, Géomécanique et Ouvrages (LEEGO), USTHB BP 32 El Alia Alger- Algérie
Email: dsibachir@yahoo.fr

Résumé : L'introduction des modifiants dans les bitumes nous semble une solution pratique, économique et performante pour l'amélioration des résistances aux déformations permanentes qui se traduisent par des ornières. De telles formules d'enrobés peuvent être envisagées pour l'entretien des couches de roulement des chaussées souples. Elles peuvent aussi être appliquées en des zones très sollicitées comme les rampes, couloirs de bus etc. L'approche adoptée est la modification par deux polymères (EVA et SEBS)

Abstract: The introduction of modifiers in bitumens seems a practical solution economical and efficient for the improvement of resistance to permanent deformations that result in ruts. Such formulas can be considered for asphalt maintenance wearing flexible pavements. They can also be applied in areas of high demand such as ramps, bus lanes etc. The approach is modified by two polymers (SEBS and EVA)

Mots-clés : Polymères, bitume modifié, déformations permanentes, EVA, SEBS

INTRODUCTION

En général, la modification des liants bitumineux est apportée par l'ajout de divers additifs, plus particulièrement la modification par des polymères qui s'avère comme étant l'une des méthodes les plus prometteuses. C'est dans ce contexte, que s'inscrit notre travail qui se propose d'étudier l'influence de l'ajout des polymères de synthèse tels que les SEBS et l'EVA, utilisés comme agents modifiants d'un bitume de classe 35/50. L'objectif final est de mettre au point une formulation bitume-polymère de meilleure qualité pour entrevoir une possibilité d'application dans le revêtement routier.

METHODE ET MATERIEL

L'effet du vieillissement thermique accéléré sur les propriétés des bitumes, a été réalisé en utilisant le test R.T.F.O.T. Les valeurs des propriétés thermiques et mécaniques qui en résultent sont mesurées et comparées au bitume de base. Différentes formulations à base de bitume, de SEBS et d'EVA sont préparées en variant le taux de polymères incorporés de 1, 3, 5, 7 et 9% en masse. Afin de caractériser les différents mélanges nous avons conduit les essais suivants : la pénétrabilité, la température de ramollissement « bille et anneau » et la susceptibilité thermique.

2.1 Bitume pur

Il s'agit d'un bitume de classe 35/50.

2.2 Présentation de l'EVA

Le copolymère le plus utilisé dans le domaine de la route est le copolymère éthylène-acétate de vinyle. L'EVA se présente sous forme de granulés ovales.

2.3 Présentation du SEBS

Le SEBS (connue aussi sous le nom de Kraton G), est un polymère élastomère thermoplastique. Le SEBS est sous forme d'une poudre blanche fine. Le SEBS (Styrène Ethylène/Butylène/Styrène) est un copolymère bloc styrène-éthylène-butylène ; la structure saturée de la polyoléfine éthylène/butylène procure d'excellentes caractéristiques au vieillissement des bitumes.

2.4 Fabrication du bitume modifié

Les bitumes modifiés à base d'EVA ou de SEBS ont été fabriqués à une température de 180°C avec un taux de cisaillement de 600 tr/min. Ces deux paramètres étant fixés, le temps de malaxage est de 2h. Les teneurs en EVA et SEBS sont choisies : 1% 3%,5%, 7% et 9% par rapport au poids de la quantité du bitume. Le choix de ces pourcentages est basé sur des études antérieures.

RESULTATS ET INTERPRETATIONS

3.1 Bitume pur

Les résultats des essais de pénétrabilité, de température de ramollissement bille et anneau et de susceptibilité thermique sont représentés dans le tableau 1.

Tab.1 : Caractéristiques du bitume pur

	Résultats	Spécifications
Pénétrabilité à 25°C (1/10mm)	41	35/50
TBA (°C)	52	50/56
TBA minimale après R.T.F.O.T (°C)	56	≥52
Pénétrabilité après R.T.F.O.T	25	20/30
ΔTBA après R.T.F.O.T (°C)	4	≤8
IP _{LCP} Avant RTFOT	1,76	-3≤IP _{LCP} ≤+7
IP _{LCP} Après RTFOT	1,11	-3≤IP _{LCP} ≤+7

La pénétrabilité du bitume pur a diminué après R.T.F.O.T de 41 à 25. Cette dernière valeur est située dans le domaine de spécification des bitumes de classe 20/30. Le bitume pur a perdu une classe après vieillissement R.T.F.O.T, il est passé de grade 35/50 à celui de 20/30. La température de ramollissement du bitume pur passe de 52°C avant R.T.F.O.T à 56°C après son passage au R.T.F.O.T. L'augmentation de la TBA après RTFOT est admissible puisqu'elle est dans les normes françaises ; ΔTBA = 4° C < 8 °C. Les calculs de l'indice de pénétrabilité IP, montre que la susceptibilité thermique du bitume étudié après R.T.F.O.T a augmenté par rapport à celle avant R.T.F.O.T. Le bitume devient donc plus susceptible à la température.

3.2 Bitume modifié à base d'EVA

Pénétrabilité

Tab.2: Pénétrabilité avant et après RTFOT

	0 %	1 %	3 %	5 %	7 %	9 %
Avant RTFOT	41	37	20	18	17	17
Après RTFOT	25	23	17	15	15	15

Les valeurs du tableau 2 montrent que la consistance du liant croît rapidement avec la teneur en polymère. Après vieillissement au RTFOT, le bitume subit un durcissement et devient plus dur induisant de faibles valeurs de la pénétrabilité. Ceci est dû à l'évaporation des fractions légères du bitume.

Température de ramollissement bille et anneau (TBA)

Tab.3 : TBA avant et après RTFOT

Teneur en %	0	1	3	5	7	9
Avant RTFOT	52	56,4	64,8	70,4	75,3	75,5
Après RTFOT	56	61,1	69,9	75,3	79,2	80,4

Les valeurs du tableau montrent l'influence dominante de l'adjonction des polymères sur le point de ramollissement. En effet, la TBA augmente sensiblement avec l'augmentation de la charge en additif. Ceci s'expliquerait entre autres, par l'augmentation de la consistance du liant. L'augmentation de la TBA qui est un indicateur de l'effet de dureté du bitume modifié est favorable, car les valeurs élevées de TBA induisent une faible susceptibilité du bitume à la déformation permanente (orniérage).

Susceptibilité thermique

Tab.4 : Valeurs de A et IP avant et après RTFOT

	A _{LCPC} (Susceptibilité)		Indice de Pénétrabilité IP _{LCPC}	
	Avant RTFOT	Après RTFOT	Avant RTFOT	Après RTFOT
0 %	0.031	0.034	1,76	1,11
1%	0.031	0.0339	1,76	1,13
3%	0.0261	0.0226	3,0	4,07
5%	0.0249	0.0216	3,35	4,42
7%	0.0265	0.0233	2,90	3,85
9%	0.0308	0.0282	1,8	2,45

Les mélanges bitume-polymère ayant des valeurs importantes de IP sont plus résistants aux basses températures et à la déformation permanente (orniérage).

Les résultats montrent que tous les bitumes modifiés sont moyennement susceptibles. On constate que toutes les valeurs de IP_{LCPC} avant RTFOT sont 1 < IP < 3. On remarque également que pour le bitume à base d'EVA, l'optimum est obtenu à 5% d'EVA. Après passage au R.T.F.O.T, on remarque une diminution de la valeur de la susceptibilité thermique (A), et une augmentation de l'indice de pénétrabilité (IP_{LCPC}) qui signifie que le bitume devient encore moins susceptible.

3.3 Bitume modifié à base de SEBS

Pénétrabilité

Tab.5: Pénétrabilité avant et après RTFOT

Teneur en %	0	1	3	5	7	9
Avant RTFOT	41	28	24	20	13	21
Après RTFOT	25	20	15	13	10	15

Le tableau 5 montre que la consistance du liant croît rapidement avec la teneur en polymère. Après vieillissement au RTFOT, le bitume subit un durcissement et devient plus dur induisant de faibles valeurs de la pénétrabilité. Ceci est dû à l'évaporation des fractions légères du bitume.

Température de ramollissement bille et anneau (TBA)

Tab.6 : TBA avant et après RTFOT

Teneur en %	0	1	3	5	7	9
Avant RTFOT	52	56,2	63,8	69,7	78,9	69,1
Après RTFOT	56	61,8	67,4	74,2	81,6	74

Les valeurs du tableau 6 montrent que la température bille et anneau augmente avec la teneur en SEBS jusqu'à la teneur de 7% pour diminuer ensuite à 9% de SEBS.

Cette augmentation de la température bille et anneau est plutôt favorable contre les déformations permanentes en particulier l'orniérage.

Susceptibilité thermique

Tab.7 : Valeurs de A et de IP avant et après RTFOT

	A _{LCPC} (Susceptibilité)		Indice de Pénétrabilité IP _{LCPC}	
	Avant RTFOT	Après RTFOT	Avant RTFOT	Après RTFOT
0%	0.031	0.034	1,76	1,11
1%	0.0307	0.0296	1.82	2.10
3%	0.0263	0.0237	2.94	3.72
5%	0.0235	0.0216	3.87	4.42
7%	0.0223	0.0201	4.16	4.96
9%	0.0237	0.0227	3.72	4.04

Les résultats du tableau 7 montrent que tous les bitumes modifiés sont moyennement à peu susceptibles. On constate que toutes les valeurs de IP_{LCPC} avant RTFOT sont 1 < IP < 5. On remarque également que pour le bitume à base de SEBS, l'optimum est obtenu à 7% de SEBS. Après passage au R.T.F.O.T, on remarque une diminution de la valeur de la susceptibilité thermique (A), et une augmentation de l'indice de pénétrabilité (IP_{LCPC}).

3.4 Comparaison bitume-EVA et bitume-SEBS

Pénétrabilité

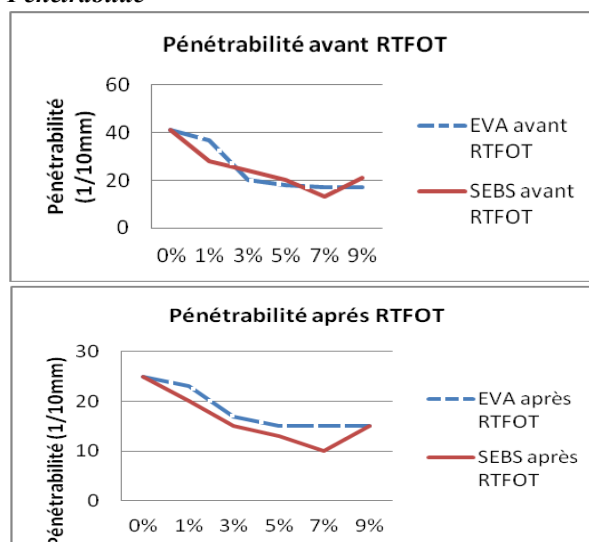


Fig.1 : Pénétrabilité avant et après RTFOT

Les résultats de la figure 1 mettent en évidence le fait que la pénétrabilité décroît lorsqu'on élève la concentration d'additifs dans le liant. En effet, mélangés dans le bitume, les polymères vont contribuer à l'augmentation de la consistance de ce

dernier et ceci quelque soit la température. Ce phénomène qui s'explique par la dispersion des additifs et leurs interactions avec les constituants du liant. La variation de la pénétrabilité entre le bitume pur et les bitumes modifiés par le SEBS après passage au R.T.F.O.T indique que le bitume passe d'un état mou à un état dur. A mesure que l'on augmente la teneur de l'agent modifiant, le bitume devient plus dur, par conséquent, l'obtention de valeurs plus faible de pénétrabilité. Le bitume modifié à base de SEBS est plus consistant que le bitume modifié à base d'EVA.

Température de ramollissement bille et anneau (TBA)

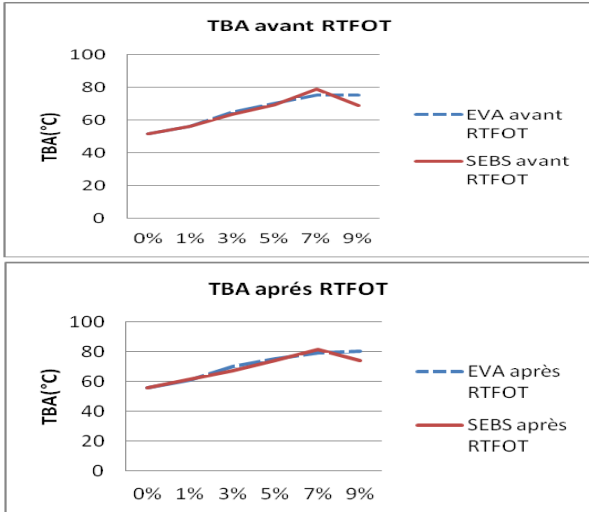


Fig.2 : TBA avant et après RTFOT

Les résultats de la figure 2 montrent que la température de ramollissement augmente pour le bitume pur et les bitumes modifiés avant et après RTFOT. La TBA des bitumes modifiés augmente en fonction de la teneur en polymère. Pour rappel, cet essai consiste à déterminer la température à laquelle un bitume subit une déformation irréversible dans des conditions de contraintes définies. Cette augmentation de la TBA est due au fait que le bitume soit plus dur après passage au R.T.F.O.T., ce qui exige une plus haute température pour le ramollir. La formulation à 7% de SEBS est la moins susceptible à la température, c'est celle qui donne de meilleurs résultats.

Susceptibilité thermique

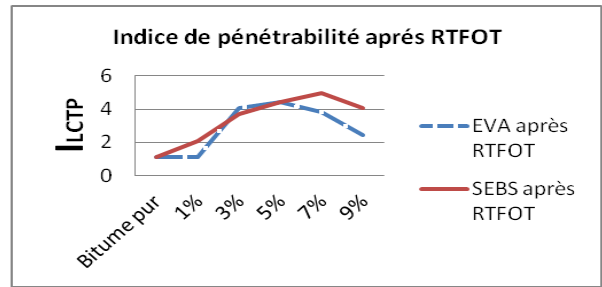
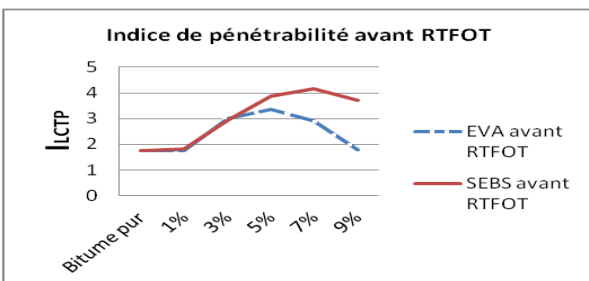


Fig.3: Indice de pénétrabilité I_{LCPC} avant et après RTFOT

Les résultats de la figure 3 montrent que la modification des bitumes par des polymères réduit la susceptibilité thermique qui est déterminée par I_{LCPC} . Le bitume modifié à base d'EVA est plus susceptible que le bitume modifié à base de SEBS. En conclusion, la formulation du bitume-SEBS à 7% est la moins susceptible à la température, elle présente les meilleurs résultats.

CONCLUSION

D'une manière générale, l'incorporation de polymères dans le bitume améliore sensiblement les propriétés mécaniques du matériau composite comparativement au bitume pur. En effet, les résultats expérimentaux classiques montrent que l'ajout de copolymères tels que les SEBS et l'EVA influe sur certaines propriétés du bitume. La pénétrabilité du bitume modifié diminue, par contre le point de ramollissement et l'indice de pénétrabilité I_{LCPC} augmentent induisant un relèvement de la consistance. De plus, la susceptibilité thermique des bitumes modifiés connaît également une augmentation. Le vieillissement accéléré RTFOT mené sur les échantillons de bitume pur et de bitumes modifiés montre une diminution de la pénétrabilité, une augmentation de la TBA et une faible variation des propriétés thermiques. Le bitume modifié par le SEBS présente de meilleurs résultats sur l'ensemble des caractéristiques étudiées. C'est aussi l'agent modifiant le moins susceptible à la température, et surtout au vieillissement RTFOT. Plus généralement, le taux de charge de 5 à 7% de polymère incorporé dans le bitume produit de meilleurs résultats sur l'ensemble des formulations étudiées, toutefois la formulation à base de bitume et de SEBS à 7% semble la plus performante.

REFERENCES

[1] LCPC Guide Technique " Emploi des liants bitumineux modifiés, des bitumes spéciaux et des bitumes avec additifs en technique routière". Techniques et méthodes des laboratoires des ponts et chaussées, 1999
 [2] F. Hadrzynski, C. Such, Modélisation du comportement rhéologique des bitumes polymères. Le modèle autocohérent. Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, 214, pp. 3-18, 1998
 [3] C.-P. Valkering, W.-C. Vonk, C.-D. Whiteoak, Enrobés routiers améliorés à base de bitumes modifiés par des élastomères thermoplastiques SBS, Revue Générale des Routes et Aérodrômes 693, pp. 57-59, 02/1992

MECHANICAL BEHAVIOR OF HIGH SPEED STEEL USED IN HOT STRIP STEELS

S. HABIBI^{1,2}, T. NEHARI^{1, 2}, F. BENKHENAFOU³,
H. LEBBAL^{1,2}, A. ZIADI^{1*}, A. MEGUENI²

¹ Laboratoire Structures Intelligentes, Institute of science and technology, University of Ain Temouchent, Algeria.

* aekziadi@yahoo.com

² Department of Mechanical Engineering, university of Sidi Belabbes, Algeria.

³ Department of Mechanical Engineering, university of Tlemcen, Algeria.

Résumé.

Depuis une vingtaine d'années, les techniques utilisées pour la réalisation de cylindres composites avec un cœur en acier au carbone et la partie active en acier rapide étaient la technique CPC (Continuous Pouring for Cladding), ainsi que centrifugation verticale. Les effets des traitements thermiques est de minimiser la quantité de carbures eutectiques précipités en réseau et d'obtenir une quantité importante de carbures de niobium (MC) finement répartis dans la microstructure de l'alliage. L'addition de niobium modifie la séquence de formation des carbures au cours de la solidification et entraîne une forte précipitation intragranulaire de carbures MC. Les traitements réalisés ont permis de sélectionner un niveau de dureté compris entre 600 et 730 HV capable d'assurer un bon compromis entre résistance mécanique et ténacité.

Keywords: HSS; Mechanical properties; Fracture toughness; Wear resistance.

1. Introduction

The currently increasing request demand for greater productivity and product quality has led to the development of higher performance materials. Multicomponent HSSsteels are new products, manufactured by adding important percentages of carbide-forming elements, such as chromium, vanadium, molybdenum, tungsten, etc, in order to obtain a microstructure composed of carbides with an extreme hardness dispersed in a matrix. The presence of carbon in the matrix allow a large increase in hardness as a consequence of the complete transformation of austenite into martensite that occurs in a quenching and tempering heat treatment [1].

Chromium-nickel alloyed HSS are highly demanded products in the mining, mineral processing, metallurgical and cement industries on account of their high hardness and abrasion resistance, obtained from a microstructure characterized by a high content of primary and eutectic carbides dispersed in a tempered martensitic phase [2,3].

The shaping of all these products is carried out by means of casting technologies, directly after the elaboration of the alloy in a liquid state. Being hypoeutectic cast irons, their solidification starts with the nucleation of austenite dendrites and then continues with the formation of different eutectic constituents ($\gamma+MC$, in high niobium and vanadium castings,

$\gamma+M_7C_3$, when they have a high chromium content, $\gamma+M_2C$ and $\gamma+M_6C$, in the case of high tungsten and molybdenum castings). During cooling, significant quantities of these same carbides precipitate as a result of the typical loss in solubility of the austenite as the temperature is reduced.

The heat treatment of these products consists in austenitization at a high enough temperature so as to dissolve most of the carbides that had precipitated in the previous cooling. A high-alloyed austenite with a high carbon content is obtained that is partially transformed into martensite by an appropriate quench. However, an important fraction of retained austenite remains after the hardening treatment that must be completely eliminated by applying two or more tempering heat treatments. In the course of these tempering treatments, a significant structural hardening takes place (secondary hardening) that is related to a uniform precipitation of very fine carbides, along with the transformation of retained austenite into martensite. Finally, after two or even three tempering treatments, a final hardness of between 600 and 800 HV can be obtained [4].

The effects of heat treatment on the wear and fracture toughness of the chromium-nickel alloyed white cast irons have been studied in the present work.

2. Experimental Procedure

The chemical composition of the Chromium-nickel alloyed white cast iron used in this work is shown in table 1.

Tab. 1: Chemical composition of the product (% in weight)

%C	%Mn	%Si	%S	%P
1.7-1.9	0.5-0.7	0.9-1.1	<0.025	<0.025
%Ni	%Cr	%Mo	%W	%V
0.7-0.9	7.5-8.5	3-4	1.5-2.5	4-5

This steel was austenitized, quenched and finally double tempered. Different tempering temperatures were used with the aim of modifying the final hardness of the product within a practical range. The microstructure of these HSSsteels is characterized by a dendritic tempered martensite phase in a matrix of MC, M_7C_3 and M_6C eutectic carbides. Fig. 1 shows the variation in cast iron hardness with the tempering parameter, $P=T(20+\log t)$, which takes into account the combined effect of temperature (K) and time (h) of the two tempering treatments.

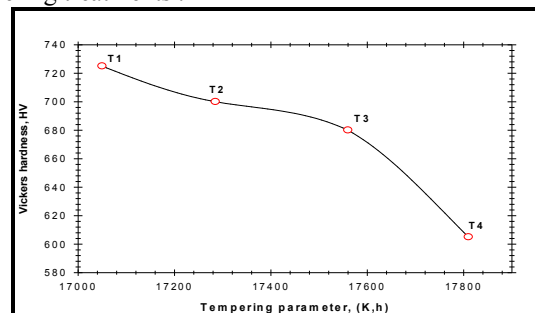


Fig. 1: Tempering parameter

The figure shows the continuous decrease in hardness with the tempering parameter. Any significant microstructure differences can be appreciated among these four treatments. The main effect of increasing tempering temperature (T1 to T4) is the growth of the small carbides that precipitate in the course of this heat treatment.

2.1. The Wear Experiment

Wear tests were performed under sliding conditions. These wear tests were carried out according to ASTM G77 standards on parallelepipedic 15.85x10.36x6.55 mm specimens using a STAIGER MOHILO, model 0411103 IE 100W 10608 tribometer. Test surface of the samples was polished on a lathe and the final roughness was about 1.0µm. The experimental setup is shown in figure 2. The machine employs a rotating counterspecimen disk of 50 mm diameter (AISI 1043), with a surface roughness of Ra 0.08 µm and the hardness of 50HRC, that rotates at a constant speed ω against a stationary test block (specimen). The test block is loaded against the rotating disk for a specified number of revolutions. The testing parameters selected can be seen in table 2. All these tests were carried out under dry conditions at room temperature.

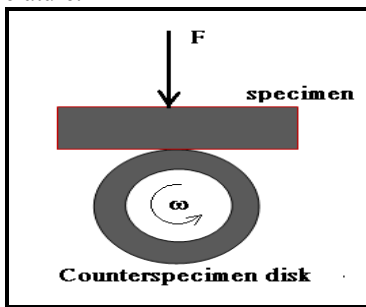


Fig. 2: Experimental Setup

Tab. 2: Wear tests parameters at room temperature

Angular velocity	[rpm]	382
Linear velocity	[m/s]	1
Rolling distance between two weight measurements	[m]	1000
Number of cycles between two weight measurements weight	[revolutions]	6350
Number of total cycles of each test	[revolutions]	44450
Total rolling distance of each test	[m]	7000
Applied load.	[N]	76 and 158.4

After every 1000m of sliding distance, the specimens were weighed by means of a precision balance, subsequently cleaned with acetone and finally installed again in the tribometer to proceed with the test until its conclusion, after completing 7000 m.

All the specimens used in the experimental tests were finally examined under a scanning electron microscope in order to observe the degradation processes and the different failure micromechanisms.

2.2 Fracture Toughness

Finally, the tests for the determination of the fracture toughness were carried out according to ESIS P2-92[5] and ASTM E399-90[6] standards on SENB specimens with a cross section of 15x15 mm. All the specimens were precracked by fatigue, in accordance with the standards.

3. Results

3.1 Wear tests

Figure 3 presents the results of the wear tests carried on the four materials (4 heat treatments) under two different loads, 76 and 158.4 N. All the tests showed very stable behaviour, as the obtained graphs are linear, corresponding to constant wear rates. The graphic representation of ΔV/S (Volume loss/sliding distance) against F/H (applied load /hardness), figure 3, allows us to obtain an adimensional wear coefficient, k, of 2.94 10⁻⁵. A density of 7.9 Mg/m³ was used for the conversion of weight loss into volume loss.

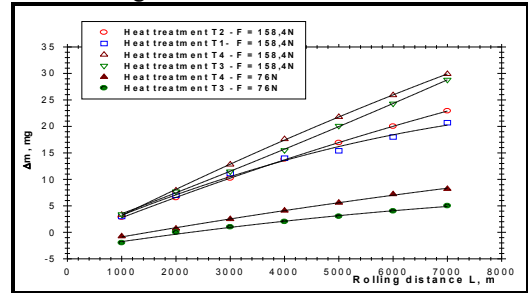


Figure 3: Wear curves (weight loss) against sliding distance
 Damage micromechanisms in sliding wear are quite different from often-studied abrasive wear, where the preferential wear of the softer matrix gives rise to unsupported carbides, which finally are pulled out or fractured [7,8, 9,10]. In the course of the sliding wear tests, damage micromechanisms start by a strong plastic deformation under compression, which occurs in the contact between the specimen and the counterspecimen disk. Subsequently, necking and crack initiation takes place, as can be observed in figure 4, where flow lines and crack initiation and growth are clearly seen. Finally, the microfragmentation of the specimen surface, producing the fine debris observed in figure 4, explains the weight loss measured in these tests.

3.2. Fracture toughness tests

The tests to determine the fracture toughness of multicomponent cast irons always gave rise to linear elastic behaviours, characterized by the sudden rupture of the precracked specimens when a critical value of the stress intensity factor was attained. To determine the fracture toughness, the load –displacement curve was registered for each test. These curves are shown in figure 5 and the P_Q load value was determined according to the ASTM standard E399, to calculate fracture toughness. As can be seen in table 3, all the tests were carried out under plane deformation and restricted plasticity conditions, it thus being possible to determine the fracture toughness of all these products (K_Q = K_{IC}). Tab. 3: Fracture toughness test results.

Heat treatment	HV	K _Q (Mpa√m)	P _{max} /P _Q	B>2.5(K _Q /σ _y) ²
T1	725	28	1.00	YES
T2	700	29	1.00	YES
T3	680	26	1.00	YES
T4	605	26	1.00	YES

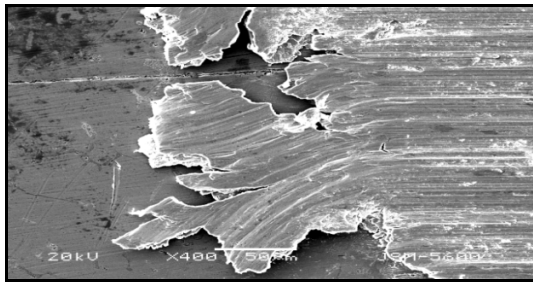


Fig. 4: Worn surface in the wear test

The fracture toughness of this Chromium-nickel alloyed high speed steel hardly varies with heat treatment, although a slight increase in this property was observed when increasing the hardness of these products via heat treatment. On the other hand, it is interesting to note the high fracture toughness values of these multicomponent high speed steel compared with the values assigned by the technical literature to conventional martensitic white cast irons, which are in the range 14-20 $\text{Mpa}\sqrt{\text{m}}$ [6]. The fractographic detail of figure 6 shows the intergranular character of the failure of all these specimens more clearly: an almost continuous carbide network that ruptured in a brittle way (cleavage fracture) is seen, with very visible secondary cracks, where the debonding of the carbide/martensite interphase can also be noted. The dendritic phase (tempered martensite), which normally appears isolated (discontinuous areas) in these fractographs, presents a great number of microcavities, giving it the appearance of a ductile failure. Intergranular brittle fracture due to cleavage or debonding of the eutectic carbides, which constitute the matrix phase of this cast iron is the most characteristic feature. Similar to the findings of other authors [7,8], and in contrast to what was observed in the hot compression tests, the fraction of carbides on these broken surfaces is clearly larger than that measured on polished surfaces, indicating preferential crack progression along these brittle phases.

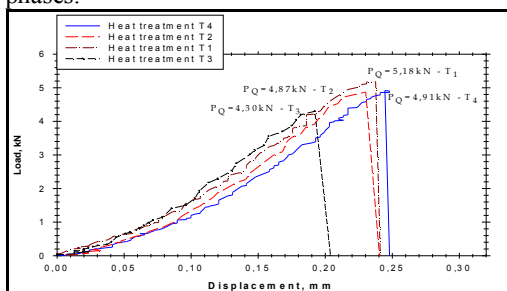


Fig. 5: Load – Displacement curves to determine fracture toughness

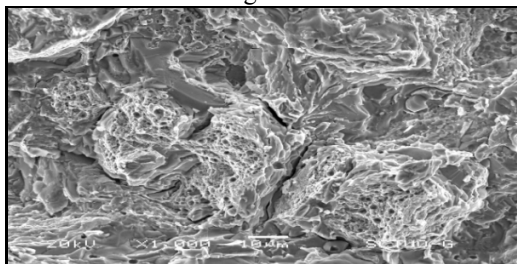


Fig. 6: Fracture toughness test surface detail

4. Conclusions

The present study of the variation of the mechanical behaviour of an HSSsteels with the tempering heat treatment (hardness modification) led to the following conclusions:

The fracture toughness of these steels is relatively high, especially when we compare it with that of conventional white cast iron with similar microstructures. Moreover, this property is hardly modified in the course of normal heat treatments.

Failure of these products in fracture toughness tests is intergranular, since it preferentially takes place through the carbide network, due to their brittleness, and also as a result of the interphase decohesion between carbides and the dendritic tempered martensitic phase, which occurs under the strong local stresses, that developed ahead of the crack front. In contrast, failure of the dendritic areas is ductile in appearance, characterised by the presence of a great number of microcavities generated by virtue of the decohesion of small carbides precipitated during the tempering heat treatments.

The wear resistance of chromium-nickel alloyed steel is directly proportional to the load applied and inversely proportional to the hardness of the product. Wear takes place by virtue of a strong plastic deformation under compression, which leads to necking and final cracking into small particles.

Références

- [1] Y. Matsubara, M. Hashimoto. Metallurgical aspect of multicomponent white cast irons for hot rolling mill roll. *Iron & Steel Met* 2003; 30;01: 35-41.
- [2] C.P. Tabrett, I.R. Sare. Fracture toughness of high-chromium white irons: influence of cast structure. *J Mater Sci* 2000; 35 : 2069-2077.
- [3] M.X. Zhang, P.M. Kelly, J.D. Gates. The effect of heat treatment on the toughness, hardness and microstructure of low carbon white cast irons. *J Mater Sci* 2001; 36: 3865-3875.
- [4] Chul Hwang Keun, Lee Sunghak, Choon Lee Hui. Effects of alloying elements on microstructure and fracture properties of cast high speed steel rolls part I: microstructural analysis. *Mater Sci Eng A* 1998; 254:282-95.
- [5] SIS P2-92, ESIS procedure for determining the fracture behaviour of materials, European Structural Integrity Society 1992.
- [6] ASTM E399-90, Standards Test Methods for Plane -Strain Fracture Toughness of Metallic Materials. Annual Book of ASTM Standards 1995; 03; 01: 412-442.
- [7] Hngsug Oh, Sunghak Lee, JaeYoung Jung, et al. Correlation of Microstructure with the Wear Resistance and Fracture Toughness of Duocast Materials Composed of High-Chromium White Cast Iron and Low-Chromium Steel. *Met Mater Trans* 2001;32A: 515-524.
- [8] Ziadi, A.; Belzunce, F.; Rodriguez, C, The effects of heat treatment on the mechanical properties of multicomponent white cast irons, *Journal of Materials Science*, Volume 42, Number 17, September 2007, pp. 7579-7585.
- [9] Ziadi, A.; Belzunce, F. J.; Rodriguez, C.; Riba, J., Wear and oxidation behaviour of multicomponent white cast irons, *Materials Science and Technology*, Volume 21, Number 10, October 2005, pp. 1181-1186(6).
- [10] Walmag Gisèle ; Eynde Xavier Vanden ; Sinnaeve Mario ; Lecomte Vincent, Mechanisms of Work Roll Degradation in Hot Strip Mills, *Iron & steel technology*, 2009, vol. 6, no8, pp. 66-73.

ELECTROSTRICTION FOR SINGLE-WALLED CARBON NANOTUBES BASED COMPOSITE

XINGLING TANG^{1,a}, KHALIL EL-HAMI^{2,3,b,c}, ABDELKHALAK EL-HAMI^{1,d}

¹LMR, INSA de Rouen, Avenue de l'Université, 76800 Saint Etienne de Rouvray, France

²Université Hassan Premier, Faculté Polydisciplinaire de Khouribga, BP.145, Khouribga, Morocco

³Kyoto University, Katsura Campus, Department of Electronic Science and Engineering Kyoto 606-8501, Japan

^aemail.xingling.tang@insa-rouen.fr, ^d email. aelhami@insa-rouen.fr, ^bemail. Elhami_k@yahoo.com, ^cemail. elhami@piezo.kuee.kyoto-u.ac.jp

Keywords: Single-walled carbon nanotubes, Polymer, Piezoelectric, Finite element method

Abstract

This paper presents a 3D finite element method to predict the electrostrictive deformation of single-walled carbon nanotube based nanocomposite under electric excitation. The numerical nanoscale and macroscale models are used to investigate the interfacial behavior of an individual SCNT embedded in the polyvinylidene fluoride and trifluoroethylene P(VDF-TrFE) copolymer matrix. A bond electrical contact model is adopted to represent the coupled electromechanical performances of SWCNT/P(VDF-TrFE) interfacial.

Introduction

Piezoelectricity arises from the small changes in the internal polarization of a dielectric material under applied mechanical changes. Alternative methods of increasing dielectric constant to improve the piezoelectricity have been proposed. Li and Rao [1, 2] investigated the effective electrostriction of the P(VDF-TrFE) polymer-based composite from their microstructure information and provide a mechanism for the electrostriction enhancement. Their reports demonstrate that using the composite concept the composite effective electrostriction can indeed be enhanced by incorporating a second phase with much larger dielectric constant than that of the

ferroelectric polymer, even if the electrostriction of the second phase is zero.

Motivated by those research efforts, this report intends to investigate the strain reverse piezoelectric effect in the P(VDF-TrFE) copolymer and single-walled carbon nanotube (SWCNT) based composites. A 3D finite element method is reported to predict the electrostrictive deformation of SWCNT based polyvinylidene fluoride and trifluoroethylene P(VDF-TrFE) copolymer (SWCNT- P(VDF-TrFE)) composite under electric excitation. The numerical nanoscale models are used to investigate the interfacial behavior of an individual SWCNT embedded in the P(VDF-TrFE) copolymer matrix.

Constitutive relationship of SWCNT-P(VDF-TrFE) composite

2.1 Finite element model

The numerical analysis is based on the experimental model [3]. The carbon nanotubes are incorporated in the P(VDF-TrFE) copolymer matrix (Fig.1). Generally, the stiffness and electric field distribution in composites are relied on the contact medium. Therefore, to evaluate the media deformation under electric action, the contact region behavior should be studied.

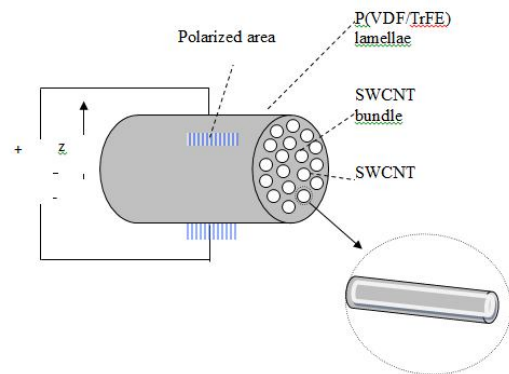


Fig.1: Schematic illustration of SWCNT bundle covered by P(VDF-TrFE) Lamellae with visible polarization domains

Figure 2 shows the configuration of the SWCNT/P(VDF-TrFE) composite. The P(VDF-TrFE) copolymer matrix is regarded as isotropic continuum medium that wrap outside the carbon nanotubes. The inner radius of the cylindrical medium is equal to the radius of nanotube. The nanotube is assumed to be a transversely isotropic

column. As in CNT the piezoelectric effect is very small [4], The piezoelectric constitutive equations for the SWCNT-P(VDF-TrFE) composite are

$$\begin{aligned} \mathbf{T}^P &= \mathbf{C}^P \mathbf{S}^P - \mathbf{e}^P \mathbf{E} \\ \mathbf{T}^N &= \mathbf{C}^N \mathbf{S}^N \end{aligned} \quad (1)$$

Where \mathbf{T}^P , \mathbf{C}^P , \mathbf{S}^P and \mathbf{T}^N , \mathbf{C}^N , \mathbf{S}^N are the stress vector, elasticity matrix and strain vector of the P(VDF-TrFE) copolymer and SWCNT, separately. \mathbf{E} is the electric field intensity vector, and \mathbf{e}^P is the piezoelectric stress matrix of the P(VDF-TrFE) copolymer.

The finite element software ANSYS is used in this study [5]. Solid226 element in ANSYS is used to model the P(VDF-TrFE) copolymer and SWCNT material. Solid226 element is capable of displaying the piezoelectric effects of the material. The properties of P(VDF-TrFE) copolymer constituent phase are obtained from the Li and Rao [2]. The mechanical properties of SWCNT are taken from Lu [6], and its dielectric constants estimated by the method of Boris and Nicola [7] and G.Y.Guo and K.C.Chu's study [8].

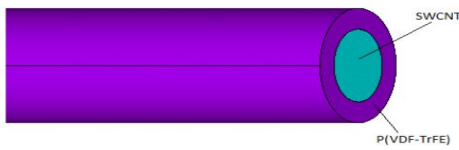


Fig 2: the configuration of the SWCNT/P (VDF-TrFE) composite

updated automatically after each iteration based on the initial condition of interface.

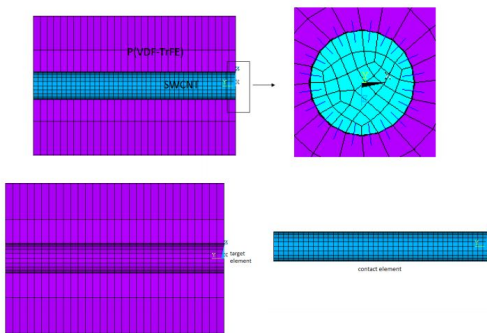


Fig.3 illustration of contact/target element pair

Results and discussion

In this work, a DC voltage of 2V along the top line of P (VDF-TrFE) at $Z=R$, (R is the outer radius of P(VDF-TrFE)) is applied and a static

2.2 SWCNT/P (VDF-TrFE) interfacial properties

At the interfacial of SWCNT and its surrounding P(VDF-TrFE) copolymer, the piezoelectric particle is not free to deform under the action of external electric field because of the elastic clamping imposed by the second phase material. The traditional technique of representative volume element (RVE) modeling cannot take this factor in to consideration. It is crucial to define a rational interfacial relation between SWCNT and P (VDF-TrFE) copolymer to model electric field distribution across the contacting interface region of the composite. In this report, the interfacial of SWCNT and P (VDF-TrFE) for electric contact is characterized through the contact/target (contal174/target170) element pairs in ANSYS [9], the surface-to-surface model illustrate in fig.3 is applied in this work. The interfacial bond strength between CNT and the surrounding matrix is assumed to averaged along the length of composite, and the bond stiffness is supposed strong enough that there is no decohesion under the electric excitation. At the interface the target element SWCNT is overlaid by the contact element P(VDF-TrFE). The initial stiffness of the interface depends on the normal and tangential stiffness which is determined by the relative stiffness of the two materials and the initial contact surface condition setting in ANSYS. And the contact stiffness is analysis with the SWCNT vol% (0.1, 0.2, 0.5, 1, 5) are performed.

In this report, we consider the SWCNTs (5,5), (10,0), and (6,4) based composites. With the same volume fraction of 1vol% SWCNT, the thickness strains are 0.0027, 0.00245, and 0.0102 for (5,5), (10,0), and (6,4) based composites, respectively. Figure 4 is the strain for SWCNT (5,5) based composite with volume fraction of 0.1vol%, 0.2vol%, 0.5vol%, 1vol%, and 5vol%.

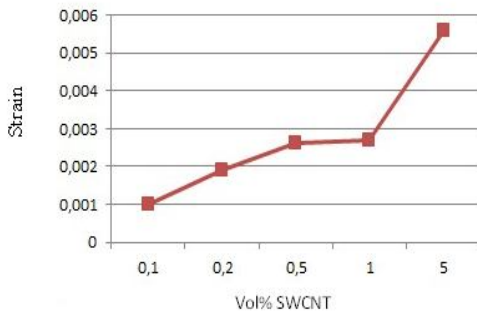


Fig 4 thickness strain for SWCNT (5,5) based composite with volume fraction of 0.1vol%, 0.2vol%, 0.5vol%, 1vol%, and 5vol%

The simulation results also show that at the contact surrounding of the two materials, the electric field greatly increased. And the distribution of electric field critically affected by the material mechanic properties and initial contact conditions.

Reference

- [1] JiangYu Li, Nagadip Rao, Dramatically enhanced effective electrostriction in ferroelectric polymeric composites, *Appl. Phys. Lett.*, Vol. 81, No. 10, 2.
- [2] JiangYu Li, Nagadip Rao, Micromechanics of ferroelectric polymer-based electrostrictive composites, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 52 (2004) 591 – 615.

- [3] Khalil El-Hami, Kazumi Matsushige, electrostriction in single-walled carbon nanotubes, *Ultramicroscopy*, Volume 105, Issues 1–4, (2005) 143–147.

- [4] Inpil Kang, Yun Yeo Heung, Jay H. Kim, Jong Won Lee, Ramanand Gollapudi, Srinivas Introduction to carbon nanotube and nanofiber smart materials, *Int J.Composites Part B*: 37 (2006) 382–394.

- [5] ANSYS coupled-field analysis guide, ans2.vm.stuba.sk/html/guide_55.

- [6] Lu, J.P, Elastic properties of carbon nanotubes and nanoropes. *Phys.Rev. Lett.* 97(7), (1997) 1297-1300.

- [7] Boris Kozinsky, Nicola Marzari, Static dielectric properties of carbon nanotubes from first principles, *Phys. Rev. Lett.* 96, 166801 (2006)

- [8] G. Y. Guo, K. C. Chu, Dingsheng Wang, Chun-gang Duan, Linear and nonlinear optical properties of carbon nanotubes from first-principles calculations, *PHYSICAL REVIEW B* 69, 205416 (2004)

- [9] ANSYS contact technology guide, ANSYS, Inc. canonsburg, PA 15317.

STUDY OF PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES OF CONCRETE WITH WOODEN SHAVINGS

WALID KHELIFI¹, REDJEM BELOUETTAR², MERIEM BOUTARFA³.

^{1,2,3} Laboratoire de Génie Civil, Université Badji Mokhtar, BP 12, 23000 Annaba, Algérie

ABSTRACT

The industrial waste rises at present problems difficult to resolve. The valuation of the local materials became, at present, a solution necessary for the economic problems of countries. It is in this perspective that opens the reflection on the formulation of a new concrete using plentiful resources and presenting characteristics either comparable to usual concretes, or answering requirements badly assured by these deniers.

This study consists in incorporating industrial waste into a common concrete. The envisaged waste is wooden shavings resulting from the transformation of the wood. The results show that it is possible to obtain concretes with wooden shavings presenting interesting mechanical properties. According to the wooden quantity, it is possible to obtain concretes of structure or insulation.

Let us note, finally, that an attempt of treatment of wooden shavings did not improve considerably the characteristics of the studied concrete, in particular the mechanical resistance in compression and in flexion. But we can say that shavings of treated wood present acceptable mechanical resistances with regard to those of the shavings untreated because the treatment of shavings returns the structure of the more homogeneous material and improves the adhesion wood-cement matrix.

KEYWORDS: concrete, wooden shavings, handiness, mechanical resistance.

INTRODUCTION

The valuation of the local materials, few or the not exploited, in the construction became at present a solution necessary for the economic problems of countries, in particular developing countries. The re-use of the various waste, which constitute an environmental embarrassment, was also the object of numerous works. Among these works, we find waste of wood incorporated into cimentaires matrices. These last ones were the object of numerous works and numerous applications because of the thermal and acoustic qualities as well as the renewable character of the used resources. The idea to introduce wooden waste into an ordinary concrete to improve its thermal performances while protecting its mechanical qualities was thus attractive

2. THE WASTE

A waste is any residue of a process of production, transformation or use, any substance, material, produced or more generally any good, furnishes abandoned or what his holder intends neglected. In other words, any element which is abandoned is a waste. It does not necessarily mean that this element is unusable, as is or after modification. Only the qualified waste of ultimate is really unusable and must be stored to avoid environmental pollutions.

2.1. Wooden shavings (wooden waste)

Wooden shavings indicate all the residues produced by the wooden sawing. Shavings are produced during operations of manufacturing of the wood. Resultant shavings of a factory can be so got back and valued in the field of the construction.

3. EXPERIMENTAL METHODOLOGY

3.1. Aggregates: Local Aggregates

The grading curves are represented by the figure 1

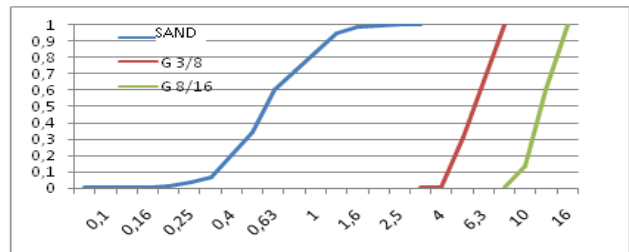


Figure 1: The grading curves of aggregates.

3.2. The Cement

Cement used in this study is a CEM I PC 42.5 made by the cement works of HADJAR ESSOUD.

3.3. Wooden shavings

Shavings of used wood result from waste of the joinery (joiner's workshop), more particularly from waste resulting from works breaking up and from planing. They present an aspect of irregular shape, with a grading limit upper is placed next of 8 mm and a lower grading nearby limit 0,1mm. All characteristics have no relative importance because of the lack of rigidity and the geometry of shavings.

3.3.1. Treatment of wooden shavings,

We immersed wooden shavings in the water until their saturation, and then added in the mixture.



Figures 2: a) Wooden shavings after wetting.

b) Shavings of wood treated by a sociable disposition of cement.

To look for some improvements on certain studied characteristics of composites, in particular the sensibility in the water and the high dimensional variations, we thought of

treating wooden shavings before incorporating them into the concrete. The treatment is a superficial envelope in the cement.

Shavings are thus coated by a sociable disposition in the cement (cement+water) and left dried more than 14 days before them uses.

3. 4. Formulation of concrete

The different composition of concrete are given in table 1 :

	Dosages of constituents (Kg/m ³)							% de fibres
	Cem ent	Water	E/C	Sand	Gravier 1	Gravier 2	Fibres	
BO	360	200	0,55	632,7	251	896	-	0%
BN ₁	360	200	0,55	619,85	245,88	878	35,59	2%
BN ₂	360	200	0,55	607,21	240,97	860,16	71,18	4%
BN ₃	360	200	0,55	594,56	235,95	842,24	106,77	6%
BN ₄	360	200	0,55	581,91	230,93	824,31	142,36	8%
BT ₁	360	200	0,55	619,85	245,88	878	35,59	2%
BT ₂	360	200	0,55	607,21	240,97	860,16	71,18	4%
BT ₃	360	200	0,55	594,56	235,95	842,24	106,77	6%
BT ₄	360	200	0,55	581,91	230,93	824,31	142,36	8%

Table 1: Formulation of concrete Dreux -Gorisse

BO: plain concrete

BN1, BN2, BN3, BN4 concrete with untreated wood chips.

BT1, BT2, BT3, BT4 concrete with treated wood chips.

4. EFFECT OF WOOD CHIPS ON THE PROPERTIES OF CONCRETE

4. 1. On the workability

The workability of concrete is determined using the slump test Abrams cone according to standard NF P 18 -451.

Table 2: workability of concrete with untreated wood chips.

Types of concrete	BO	BN ₁	BN ₂	BN ₃	BN ₄
Slump (cm)	7,5	4,5	3	2	1,5
Types of concrete	BO	BT ₁	BT ₂	BT ₃	BT ₄
A .C (cm)	7,5	6	5	4,5	3

Note that the slump of concrete decreases with increasing fiber content in concrete: this is mainly because of the wood fibers absorb a quantity of mixing water which affects recess on the workability of mixtures. The cone slump 7cm decreases to less than 2 cm, which gives also a decrease in cone slump of more than 50%, this drop should be considered in implementations of this type of concrete.

In the case of treated chips, we always notice a drop in the plasticity of 7 cm to 3 cm, these values are low compared to samples containing untreated chips. This is due to the fact that the cement paste that coats the chip reduces the water absorption.

4. 2. On density

The density is estimated from the determination of the density of the concrete mixes. It is defined by the mass of a quantity of concrete to its volume reported after the fresh concrete to vibration and after 28 days of hardening for the hardened concrete.

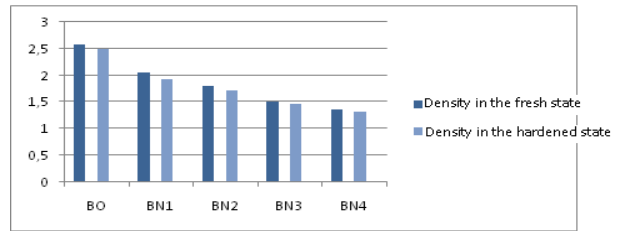


Figure 3: Change in the density of concrete with untreated wood chips.

Through the values in figure 4, we see that the densities of the concrete also decreases with the addition of chips in the composition and values ranging from 2.49 to 1.79 for hardened concrete: wood chips lighten the concrete (Figure 4).



Figure 4: Change in the density of concrete with treated wood chips.

4. 3. On the water absorption capacity

As shown in Figure 6, the concrete absorbs water and the values vary within wide limits between 4.32 to 10.47 for BT4. This large increase is due to water absorption of wood chips and porous nature of the material structure. However, the increase in water absorption capacity is very significant for BN comparing with series BT : cement envelope the chip and reduces the water absorption.

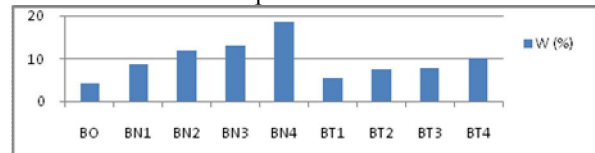


Figure 5: water absorption capacity of the various concretes.

4. 4. On the compressive strength

The compression test is performed in different time (7, 14, and 28) days. The results of the resistance of concrete in compression are shown in Figures 7, 8 and 9. The mechanical strength of specimens prepared gave better guide on the mechanical nature of the material: the mechanical strength for the BN significantly reduced compared to samples of type BT

At 7 days, with values ranging from 7.21 to 1.08 MPa for BN and from 21.7 to 10.2 MPa for BT, whereas at 14 days, these values range from 6.27 to 2.9 MPa for BN and 27.06 to 12.04 MPa for BT. At 28 days of curing, there are noticeable drops constraints of 36.5 to 4.2 MPa for the BN and 36.5 to 21.93 MPa for BT where the cement paste has a dual role: it wraps the wood chip and participates in increased mechanical strength by its binding power. The treated wood chips does not improve the mechanical strength of concrete

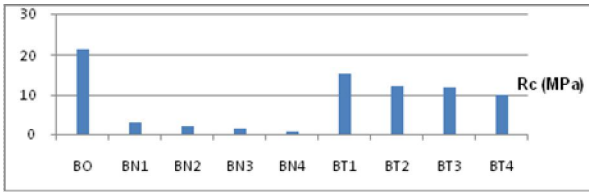


Figure 6: Effect of wood chips on the compressive strength at 7 days.

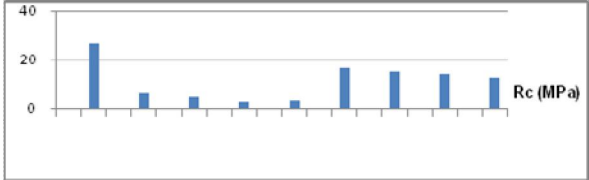


Figure 7: Effect of wood chips on the compressive strength at 14 days

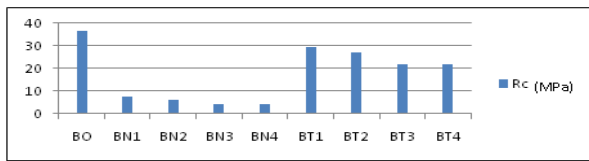


Figure 8: Effect of wood chips on the compressive strength at 28 days.

4. 5. On the tensile strength in bending

The tensile test is performed by bending in different time (7, 14, and 28) days. The results of the resistance of concrete to flexural tensile gathered and illustrated by the figures 10, 11 and 12. Mechanical strength measured as the flexural tensile strength decreased to almost half for both BT and BN formulas at the ages of 14 and 28 days.

At 7 days of curing, the mechanical strength to the flexural tensile range from 8.8 to 0.97 MPa for BN and 8.8 to 3.5 MPa for the BT series. At 14 days of curing, the mechanical strength to the flexural tensile range from 9.95 to 2.44 MPa for BN and 9.95 to 4.04 MPa for the BT series, whereas at 28 days of curing, these values range from 11.18 to 3.86 MPa for the BN and 11.18 to 02.05 MPa for the BT series. These resistances are acceptable for this type of concrete

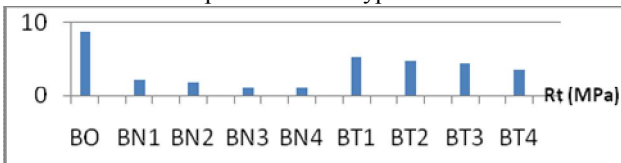


Figure 9: Wood chips effect on the tensile strength at 7 days

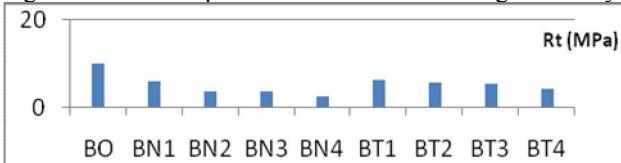


Figure 10: Wood chips effect on the tensile strength 14 days

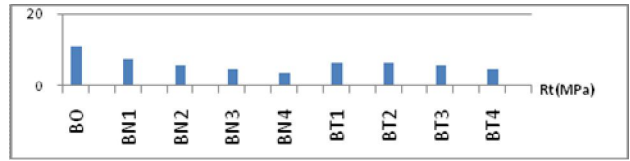


Figure 11: Wood chips effect on the tensile strength at 28 days

5. CONCLUSION

In this research we studied the influence of dosage of wood chips on the characteristics of fresh and hardened concrete. To determine the constituents, we used the method of Dreux - Gorisse. The characterization of raw materials has helped us to better formulation of concrete studies.

The slump of concrete decreases with increasing fiber content in concrete. the density of concrete decreases with the increase of wood chips content Mechanical strength for the BN decreases significantly compared to samples of type BT. Increasing wood chips content, treated or not, improves the mechanical strength of concrete for the wood chip added mixtures. The tensile strength in bending decreased almost half for both BT and BN formulas at 14 and 28 day ages. However these resistances are acceptable for this type of concrete." The main improvement expected for the wood chip added concretes is in their toughness values and this subject can be further investigated.

6. References

- Arrieux, Yannick (2003) Filigrane Press, Novethic - Tous droits réservés, web page: BTP.
- LEDHEM A. 1997, 'Contribution to the study of a concrete timber. Development of a method of minimizing dimensional variations of a composite clay-cement-wood ', Ph.D. Thesis, INSA of Lyon, France
- Jennifer L., Pehanich, Blankenhorn P. R. Silsbee & MR 2004, 'Wood Surface Treatment fiber level effects on select mechanical properties of wood fiber-cement composite', Cement and Concrete Research, 34, 59-65.
- Mr. GOTEICHA, KHENFER NUM., BEDERINA M., "Characterization of concrete sand-based treated wood chips." National Seminar of Civil Engineering, Annaba, 2007.
- A. DJOUDI, KHENFER M / Mr., A. BALI, DEBICHI G., "The use of biomaterials in the construction, an alternative for the protection of the environment". Conference of Civil Engineering, Annaba, 2007.
- BOUABDALLAH M / A., A. BOUABDALLAH, ABDELHADI H., K. Hamou, BENTOITI M., "Behavior-based lightweight concrete aggregates and wood fiber." Conference of Civil Engineering, Annaba, 2007.
- BEDERINA M., M. HADJOUJJA, Makhloufi Z., "Recovery of waste crushing and carpentry of wood to the concrete formulation of light sand." Conference of Civil Engineering, Annaba, 2007.
- B. MELBOUCI, Boudjemia F., "Durability of recycled demolition" Conference of Civil Engineering, Annaba, 2007.

ETUDE DES EFFETS THERMOMECHANIQUES SUR UN ALLIAGE TERNAIRE A MEMOIRE DE FORME DE TYPE CUZNAL

B. MECHERI ; M. BENCHIHEUB ; S. CHOUF ,
S. BELKAHLA

Laboratoire LEAM, Faculté des sciences, Université Badji
mokhtar, Annaba 23000, Algérie

Introduction

Les propriétés fondamentales qui donnent aux alliages à mémoire de forme des applications intéressantes sont intimement liées à la présence d'une transformation martensitique de type thermoélastique dans ces alliages [1-5]. Ces propriétés sont souvent altérées lors de l'utilisation par la création de défauts de structure qui sont responsables de cette détérioration[6-9]. Dans cette étude, nous montrons l'effet de ces défauts (dislocations, lacunes) lors de traitements thermomécaniques, sur un alliage ternaire de type Cu-Zn-Al à 4% d'Al en poids. Nous montrons également pour des alliages se transformant au-delà de la température ambiante (dont la température de transformation martensitique directe est située au-delà de la température ambiante) qu'il existe une stabilisation de la martensite attribuée également aux défauts engendrés lors de cycles thermomécaniques subis par ces alliages.

Matériel et méthode

Les alliages se présentent sous forme de fils de différents diamètres et de composition proche de 4% d'Al.

Pour conférer aux échantillons les propriétés mémoire de forme, ces derniers doivent subir la un traitement thermique composé d'une bêtatisation à 850°C (chauffage à haute température dans le domaine austénitique), d'une trempe qui permet de figer la martensite à température ambiante puis d'un revenu destiné à éliminer les lacunes en sursaturation et enfin un refroidissement à l'air libre.

2.1. Caractérisation thermique

Toutes les transformations du type martensitique ont des températures caractéristiques qui définissent les points de début et de fin de la transformation. Les températures M_S (martensite start) et M_F (martensite finish) qui correspondent au début et à la fin de la transformation martensitique directe au refroidissement. De manière similaire, A_S (austénite start) et A_F (austénite finish) sont définies comme le début et la fin de la transformation inverse lors du chauffage.

Nous avons déterminé ces points de transformation par deux méthodes : la calorimétrie différentielle à balayage (DSC) et la variation de résistance électrique (RE) en fonction de la température.

Les températures de transformation obtenues sont répertoriées dans le tableau suivant :

Compos. pondérale	Techni que utilisée	M_S (°C)	M_F (°C)	A_S (°C)	A_F (°C)
Cu 69,97%, Zn 26,13%, Al 4%	DSC	48	36	48	56
	RE	47	38	48	55

2.2 Caractérisation mécanique (en traction)

Un dispositif de traction spécifique, est plongé dans un bain thermostaté qui permet d'effectuer des cycles de refroidissement-chauffage. On peut soumettre un échantillon à une contrainte en traction, tout le long des cycles. Celle-ci peut être réglable entre deux cycles successifs ou demeurant constante lors d'un balayage en température pendant plusieurs cycles de refroidissement – chauffage.

2.2.1. Description d'un cycle thermomécanique

Nous avons appliqué une contrainte de traction à l'état austénitique comme indiqué sur la figure 1. L'échantillon est porté à haute température (état austénitique) par un simple chauffage du bain à la température $T=130^\circ\text{C}$ (chemin a). Dans cet état, nous appliquons une contrainte σ (chemin b), l'austénite subit une déformation élastique (ϵ_e) qui sera prise comme position de référence pour les déformations de transformation (ϵ_t) et déformation martensitique (ϵ_m) (V.Fig 1).

Au refroidissement (chemin c), la contrainte étant toujours appliquée, la courbe présente une déformation importante. L'échantillon se déforme avec une grande amplitude. Ce sont les variantes de martensite, qui, orientées favorablement par rapport à la contrainte, produisent cette déformation appelée «déformation en martensite» notée (ϵ_m).

Aux alentours de 10°C , $T > M_f(\sigma=0)$ la transformation est complètement achevée (état martensitique). Au chauffage (chemin d), la martensite se transforme en austénite; la réversion de la martensite est caractérisée par une déformation appelée déformation de transformation notée (ϵ_t). A la fin de la transformation le cycle ne se ferme pas, il subsiste une déformation résiduelle notée (ϵ_r).

2.2.2. Effet des contraintes croissantes sur la transformation

Après un premier chauffage, à $T=120^\circ\text{C}$ (état austénitique), nous appliquons une contrainte ($\sigma=25\text{Mpa}$ pour le premier cycle). Nous effectuons ensuite, un cycle de refroidissement – chauffage sous contrainte. La contrainte est augmentée progressivement par incrément de 25Mpa à chaque fin de cycle (à la fin du chauffage). Les courbes donnant la variation de la déformation en fonction de la température, pour des contraintes variant de 25Mpa à 120Mpa, sont représentées sur la figure 2.

La figure 3 représente l'évolution de la contrainte en fonction de la température, cette variation est linéaire et correspond bien à la variation théoriquement linéaire de type Clausius – Clapeyron. On en déduit une pente de l'ordre de $3,6\text{Mpa}/^\circ\text{C}$. Cette valeur est très proche des valeurs rapportées dans la littérature.

L'extrapolation de la droite obtenue, permet de donner approximativement une bonne valeur de la température de début de transformation à contrainte nulle, qui est ici de l'ordre de 42°C valeur très proche de celles données par caractérisation thermique précédemment qui est de l'ordre de 48°C .

2.2.3. Effet de la contrainte appliquée sur la déformation en martensite (ϵ_m)

Les variations de la déformation en martensite lorsque des contraintes croissantes sont appliquées à l'échantillon sont

représentées sur la figure 4. A partir de la valeur minimale $\sigma = 25$ Mpa, on observe que la déformation en martensite augmente de façon quasi linéaire jusqu'à la valeur de la contrainte $\sigma = 75$ Mpa. Au-delà de celle-ci, on observe une saturation de la déformation en martensite (ϵ_m).

L'application d'une contrainte, pendant le refroidissement, sur un échantillon provoque l'apparition de certaines variantes de martensite ayant le plus grand facteur de Schmidt, favorisant la déformation dans le sens de la contrainte appliquée. Les déformations ainsi engendrées, vont ainsi créer des distorsions au niveau des joints de grains.

Pour les faibles contraintes la proportion de martensite orientée vis à vis de la martensite non orientée (accommodée) est faible. L'augmentation, au fur et à mesure, de la contrainte lors des cycles suivants pour des valeurs de $\sigma \leq 75$ Mpa provoque une augmentation du nombre de variantes orientées directement liée à la valeur de la contrainte appliquée. Cette proportion de variantes augmente avec la contrainte appliquée pour arriver à un niveau de saturation qui est observé dans ce cas au-delà de $\sigma = 75$ Mpa. Cette saturation observée pour les fortes contraintes ($\sigma > 75$ Mpa) est à corrélérer avec l'augmentation de la déformation résiduelle observée pour ce niveau de contraintes.

2.2.4. Effet de la contrainte sur la déformation résiduelle (ϵ_r)

La figure 5 représente les variations de la déformation résiduelle en fonction de la contrainte appliquée. On observe, pour les contraintes $\sigma < 75$ Mpa, que la déformation (ϵ_r) est relativement faible et pratiquement constante, elle augmente nettement plus au-delà de $\sigma = 75$ Mpa.

La déformation résiduelle est connue dans les alliages de type CuZnAl. Son origine a été attribuée par certains travaux [10-12] à deux contributions qui peuvent coexister simultanément, à savoir :

- une composante due à une déformation plastique vraie, induite par des dislocations (formées lors des cycles), qui ne disparaît pas même après chauffage.
- une composante due à de la martensite stabilisée qui disparaît au chauffage à plus haute température.

Le comportement de ϵ_r pour les contraintes $\sigma < 75$ Mpa est à corrélérer avec le comportement observé, pour le même stade, en ce qui concerne la déformation en martensite (ϵ_m). En effet, Si l'on admet que des défauts (de type dislocations) sont créés par l'application de contraintes de plus en plus croissantes et un cyclage thermique combiné, la déformation résiduelle est due essentiellement à une déformation plastique. Par contre, pour les contraintes $\sigma > 75$ Mpa, si l'évolution est plus importante donc le taux de défauts engendrés n'est plus proportionnel, cela pourrait être dû à de la martensite stabilisée en plus de la déformation plastique.

Nous avons également fait des essais de cyclage à contrainte constante ($\sigma = 75$ Mpa) pour une dizaine de cycles. Tous les paramètres de la transformation n'évoluent pas lors de ce cyclage. Ce qui vient conforter la thèse que la déformation résiduelle pour $\sigma < 75$ Mpa est principalement due à une déformation plastique vraie due aux dislocations créées au cours du cyclage.

3. Effet des essais thermomécaniques sur la Transformation

Nous avons relevé les mesures du flux thermique par DSC et de la résistance électrique des échantillons après ces essais. On observe (figure 6a) la disparition des pics synonymes de la transformation martensitique, aussi bien au chauffage qu'au refroidissement. La transformation est donc bloquée par suite des essais thermomécaniques. Néanmoins si l'on effectue un nouveau traitement thermique de restauration les pics réapparaissent. (Voir figure 6b).

Il en va de même pour la résistance électrique qui reprend son allure initiale après un traitement thermique de bétatisation. Les figures 7a et 7b montrent bien cette restauration de la transformation.

Conclusion

Nous avons montré la sensibilité aux effets des contraintes associées à la température sur la transformation martensitique d'un alliage à mémoire de forme base cuivre.

L'effet des contraintes croissantes en traction sur la déformation en martensite montre une augmentation d'abord linéaire puis une saturation au-delà de la valeur de la contrainte $\sigma = 75$ MPa. La saturation observée au-delà de 75 MPa a été attribuée à l'accommodation au niveau des joints de grains de variantes de martensite formées.

La déformation résiduelle montre une légère croissance linéaire en dessous de 75 MPa dont l'origine est une déformation plastique vraie due aux dislocations créées pendant les cycles thermiques sous contrainte. Au-delà de 75 MPa l'augmentation plus franche à ce stade serait due à de la martensite stabilisée, qui pourrait disparaître par un simple chauffage.

Des mesures des flux thermiques par DSC, à la suite de ces essais thermo mécaniques, ont montré que la transformation est bloquée.

Enfin, la restauration de la transformation a été montrée en faisant subir un traitement thermique standard qui permet de refaire apparaître la transformation martensitique

Références

- [1] Wayman C.M., Otsuka K Shape memory materials, Cambridge university presse, new ed . 7 Oct1999, ISBN-10: 0521663849, ISBN-13: 97805216638
- [2] J. Van Humbeeck, Technologie des alliages à mémoire de forme E. Patoor, M. Berveiller, , Editions Hermes 1994, ISBN :2-86601-426-X
- [3] T. Tadaki, K. Otsuka, K. Shimizu, Annual reviews material, vol. 18, (1998), p30-40.
- [4] A.Eberhardt, E.Patoor, Matériaux industriels, matériaux métalliques, Ed Dunod, Paris 2000
- [5] J. Muller, Matériaux et techniques, Juillet-Aout, (1988), 7-16.
- [6] S. Belkahla, Thèse de Magister, Université de Annaba (Algérie), (1985), 86p.
- [7] L. Contardo, Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Lyon (France), (1988), 118 p.
- [8] G. Scarbrook, J.M. Cook, W.M. Stobbs, Metal Trans.A, Vol 14A, (1984), 1977-1986
- [9] G. Scarbrook, J.M. Cook, W.M. Stobbs, ICOMAT 82, Leuven (Belgique), Journal de Physique Colloque, (1982), 703-709
- [10] Jansen, J., Van Humbeeck ; J.Chandrasekaran, M. Mwamba N., Delaey, L. Proceeding of the International

Conference on the Martensitic transformation, Leuven-Belgique, Journal de physique IV, 1982, p.715-720.
 [11] J. Van Humbeeck, J. Jansen, N. Mwamba, L. Delaey Scripta Met., Vol. 18, (1984), p. 89

[12] P. Rodriguez
 Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

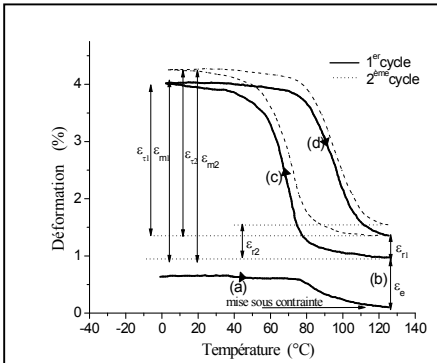


Figure 1: Courbes typiques de déformation en fonction de la température.

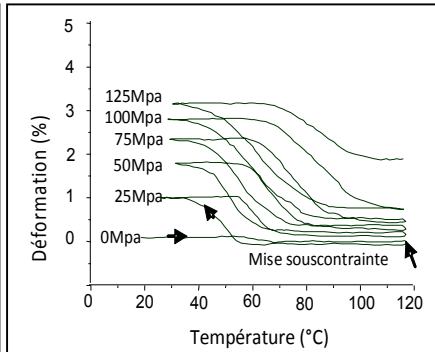


Figure 2: Courbes enregistrées de déformation en fonction de la température pour différentes contraintes.

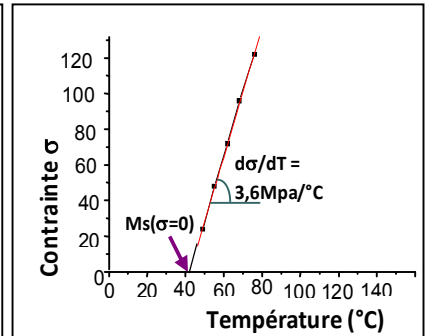


Figure 3 : Variations de $M_s(\sigma)$ en fonction de la contrainte.

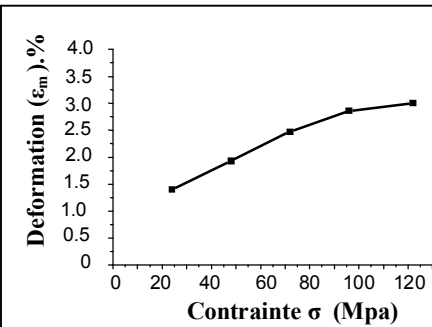


Figure 4: Variations de la déformation en martensite (ϵ_m) en fonction de la contrainte appliquée.

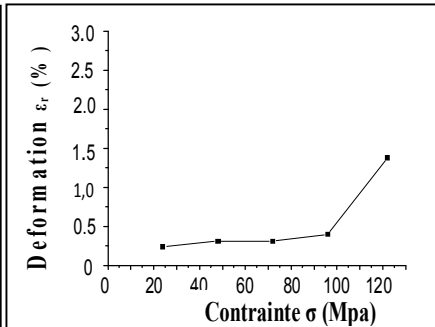


Figure 5: Variations de la déformation résiduelle (ϵ_r) en fonction de la contrainte appliquée.

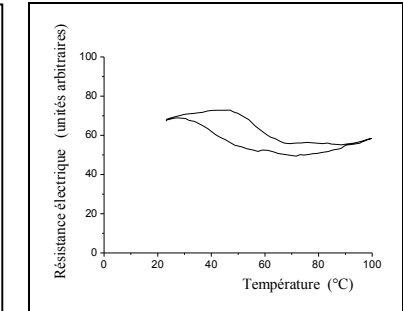


Figure 7a : Résistance en fonction de la température après cyclage thermomécanique

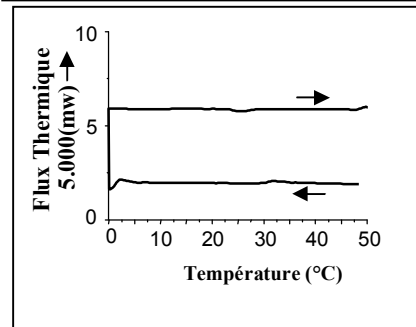


Figure 6-a : Thermogramme après cyclage thermomécanique

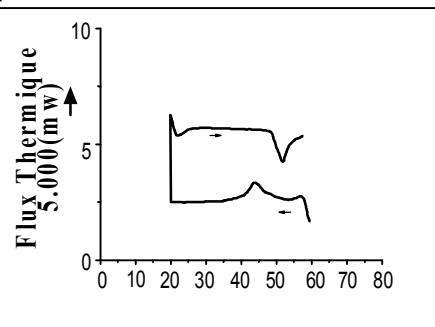


Figure 6-b : Thermogramme après cyclage thermomécanique et traitement thermique

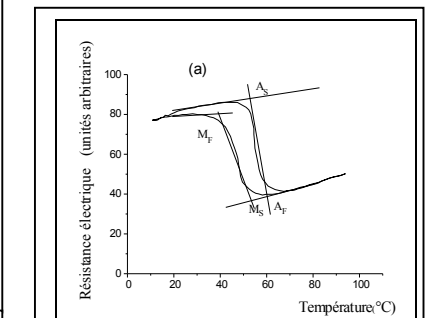


Figure 7b : Résistance en fonction de la température après cyclage et traitement thermique

CARACTERISATION DE L'ENDOMMAGEMENT DES PLAQUES THERMOPLASTIQUES MINCESEN ABS SOUS SOLLICITATION UNIAXIALE

H. FARID^{1,2}, M. ELGHORBA¹, F. ERCHIQI², M. CHERGUI¹, K. ELHAD¹

¹ Laboratoire de Nanotechnologie et Bioplasturgie, Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue, 445 boulevard de l'Université, Rouyn-Noranda, Québec J9X 5E4, Canada

² Laboratoire de Contrôle et caractérisation des structures Mécanique des Matériaux et de l'École Nationale Supérieure d'Électricité et de Mécanique, Route d'El Jadida. BP 8118 Oasis Casablanca, Maroc

Résumé

On assiste à un envol remarquable de l'utilisation des polymères dans de nombreux domaines industriels. Même si ils sont abondamment utilisés à la fois dans les produits de haute performance ou ordinaires, leur polyvalence les rend très nécessaires pour les nouvelles applications, et cela nécessite une connaissance approfondie de leurs propriétés physiques, chimiques, rhéologiques et mécaniques. La détermination du comportement mécanique de ces matériaux devient très nécessaire soit pendant la transformation ou au cours de fonctionnement. Dans ce travail, nous nous intéressons à la caractérisation d'une plaque plane entaillée en ABS sous sollicitation uniaxiale. La théorie unifiée d'endommagement est considérée pour caractériser et quantifier le dommage. Notre objectif crucial, étant l'étude du facteur de concentration de contraintes, et une contribution à la détermination du degré des dommages des structures entaillées.

Mots clés: Mécanique de l'endommagement, la théorie de dommage, la caractérisation uniaxiale, ABS.

Abstract

There is an important soaring in the use of polymers in many industrial fields. Although they are abundantly used both in ordinary and high performance products, their versatility makes them highly needed for newer applications; and this requires a detailed knowledge of their physical, chemical, rheological and mechanical properties. The determination of mechanical behavior of those materials becomes very necessary either during processing or under operation. In this work, we are interested in characterizing a notched polymeric ABS flat plate under uniaxial solicitation. The Unified Damage Theory for characterizing and quantifying the damage is used. Our crucial aim, being the study of the stress concentration factor, and a contribution to the determination of the damage degree of notched structures.

Key words: Damage mechanics, damage theory, uniaxial characterization, ABS.

1. Introduction

De nombreuses études d'ingénierie montrent que quel que soit le matériau (métal, polymères, composites, ou bois), en dépit de leurs différentes microstructures et des propriétés physiques, le comportement qualitatif mécanique qu'ils présentent est sensiblement identique. Ceux-ci comprennent un comportement élastique, une limite d'élasticité, une certaine plasticité ou une déformation irréversible, une anisotropie de déformation plus ou moins importante, et une initiation de la fissure sous chargement statique ou dynamique [1]. En outre, ils présentent de nombreux niveaux d'imperfections, en raison de la transformation ou du post-traitement telles que le transport et le stockage. En raison de la présence de craquelures, rayures, fissures et autres imperfections, les propriétés mécaniques des matériaux polymères réels ne sont pas aussi bonnes qu'elles pourraient théoriquement être [2].

La théorie d'endommagement vise à modéliser ces phénomènes au niveau des calculs de structures. Le but de cette approche est de construire des modèles de comportement qui, une fois inclus dans un code de calcul, capable de simuler la rupture de la structure ou, plus généralement, estimer l'état d'endommagement dans une structure selon l'une ou plusieurs états critiques [3].

Ce travail est une contribution à l'étude du mécanisme de rupture d'une plaque plane faite par ABS (Acrylonitrile-Butadiène-Styrène). Initialement, le comportement structural d'une plaque lisse a été étudié, suivie d'une série de tests effectués sur des plaques planes trouées. Enfin, par application du critère de facteur de concentration des contraintes [4], et la théorie unifiée du dommage [5], l'évolution de l'endommagement dans le matériau ABS est étudiée.

2. Théorie

Les théories d'endommagement ont pour but de quantifier le dommage subi par une structure lors de son fonctionnement [6], [7] et [8]. La théorie unifiée [9] a été développée pour définir la courbe du dommage $D = f(\beta)$ et la contrainte ultime résiduelle non-dimensionnelle de la structure sous sollicitation cyclique ou monotone.

Ainsi, la variable dommage a comme forme :

$$D = \frac{1 - \frac{\sigma_{ur}}{\sigma_u}}{1 - \frac{\sigma_a}{\sigma_u}} \quad (2.1)$$

Où σ_{ur} la contrainte ultime résiduelle, σ_u la contrainte ultime et σ_a la contrainte appliquée.

3. Travail experimental

Une série de tests a été effectuée sur la caractérisation des dommages matériels, sur deux séries d'échantillons rectangulaires d'ABS (Acrylonitrile-Butadiène-Styrène), basé sur les directives prescrites par la norme ASTM D 882-02 [10] et ASTM D5766M [11]. La première série se composait de spécimens rectangulaires lisses (sans trou) pour caractériser le matériau et la seconde série se composait des éprouvettes rectangulaires avec des trous de 1 mm à 7 mm de diamètre. La première série a été utilisée comme référence, et la seconde pour contrôler et mettre en évidence l'influence de

la taille du trou sur le comportement des échantillons. Les résultats expérimentaux sont présentés par les courbes dans la figure 1:

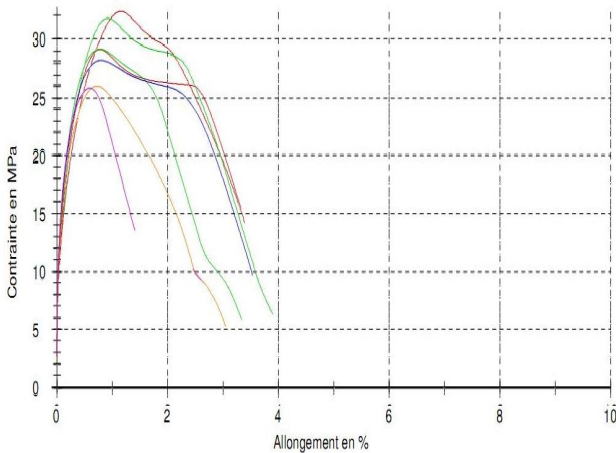


Fig.1 : Évolution de la courbe contrainte-allongement pour des diamètres de trou de 1mm jusqu'à 7mm pour un essai de traction uni axiale sur des éprouvettes rectangulaires selon les deux normes ASTM D 882-02 et ASTM D5766M

La dégradation des propriétés mécaniques s'avère toujours remarquable ; la contrainte élastique, la contrainte ultime, la contrainte à la rupture ainsi que l'allongement prennent tous des valeurs de plus en plus décroissantes avec l'augmentation du diamètre du trou, on observe plus une zone de stabilisation des contraintes, un allongement important, la rupture se précède souvent d'une plastification locale et une rupture brutale par la suite.

4. Résultats

L'identification de la loi d'endommagement (équation 2.1) nous a permis de tracer la courbe de dommage adimensionnel en fonction de la fraction de vie (la fraction de vie présente le rapport entre l'évolution du diamètre et la valeur critique du diamètre du trou), et de commenter le dommage dans la structure au cours de sa sollicitation. La figure 2 reporte l'évolution du dommage en fonction de la fraction de vie:

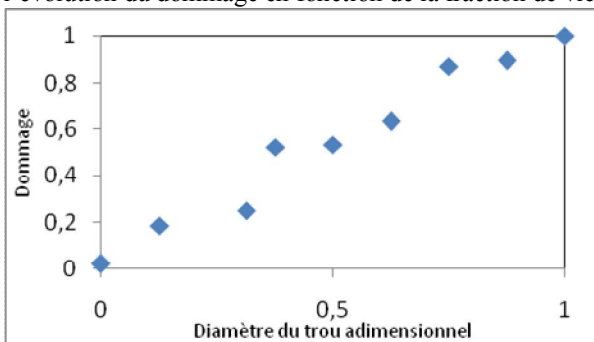


Fig.2: Evolution du dommage en fonction de la fraction de vie

Le dommage garde une allure quasiment linéaire ; à l'initiation, le dommage est négligeable ($D \approx 0$) pour une éprouvette lisse, on parle ici d'une zone à caractéristiques mécaniques élevés, puis il s'accélère d'une façon accentuée

avec l'augmentation de la taille du défaut jusqu'à atteindre sa valeur maximale qui vaut $D=1$ où la rupture s'est produit plus rapidement, et on observe une dégradation progressive et remarquable des caractéristiques mécaniques.

5. Conclusion

L'objectif de ce travail était de caractériser le comportement endommageable d'une plaque plane thermoplastique. On a constaté que l'essai de traction uniaxiale était l'approche la plus pratique et la plus exacte de l'état réel de la déformation lors de la sollicitation réelle. Cette technique a été utilisée pour décrire le dommages subis par le matériau. La théorie unifiée a été utilisé dans le but de donner un modèle d'endommagement plus complète qui peut décrire plus fidèlement l'état d'endommagement de la matière. Cette approche a été appliquée à plusieurs matériaux, mais les résultats présentés dans cet article ne sont basées que sur l'ABS.

L'approche proposée consiste à utiliser les paramètres intrinsèques du matériau, ainsi qu'une description rigoureuse de l'état d'endommagement des matériaux. Ces études préliminaires sont des étapes essentielles vers la réalisation de nos objectifs à moyen terme de développement d'outils de modélisation et de simulation des procédés de mise en forme des thermoplastiques.

Références

- [1] Sanchez-Santana U., Comportement Dynamique des Structures et Matériaux sollicitation en fatigue l'après. Thèse de doctorat, Université des sciences et technologies de Lille, 2007.
- [2] Brostow W., J. Kubat et Kubat M., Propriétés physiques des polymères manuel, Chapitre 23: Propriétés mécaniques, American Institute of Physics, James E. Mark éditeur, 1996.
- [3] J. Lemaitre et Chaboche JL, Aspect phénoménologique de la endommagement par rupture, journal de la mécanique appliquée, Vol 2, 1978.
- [4] Davis JR, édition d'essai de traction seconde, ASM International, société de l'information Le matériel 2004.
- [5] Bui-Quoc T., J. Dubuc, Bazergui A., A. Biron, cumulatif endommagement par fatigue sous contrainte dans des conditions contrôlées, Journal of Engineering de base, des transactions de l'ASME, 1971.
- [6] M. Miner, dommage cumulatif de la fatigue, Journal of AppliedMechanics, Volume 12, 1945.
- [7] A. Jardin, Leblond JB, Berghezan D., par-delà la loi de Miner for the Modélisation de la fatigue des élastomères: théorie et expérimentation, 19^{ème} Congrès Français de Mécanique, Marseille 2009.
- [8] Lemaitre J, Chaboche JL, Mécanique des matériaux solides, Cambridge UniversityPress, Cambridge, UK, 1990.
- [9] Bui-Quoc T., Dubuc J., Bazergui A., Biron A., Cumulative fatigue damage under stress-controlled conditions, Journal of Basic Engineering, Transactions of the ASME, 1971.
- [10] D 882-02 méthode d'essai ASTM standard pour les propriétés de traction des feuilles de plastique mince.
- [11] D 5766 M ASTM Méthode d'essai normalisé pour la résistance à la traction trou ouvert de polymère composite à matrice stratifiés.

ELECTROVISCOELASTIC EFFECTIVE PROPERTIES OF HETEROGENEOUS PIEZOELECTRIC MATERIALS

A. BAKKALI¹, L. AZRAR^{1,2}, A. A. ALJINAIDI² & N. FAKRI¹

¹Mathematical Modeling and Control, Faculty of Sciences and Techniques of Tangier, Abdelmalek Essaâdi University; Tangier; Morocco

²Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, King Abdulaziz University, Jeddah, Saudi Bakkali.abdel@gmail.com, l.azrar@uae.ma, Arabiaaljinaidi@kau.edu.sa

Abstract: In this paper, the effective properties of two-phase viscoelectroelastic composites are investigated. The modeling is based on the correspondence principle of linear viscoelasticity combined with the Mori-Tanaka mean field approach. The effective properties are investigated both in time and frequency domain. The resulting hybrid composite materials can be used for active as well as for passive control. The hybrid properties can be optimized with respect to reinforcement shape and type.

Key words: effective properties, viscoelectroelastic, Carson transform, Mori-Tanaka, hybrid.

Introduction:

The effective behavior of piezoelectric composites has been investigated by many researchers due to their applications in many industrial fields such as aerospace, aeronautics and automobiles etc. through sensors and actuators. Piezoelectric composites with polymer matrix show a significant time dependent properties and particularly at elevated temperature. This kind of composites, besides of their actuation and sensing effect, shows a damping effect that could be useful in many industrial applications. In this work a micromechanical modeling is developed for predicting the effective properties of piezoelectric composites consisting of ellipsoidal piezoelectric inclusions embedded in a viscoelastic matrix. The modeling is based on the correspondence principle of linear viscoelasticity and Mori-Tanaka mean field micromechanical model. The use of the Carson transformation allows the extension of the Mori-Tanaka micromechanical model to the Carson domain. The conversion from the Carson domain to the time domain of the effective properties is made numerically by using the inverse transform.

Constitutive equations for linear electroviscoelastic materials.

For linear homogeneous piezoelectric materials, the constitutive equations that relate the electric and elastic fields are given as follow:

$$\sigma_{ij} = c_{ijkl} \varepsilon_{kl} - e_{lij} E_l \quad (1)$$

$$D_i = e_{ikl} \varepsilon_{kl} + \kappa_{il} E_l$$

where σ , ε , E , and D are the stress tensor, strain tensor, electric field and the electric displacement vector, respectively. c , e and κ are the elastic stiffness tensor, piezoelectric tensor and the permittivity tensor, respectively. Alternative expression for the coupled electroelastic constitutive model can be formed:

$$\varepsilon_{ij} = s_{ijkl} \sigma_{kl} - d_{lij} E_l \quad (2)$$

$$D_i = d_{ikl} \sigma_{kl} + \kappa_{il} E_l$$

where s is the elastic compliance tensor and d is the piezoelectric tensor. The material constant in (1) and (2) could be related through the following relationship:

$$c = s^{-1} \quad (3)$$

$$e = dc$$

Using the condensed notation (Fakri et al. 2003) [1] the variable field takes the following form:

$$Z_{Mn} = \begin{cases} \varepsilon_{mn} & (M=1,2,3) \\ -E_n & (M=4) \end{cases} \quad \Sigma_{ij} = \begin{cases} \sigma_{ij} & (J=1,2,3) \\ D_i & (J=4) \end{cases} \quad (4)$$

The above equations are used for linear independent time properties of homogeneous piezoelectric materials. This work deals with the electroviscoelastic behavior of polymer piezoelectric composites. These kinds of composites show time dependent properties. The time dependent constitutive model of piezoelectric homogeneous material is obtained by generalizing the Blotzmann principle for linear viscoelastic materials. One can write:

$$\sigma_{ij}(t) = \int_0^t c_{ijkl}(t-\tau) \frac{d\varepsilon_{kl}(\tau)}{d\tau} d\tau + \int_0^t e_{lij}(t-\tau) \frac{dE_l(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (5)$$

$$D_i(t) = \int_0^t e_{ikl}(t-\tau) \frac{d\varepsilon_{kl}(\tau)}{d\tau} d\tau + \int_0^t \kappa_{il}(t-\tau) \frac{dE_l(\tau)}{d\tau} d\tau$$

Using the condensed notation, the time dependent constitutive model takes the following form:

$$\Sigma_{ij}(t) = \int_0^t E_{iJKl}(t-\tau) \frac{dZ_{JKl}(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (6)$$

$$\text{where } E_{iJKl}(t) = \begin{cases} c_{ijkl}(t) & (J, K = 1, 2, 3) \\ e_{ijl}(t) & (J = 1, 2, 3; K = 4) \\ e_{ikl}(t) & (J = 4; K = 1, 2, 3) \\ -\kappa_{il}(t) & (J = 4; K = 4) \end{cases}$$

is the time dependent electroviscoelastic relaxation tensor, Σ and Z are the generalized stress and strain respectively.

The convolution integral (6) gives a mathematical equation that relates the generalized stress Σ to the generalized strain Z through the electroviscoelastic relaxation function $E(t)$.

The equilibrium equations, in the absence of body force, electric charge, are given by:

$$\sigma_{ij,i} = 0 \quad D_{i,j} = 0 \quad (7)$$

Using the above condensed notations, the equilibrium equations are written as follow:

$$\Sigma_{i,j,i} = 0 \quad (8)$$

Based on the symmetry of the tensors c, e, κ the following equilibrium partial differential equation is obtained:

$$(E_{ijkl} U_{k,l})_{,i} = 0 \quad (9)$$

Like in viscoelasticity, electroviscoelastic problem can be formally reduced to equivalent electroelastic one by using Carson transform. The Carson transform of a time dependent function is given by:

$$f(s) = s \int_0^t f(t) e^{-ts} dt \quad (10)$$

By using the Carson transform, the constitutive equation (6) can be given in Carson image domain by:

$$\Sigma_{i,j}(s) = E_{ijkl}(s) Z_{kl}(s) \quad (11)$$

Equation (11) shows the analogy between the linear electroviscoelasticity problem and linear electroelastic problem. The role played by $E(s)$ in linear electroviscoelasticity is the same role played by the electroelastic moduli E in linear electroelasticity.

Localization and effective electroviscoelastic properties

Let consider the volume V as a representative element of an N -phase composite. The averaged stress and strain over the composites are given by:

$$Z_{kl}(s) = \sum_{i=1}^n f_i Z_{kl}^i(s) \quad (12-a)$$

$$\Sigma_{i,j}(s) = \sum_{i=1}^n f_i \Sigma_{i,j}^i(s) \quad (12-b)$$

where the subscript 'i' denotes the i th phase and f_i is its corresponding volume fraction. $Z^i(s)$ and $\Sigma^i(s)$ are considered to be uniform in each phase. Additionally, the local field variables $Z^i(s)$ and $\Sigma^i(s)$ in the i th-phase are related to global fields $Z(s)$ and $\Sigma(s)$ applied to the composite through the concentration tensors A and B respectively by:

$$Z_{kl}^p(s) = A_{klmn}^p(s) Z_{mn}(s) \quad (13-a)$$

$$\Sigma_{i,j}^p(s) = B_{ijnm}^p(s) \Sigma_{nm}(s) \quad (13-b)$$

The overall constitutive electroviscoelastic behavior of the composite and of phase p of the composite can be written as follow:

$$\Sigma_{i,j}(s) = E_{ijkl}^{eff}(s) Z_{kl}(s) \quad (14-a)$$

$$\Sigma_{i,j}^p(s) = E_{ijkl}^p(s) Z_{kl}^p(s) \quad (14-b)$$

The introduction of (14-b) into (12-b) and the use of (13-a) and (13-b) lead to the following expression of the effective electroviscoelastic moduli in the transformed domain.

$$E_{kLSv}^{eff}(s) = \sum_{p=1}^n f_p E_{kLlj}^p(s) A_{ljSv}^p(s) \quad (15)$$

From (15), it is clearly seen that prediction of the effective moduli relies on the calculation of the concentration tensor A which could be approximated by using different micromechanical models. By applying the inverse of Carson transform, the effective electroviscoelastic moduli in the time domain (physical domain) $E_{kLSv}^{eff}(t)$ can be found. The constitutive electroviscoelastic behavior in the time domain is given by:

$$\Sigma_{i,j}(t) = \int_0^t E_{ijkl}^{eff}(t-\tau) \frac{dZ_{kl}(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (16)$$

Derivation of the concentration tensors using the Mori-Tanaka mean field approach

The localization equation derived by Fakri et al. (2003) [1] for linear piezoelectric composites materials, is extended here to the Carson domain for electroviscoelastic composites materials, as follow:

$$Z_{kl}^i(s) = Z_{kl}^0(s) - \frac{1}{V^i} T_{ijkl}^{II}(E^0(s)) E_{ijnm}^I(s) Z_{mn}^I(s) \quad (17)$$

where $T_{ijkl}^{II} = \int_{V^i} \int_{V^j} \Gamma_{ijkl}(r-r',s) dV^j dV^i$ represents the condensed notation of the interaction tensors. These tensors are computed numerically [1-3] for various types of inclusions using the Gaussian quadrature integration for the considered inclusion shape.

The Mori-Tanaka mean field approach is well known to be the best in precision. The main assumption of the Mori-Tanaka mean field approach is the consideration that the infinite reference medium has the properties of the matrix. So, to have the expression of the Mori-Tanaka concentration tensor, the generalized strain field of the reference medium $Z^0(s)$ is replaced by the generalized strain field $Z^M(s)$ in the matrix. So, one can write the expression of the concentration tensor as follow:

$$A_{Mnkl}^{MT}(s) = (I_{klmn} + \frac{f_m}{V^i} T_{ijkl}^{II}(E^m(s)) \Delta E_{ijnm}^I(s))^{-1} \quad (18)$$

The concentration tensor, elaborated in this paper, allows one to numerically predict the effective viscoelectroelastic properties, for a wide range of reinforcement types based on the presented micromechanical model.

Numerical results

The electroviscoelastic composites investigated here is consisting of piezoelectric inclusions (PZT-7A) embedded in a viscoelastic matrix (LaRC-SI). The properties of the inclusions are considered to have independent-time properties. So, the viscoelastic response of the composites is

dependent of that of the matrix. The creep compliance of the matrix in time domain $M_0(t)$, may be represented by the power law model [4]

$$M_0(t) = D_0 + D_1 t^n \quad (19)$$

where D_0 is the initial elastic compliance, and D_1 and n are experimentally determined parameters. For simplicity, the Poisson's ratio of the matrix is assumed unchanged. The Laplace-Carson transform of Eq. (19) gives

$$M_0(s) = D_0 + \frac{D_1 n!}{s^n} \quad (20)$$

The Young modulus is taken as the inverse of

$$M_0 \left(M_0(s) = \frac{1}{E(s)} \right).$$

At $T=213$ °c the properties of PZT-7A and LaRC-SI are taken from [4]. The s variable is taken as $(s = i\omega)$ where ω is the frequency. Based on the developed modeling, the effective properties are obtained in the frequency domain. For the time domain, the inverse transform is used. The frequency as well as time dependent viscoelectroelastic effective properties are then obtained.

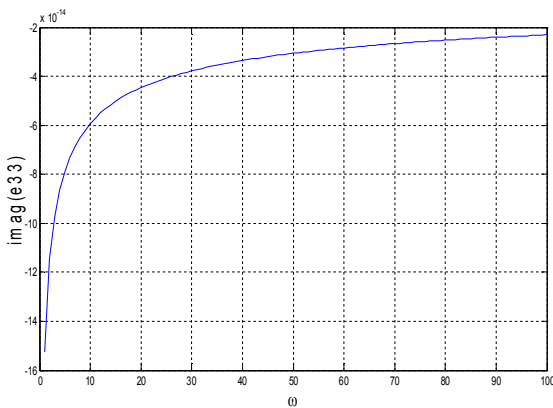


Fig. 1: Imaginary part of the effective piezoelectric moduli e_{33} for electroviscoelastic composites consisting of spherical piezoelectric inclusions (PZT-7A) embedded in a viscoelastic matrix (and LaRC-SI) with fixed volume fraction $f_m=0.6$.

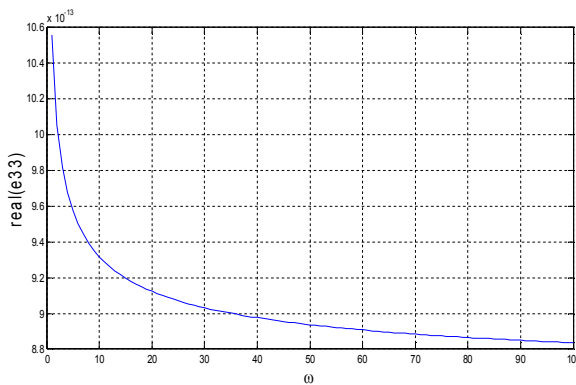


Fig. 2: Real part of the effective piezoelectric moduli e_{33} for electroviscoelastic composites consisting of spherical

piezoelectric inclusions embedded in a viscoelastic matrix with fixed volume fraction $f_m=0.6$.

In figures 1 and 2, the prediction of the effective piezoelectric modulus e_{33} is presented by using the Mori-Tanaka mean field micromechanical model. The evolution of the imaginary and real parts of e_{33} with respect to the frequency is clearly shown. Various other effective electroelastic frequency dependent coefficients are obtained. Different shapes and volume fractions of inclusions as well as different viscoelastic models can be considered.

Conclusion:

In this work, a micromechanical modeling is developed to predict electroviscoelastic effective properties of piezoelectric composites consisting of piezoelectric inclusions embedded in a viscoelastic matrix. The Mori-Tanaka and time dependent viscoelastic models are used. The active-passive effective properties of the viscoelectroelastic composite materials can be optimized with respect to shape, type and volume fraction of inclusions.

Acknowledgment

The authors would like to acknowledge the technical and financial supports of the King Abdulaziz University under grant No. (7-4-1432/ HiCi).

References

[1]-Fakri, N.; Azrar, L.; El Bakkali, L. (2003): Electroelastic behavior modeling of piezoelectric composite materials containing spatially oriented reinforcements. International Journal of Solids and Structures, Vol. 40, Issue 2, pp. 361-384.
 [2]-Fakri, N.; Azrar, L. (2010): Thermal and electro-elastic behaviour of piezo-composites and inhomogeneous piezoelectric materials with voids. Journal of Intelligent Materials Systems and Structures, vol: 21, N°2, pp 161-174.
 [3]-Bakkali, A.; Azrar, L.; Fakri, N. (2011): Modeling of effective properties of multiphase magnetoelastic heterogeneous materials" Journal Computers, Materials & Continua, Vol. 23, N°3, pp 201-231.
 [4]- Li, K.; Gaw, X.-L.; Roy, A. K. (2006): Micromechanical Modeling of Viscoelastic Properties of Carbon Nanotube-Reinforced Polymer Composites. Mechanics of Advanced Materials and Structures, Vol. 13, pp. 317-328.
 [5]- Brinson, L. C.; Lin, W. S. (1998): Comparison of micromechanics methods for effective properties of multiphase viscoelastic composites. Composites structures, pp. 357-367.

MODIFICATION DES PROPRIETES TRIBOLOGIQUES DU PC VIA L'INCORPORATION DES PARTICULES DE MoS_2

B. BEN DIFALLAH^{1,2}, M. KHARRAT¹, M. DAMMAK¹ ET G. MONTEIL²

¹Laboratoire des Systèmes Electromécaniques, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, Route de Soukra km 3,5, B.P. 1173, 3038 Sfax, Tunisie.

basmaben@yahoo.fr; mohamed.kharrat@ipeis.rnu.tn; maher.dammak@ipeis.rnu.tn

²Laboratoire FEMTO-ST, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et des Microtechniques, 26 Rue de l'épitahe 25030 Besançon, France.

Guy.Monteil@ens2m.fr

Résumé : Ce travail présente les résultats du comportement tribologique du polycarbonate (PC) suite à l'incorporation de différents taux de bisulfure de molybdène (MoS_2) allant de 0% jusqu'à 10% en masse. Les tests ont été réalisés pour une configuration bille/plan à travers un microtribomètre à mouvement linéaire alternatif. Les résultats montrent une diminution du coefficient de frottement moyen et du volume usé à des taux élevés de MoS_2 . Les relevés profilométriques des traces d'usure couplés aux observations au Microscope Electronique à Balayage (MEB) montrent une modification de l'aspect du mécanisme d'usure qui change d'une usure adhésive sévère dans le cas du PC net à une usure à dominante abrasive suite à l'incorporation de particules de MoS_2 .

Abstract: Through this work, the tribological behavior of polycarbonate (PC) matrix with the incorporation of different weight fractions of molybdenum disulphide (MoS_2) flakes in the range of 0 wt% to 10 wt% was assessed. The sliding tests were carried out for a ball on flat condition using a microtribometer with linear reciprocating motion. It was found that maximum reductions in the friction coefficient and wear were obtained with the highest MoS_2 mass content. The profilometric analysis of the wear scars coupled to the microscopical observations by scanning electron microscopy (SEM) showed a modification in the wear mechanism. In fact, the severe adhesive wear for the neat PC is converted into a mild abrasive one by the addition of MoS_2 particles.

Mots-clés : Polycarbonate; MoS_2 ; lubrifiant solide; frottement; usure.

Introduction

Classiquement, les matériaux composites présentent l'assemblage de deux ou plusieurs matériaux dont la nature est différente. Ces matériaux peuvent se compléter et permettent d'aboutir à un matériau dont l'ensemble des performances est supérieur à celui de chaque composant pris séparément. A ce niveau, de nombreux travaux de recherche travaillent aujourd'hui sur l'amélioration des performances tribologiques des thermoplastiques par incorporation de particules de lubrifiants solides [1], [2], [3], [4], [5]. Dans cette optique, on se propose d'intégrer des charges particulières de MoS_2 à une matrice thermoplastique en PC et d'analyser l'effet de ces particules sur le comportement tribologique du polymère. Des essais de frottement ont été conduits sur le PC net et sur les composites PC/ MoS_2 avec différents taux massiques de MoS_2 . Les évolutions du

coefficient de frottement avec le nombre de cycles ont été analysées et comparés. Des analyses profilométriques et des observations microscopiques des traces d'usure ont été conduites dans le but d'identifier les mécanismes régissant l'usure.

2. Matériaux et méthodes

Des composites à base de PC/ MoS_2 ont été élaborés. Le taux massique de MoS_2 incorporé varie de 2%, 4%, 7% et 10%. Le PC, sous forme de granulés, est fabriqué par Altech. Le MoS_2 présente une granulométrie moyenne de 6 μm et une densité de 5,06 g/cm^3 , il est commercialisé par Sigma-Aldrich. La préparation des échantillons est effectuée par le procédé de moulage par injection directe. Le dispositif utilisé est une presse d'injection monovis de marque DEMAG modèle ERGOTECH 125/475. Pour la presse d'injection, nous avons adopté les conditions de fonctionnement données par le tableau 1.

Tab.1 : Paramètres d'injection des composites PC/ MoS_2

Pression d'injection (bar)	Température d'injection (°C)	Pression de maintien (bar)	Temps de cycle (s)
724	290	310	31

Les tests de frottement sont conduits pour une configuration bille/plan à l'aide d'un micro-tribomètre à mouvement linéaire alternatif. Une représentation schématique du montage expérimental des essais de frottement cyclique est donnée par la figure 1. Le dispositif expérimental garantit un contact sous un effort normal constant $F_n = 5 \text{ N}$ entre une sphère en acier au chrome de diamètre 19 mm et l'échantillon composite par l'intermédiaire d'un arrangement mécanique. Cet arrangement mécanique assure aussi le mouvement tangentiel cyclique entre les deux corps en contact à une amplitude de $\pm 1 \text{ mm}$ et avec une fréquence de 1 Hz. Une tête de mesure sert à mesurer la force tangentielle entre l'échantillon composite et l'antagoniste en acier. Un système d'acquisition permet de stocker en temps réel l'effort tangentiel F_t au cours de l'essai et permet de remonter à l'évolution du coefficient de frottement $\mu = \frac{F_t}{F_n}$. Le nombre total de cycles effectué est de 10000 cycles. Suite aux tests de frottement, le microscope *INFINITE FOCUS ALICONA* permet de réaliser des mesures du volume usé et des relevés profilométriques de la trace d'usure. Un MEB, de marque *JEOL JSM 6400 F*, est également utilisé pour l'observation des traces d'usure afin de relever les principaux mécanismes d'usure.

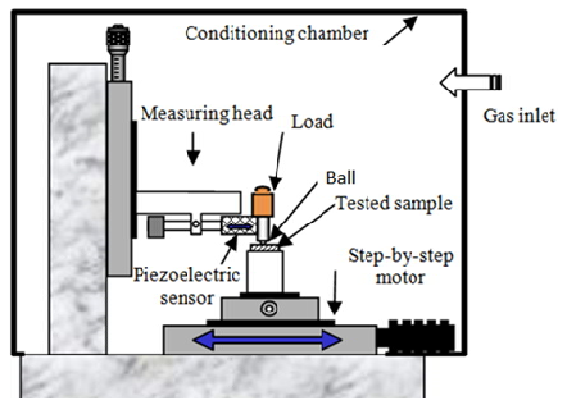


Fig.1: Schéma représentatif du micro-tribomètre

3. Résultats et discussion

3.1 Résultats des tests de frottement

La figure 2 présente la variation du coefficient de frottement en

fonction du taux massique de MoS₂ à 10 000 cycles. La valeur du coefficient de frottement chute de 0,70 à 0,61 suite à l'addition de 2% en masse de MoS₂, puis elle diminue linéairement en fonction de la fraction massique du MoS₂. Elle atteint une valeur minimale égale à 0,54 à 10% en masse de MoS₂. Il apparaît qu'une amélioration appréciable en termes de frottement est obtenue suite à l'incorporation de particules de MoS₂ à la matrice en PC [6], [7], [8].

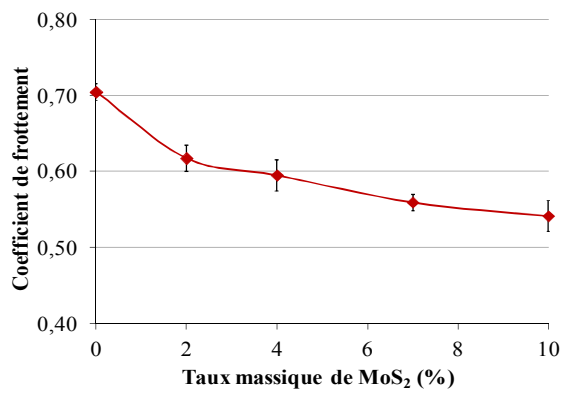


Fig.2 : Variation du coefficient de frottement des composites en PC en fonction du taux massique de MoS₂ à 10 000 cycles de frottement

3.2 Résultats des volumes usés

La figure 3 illustre la variation du volume usé en fonction du taux massique de MoS₂ après 10 000 cycles de frottement par glissement. Le volume d'usure du PC

est bien inférieur à celui du PC à 2% de MoS₂. Il augmente d'une valeur de $4 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$ à une valeur de $5,15 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$ suite à l'addition de 2% en masse de MoS₂. A partir de 4% en masse, le taux d'usure décroît progressivement. D'après le graphique, c'est le composite à 10% en masse de MoS₂ qui résiste le mieux à l'usure. Il atteint une valeur minimale égale $2,21 \times 10^{-3} \text{ mm}^3$.

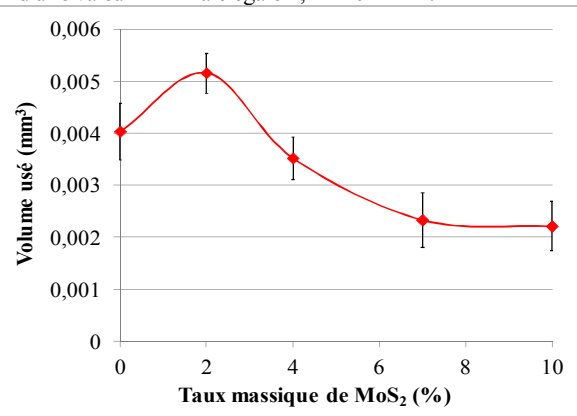


Fig.3 : Evolution du volume usé des composites PC/MoS₂ en fonction du taux massique de MoS₂ après 10 000 cycles de frottement

3.3 Analyse des mécanismes d'usure

Afin d'apporter des explications pour ces tendances, nous avons conduit des relevés profilométriques et des examens micrographiques de la trace d'usure suite à 10 000 cycles de frottement par glissement sur un échantillon en PC net ainsi que sur un échantillon composite en PC à 10% de MoS₂. La figure 3 met en évidence la différence entre les profils usés des deux échantillons en se basant sur des observations au microscope optique à balayage de la partie centrale des pistes usées. Visuellement, on observe un changement d'aspect de la piste de frottement: passage d'un « aspect

patiné » (figure 4.a) dans le cas du PC net à un aspect « piste d'usure » dans le cas du PC à 10% massique de MoS₂ (figure 4.b). Cet aspect patiné du PC est lié à la présence de débris d'usure à l'intérieur de la trace. Ces débris persistent sous la forme d'amas de fines particules (zones vertes), lesquels adhèrent fortement sur la piste. La piste d'usure du composite PC à 10% de MoS₂ présente de fines rayures.

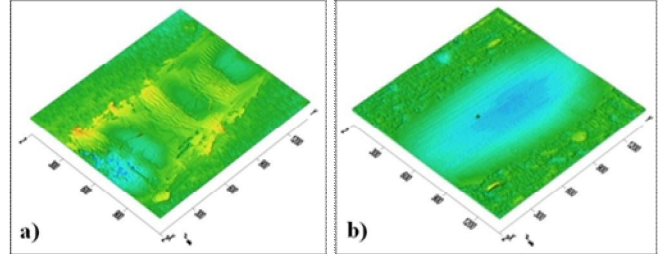


Fig.4 : Profilométries optiques 3D des traces d'usure (a) du PC net et (b) du PC à 10% de MoS₂ après 10 000 cycles de frottement

L'examen au microscope électronique à balayage montre une largeur non uniforme de la piste d'usure du PC net (Figure 5-a). Les débris d'usure couvrent les faciès de frottement sous la forme d'un agglomérat adhérent [9]. Un plus fort grossissement révèle que les triboparticules ont été écrasés suite aux cycles de glissement répétitifs, puis réintégrés à la surface de frottement sous forme d'une couche bien adhérente (Figure 5-b). Des déformations plastiques sévères et de larges fissures apparaissent à la surface de la piste [10]. Le faciès de frottement de la bille en acier 100C6 est quasiment non endommagé et marqué par la présence de plusieurs particules détachées (Figure 5-c, 5-d). Cependant, la plupart des débris « triboparticules » adhèrent sur la trace d'usure de l'échantillon en PC d'où l'apparition de couches compactes et consolidées [11]. A ce propos, Carrion et ses collègues montrent que le polycarbonate présente une pauvre performance tribologique caractérisée par des endommagements sévères de la piste de frottement avec la production d'un grand nombre de triboparticules dans un mécanisme d'usure adhésif abrasif [12].

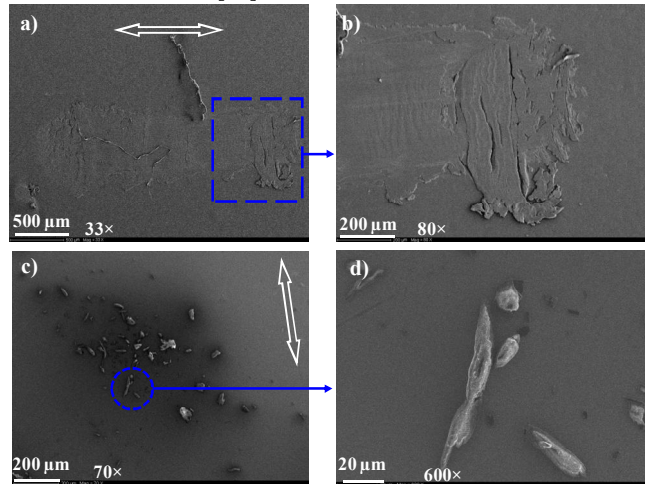


Fig.5 : Pistes d'usure et détails des pistes d'usure d'un échantillon en PC net (a) et (b), faciès d'usure et détails des faciès d'usure de la bille (c) et (d)

L'examen au microscope électronique de la piste d'usure du composite en PC à 10% de MoS₂ révèle une largeur uniforme du faciès de frottement avec la présence de fines stries peu profondes (Figure 6-a). Un plus fort grossissement montre que les débris d'usure s'accumulent à l'extrémité de la piste de frottement sous forme d'une couche moins épaisse et moins adhérente que celle

observée dans le cas du PC net (Figure 6-b). Le faciès de frottement de la bille en acier au chrome est très peu endommagé, il présente des rayures très fines avec la présence d'un film, en cours d'alimentation, constitués par les particules d'usure (Figure 6-c). Un plus fort grossissement montre nettement un film de transfert en cours de formation, traversé par des rayures visibles sous l'effet abrasif des triboparticules (Figure 6-d). L'incorporation des particules de MoS₂ semble favoriser la composante abrasive de l'usure [4], [10], [13].

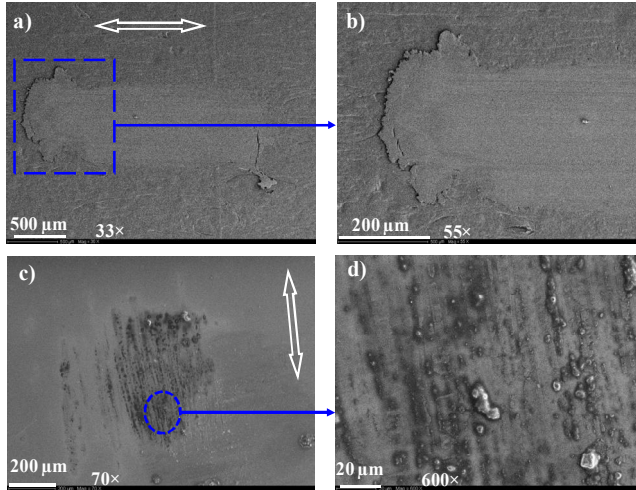


Fig.6 : Pistes d'usure et détails des pistes d'usure du composite en PC à 10% massique en MoS₂ (a) et (b), faciès d'usure et détails des faciès d'usure de la bille (c) et (d)

4. CONCLUSION

Les résultats déjà obtenus aboutissent aux conclusions suivantes :

Une caractéristique importante de la trace d'usure du PC net est la formation d'amas allongés dans certaines régions de la zone d'usure, par un empilement de couches semblable à un beurrage. Ces couches sont formées, vraisemblablement, par cisaillement des premiers corps qui se sont ensuite redéposés. L'usure du PC est une usure adhésive abrasive sévère conduisant à des déformations plastiques accentuées au sein du matériau.

L'incorporation des particules de MoS₂ contribue à améliorer les performances tribologiques du polymère en réduisant le frottement et l'usure. L'usure se déplace d'un mécanisme adhésif hors la présence de MoS₂ vers un mécanisme abrasif. Il est possible que la fracture du polymère liée à la fragilité des liaisons entre les particules de MoS₂ et la matrice libère celles-ci dans le contact. De ce fait, l'échauffement du polymère serait limité. Une autre hypothèse suggère que le MoS₂ est responsable de diminuer la conductivité thermique du polymère ce qui conduit à une augmentation de la dissipation de chaleur à l'interface de glissement d'où l'amélioration de la résistance à l'usure [4].

RÉFÉRENCES

- [1] Su F.-H., Zhang Z.-Z., Guo F., Wang K., Liu W.-M. Effects of solid lubricants on friction and wear properties of Nomex fabric composites. *Materials Science and Engineering A*, 424, pp. 333–339, 2006.
- [2] Zhang X.-R., Pei X.-Q., Wang Q.-H. Friction and wear studies of polyimide composites filled with short carbon fibers and graphite and micro SiO₂. *Materials and Design*, 30, pp. 4414–4420, 2009.
- [3] Bahadur S. and Gong D. The action of fillers in the modification of the tribological behavior of polymers, *Wear*, 158, pp. 41–58, 1992.

- [4] Pettarin V., Churrua M. J., Felhös D., Karger-Kocsis J. and P. M. Frontini, Changes in tribological performance of high molecular weight high density polyethylene induced by the addition of molybdenum disulphide particles, *Wear*, 269, pp. 31-45, 2010.
- [5] Bijwe J., John Rajesh J., Jeyakumar A., Ghosh A. and Tewari U.S., Influence of solid lubricants and fibre reinforcement on wear behaviour of polyethersulphone, *Tribology International*, 33, pp. 697-706, 2000.
- [6] Ben Difallah B., Kharrat M., Dammak M., Monteil G., "Mechanical and tribological response of ABS polymer matrix filled with graphite powder", *Materials and Design*, 34, pp. 782-787, 2012.
- [7] Zhang X.-R., Pei X.-Q., Wang Q.-H., Friction and wear studies of polyimide composites filled with short carbon fibers and graphite and micro SiO₂, *Materials and Design*, 30, pp. 4414-4420, 2009.
- [8] Chang L., Zhang Z., Breidt C., Friedrich K., Tribological properties of epoxy nanocomposites 1. Enhancement of the wear resistance by nano-TiO₂ particles, *Wear*, 258, pp. 141-148, 2005.
- [9] Scott F. H., High-temperature sliding wear of metals, *Tribology International*, 35, pp. 489-495, 2002.
- [10] Arribas A., Bermúdez M.-D., Brostow W., Carrión-Vilches F. J., Olea-Mejía O., Scratch resistance of a polycarbonate + organoclay nanohybrid, *Express Polymer Letters*, 3, pp. 621–62, 2009.
- [11] Jiang J., Scott F. H., Stack M. M., The role of triboparticulates in dry sliding wear, *Tribology International*, 31, pp. 245-256, 1998.
- [12] Carrión F. J., Arriba A., Bermúdez M.-D., Guillamon A., Physical and tribological properties of a new polycarbonate-organoclay nanocomposite, *European Polymer Journal* 44, pp. 968–977, 2008.
- [13] Carrión F.J., Sanes J., Bermúdez M.-D., Influence of ZnO nanoparticle filler on the properties and wear resistance of polycarbonate, *Wear*, 262, pp. 1504–1510, 2007.

ANALYSE DE LA STABILISATION D'UN SOL GONFLANT PAR APPORT D'UN MATERIAU INERTE "BILLES DE VERRE"

B. LOUAFI¹, R. BAHAR²

¹ Laboratoire Bâti dans l'environnement

bahialouafi@yahoo.fr

² Laboratoire d'Environnement, d'Eau, de Géomécanique et Ouvrages

^{1,2} Faculté de Génie Civil / USTHB, BP. 32 El Alia, Bab-Ezzouar, Algeria

1. Introduction

Le phénomène de gonflement des sols argileux est un problème crucial rencontré dans beaucoup de régions essentiellement dans les zones arides et semi-arides, dû à des variations de volume des formations argileuses sous l'effet de l'évolution de leur teneur en eau. Ces variations de volume se traduisent par des mouvements différentiels de terrain et se manifestent par des désordres affectant principalement le bâti individuel.

L'effet dévastateur du gonflement sur les structures de génie-civil n'est plus à démontrer. Il touche tous les types de structures, tant pour les structures construites en surface (bâtiments, fondations superficielles, ouvrages de soutènement, remblais,...) que pour les ouvrages enterrés (tunnels, pieux, canalisations, fondations profondes...).

En Algérie qui est un pays à climat contrasté, plusieurs cas des désordres liés au gonflement ont été recensés: la raffinerie d'In amenas, l'hôpital de N'Gaous (Batna), la ligne de chemin de fer Ramdane Djamel (Jijel), l'hôpital de Sid Chahmi, la briqueterie de Mers El Kébir (Oran), le groupement de Tlemcen-Mansourah (Tlemcen), la briqueterie d'El Achour à Alger.

Du fait que ce problème est posé un peu partout dans le monde, plusieurs études lui ont été consacrées afin de le maîtriser. Néanmoins sa complexité n'a pas encore permis d'atteindre, jusqu'à présent des solutions pouvant le résoudre. De nombreuses relations empiriques ont été proposées pour caractériser l'expansibilité et la pression de gonflement lors de son hydratation. Ces relations expriment le gonflement sur la base de quelques caractéristiques du sol qui sont en principe simples à déterminer en laboratoire. Des études aussi nombreuses se sont intéressées aux facteurs intervenant dans le gonflement, (El Sohby, 1981 ; Chen, F.H., 1988; Djedid, A. et Ouadah, N. 2009).

D'autres se sont penchées sur ce problème géotechnique afin de dégager des solutions pouvant minimiser ou inhiber les pressions développées lors de l'expansion de ces argiles. Ces solutions sont classées actuellement parmi les techniques de stabilisation. Parmi ces techniques, on a la stabilisation chimique, thermique, et la stabilisation des sols par additifs tels que l'apport de chaux et de ciment.

Plusieurs auteurs ont étudié l'influence de l'ajout de sable sur le gonflement. Ces études confirment le rôle positif qu'a le

sable sur la réduction du gonflement des sols expansifs et ce, par sa capacité d'amortir le gonflement à travers les vides importants qu'il contient. L'étude présentée a comme objectif d'analyser l'effet de la performance d'un ajout d'un matériau inerte - similaire au sable- le verre sur les caractéristiques de gonflement d'un sol potentiellement gonflant.

2. Caractéristiques géotechniques des matériaux utilisés

Dans cette étude nous avons utilisé de la bentonite, des billes de verre et de la poudre de verre.

2.1 La bentonite

La bentonite est un matériau argileux composé de plusieurs minéraux, principalement de la montmorillonite et d'un faible pourcentage de Kaolinite et d'illite avec en général quelques traces de quartz. La bentonite utilisée dans cette investigation provient de M'zila à Mostaganem. C'est un matériau non traité, de couleur grise et se présente sous forme de poudre finement broyée. Le gisement de la bentonite de M'zila est situé au Nord-est de la ville de Mostaganem et à environ 10 Km à l'est du village Achastas.

2.1.1 Quelques propriétés de la bentonite

a. Granulométrie : L'analyse granulométrique a nécessité un tamisage à sec pour la distribution dimensionnelle en poids des particules supérieures ou égales à 80 µm, et une sédimentométrie pour la distribution dimensionnelle en poids des particules inférieures à 80 µm. Les résultats montrent que cette bentonite a été broyée très finement, le pourcentage des éléments de diamètre inférieur à 80 µm est égale à 92% et les éléments de diamètre inférieur à 2µm sont évalués à 42%.

Ses limites d'Atterberg qui sont la limite de liquidité, la limite de plasticité sont: $W_L = 187\%$, $W_p = 47\%$. Son activité de skempton est de 3.33. Sa composition chimique moyenne en pourcents est donnée dans le tableau n°1.

Tableau 1: Composition chimique de la bentonite

SiO2	AL2O3	Fe2O3	MgO	CaO	Na2O3	PAF
58	19	3	1	2	4	13

On remarque la valeur très élevée de la limite de liquidité. Cette bentonite a une grande affinité à l'eau. Elle est composée essentiellement de la silice (58%) et d'alumine (19%) qui sont des minéraux argileux favorisant le gonflement.

2.2 Le verre

Les billes utilisées dans cette étude sont en verre de forme sphérique de 1mm de diamètre. Des essais de compression à l'oedomètre effectués sur des billes de 5mm de diamètre, ont montré que les billes ne tassent pas jusqu'à ce que la charge appliquée dépasse la limite de résistance à la compression des billes provoquant leur cassure et leur dégradation.

3. Procédure expérimentale et tests réalisés

3.1 Gonflement

Une série d'essais a été menée afin d'étudier la performance d'un ajout de billes de verre ($d=1\text{mm}$) sur les caractéristiques de gonflement de la bentonite. Les échantillons ont été préparés à la température ambiante à une même teneur en eau de 26.5 % et une même densité sèche 1.3 par malaxage et compactés statiquement et directement dans la trousse oedométrique à l'aide d'une presse manuelle.

3.2 Porosité

Le but de cette investigation est de tester la porosité des mélanges argile-poudre de verre à travers la vitesse de propagation des pulsations ultrasonores. On essaiera d'aboutir à quelques caractéristiques des pulsations liant le changement du milieu aux variations de la vitesse des pulsations ultrasonores.

Pour dérouler cette analyse, on a confectionné des échantillons cylindrique de bentonite seule et de bentonite + billes de verre de hauteur $h=140\text{mm}$ et de diamètre $d=70\text{mm}$ à une teneur en eau optimale ($W_{opt}=26,5\%$) et une densité égale à 1.5. Les échantillons ont été préparés par malaxage à l'aide d'un pétrin.

Les tests réalisés commencent par l'étalonnage de l'analyseur, en mesurant la vitesse de transmission de l'onde à travers le barreau de calibrage dont on connaît les caractéristiques au préalable. Ensuite on mesure la vélocité d'un train d'onde ultrasonique, qui traverse les éprouvettes de sols testées

Pour garantir une bonne transmission des ondes dans le corps de l'éprouvette et avant d'ajuster le système de mesure, on applique des minces couches de graisses de contact sur les deux faces des transducteurs (émetteur et récepteur). Sur l'écran de l'analyseur sont représentés le temps ou la vitesse de transit de l'onde, cela selon la configuration de l'analyseur.

4. Présentation et discussion des résultats

4.1 Gonflement

Les résultats des tests effectués dans cette investigation, donnée dans les figures 1, 2, et 3, appellent les observations suivantes : On constate que les deux paramètres de gonflement diminuent avec le pourcentage de billes additionné. Le taux de réduction de la pression de gonflement est de 24%, 66% et 94% pour dosages de 25%, 50% et 75% respectivement. On constate aussi que la variation du gonflement avec la teneur en verre n'est pas linéaire, montrant que la diminution du gonflement n'est pas que le résultat de la diminution de la fraction argileuse, d'autres facteurs contribuent à cette réduction qui est la réduction des liaisons bentonite-bentonite engendrée par le surplus de billes et la dispersion des particules de bentonite dans le mélange.

En revanche, la figure 4 montre l'évolution de la teneur en eau finale avec la teneur en billes de verre qui est due à la réduction de la surface spécifique globale d'adsorption d'eau. On remarque que le taux de réduction n'est pas aussi important comparée à celui de la pression et le potentiel de gonflement, cela est dû à la participation des billes de verre dans la préservation de l'eau par adsorption.

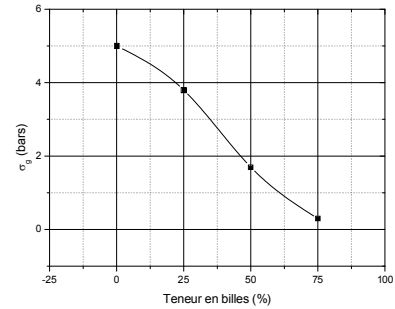


Figure 1 : Variation de la pression avec la teneur en billes de verre

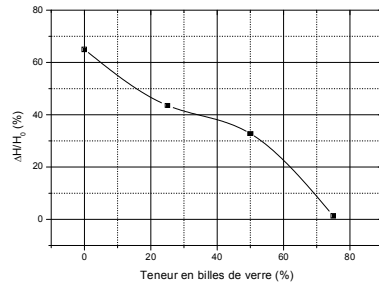


Figure 2: Variation du taux de gonflement en fonction de la teneur en billes de verre

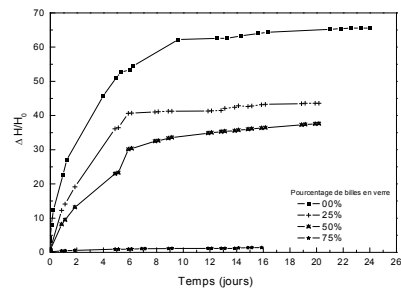


Figure 3: Evolution de la cinétique de gonflement de la bentonite seule et des mélanges bentonite - billes en verre

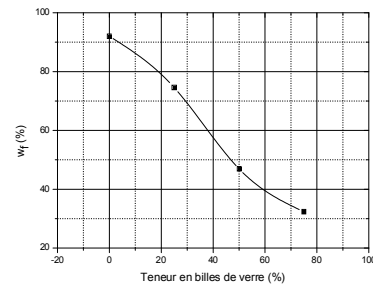


Figure 4: Variation de la teneur en eau finale en fonction de la teneur en billes de verre

Les courbes de gonflement en fonction du temps de la bentonite mélangée aux billes de verre sont représentées par la figure 3. On remarque que la tendance de la variation du gonflement dans le temps est la même pour les différentes

concentrations. Ces courbes montrent un potentiel de gonflement plus élevé pour la bentonite seule, et qui diminue avec l'augmentation du dosage en billes de verre des mélanges.

Sur chaque courbe, on distingue que l'évolution du potentiel de gonflement se produit en deux temps. Dans un premier temps le gonflement est très rapide, il démarre dès que l'échantillon est inondé. Cette première étape de gonflement correspond à un gonflement macroscopique régi principalement par la perméabilité du milieu et le gradient de succion. Dans un deuxième temps le gonflement devient lent et progressif (gonflement microscopique) jusqu'à atteindre la durée nécessaire à la stabilisation. Cette dernière se raccourcit avec l'augmentation de la teneur en billes de verre des mélanges. La deuxième phase de gonflement constituerait le processus d'hydratation progressive des minéraux argileux et des cations adsorbés, cette hydratation s'effectuant à partir de l'eau qui est disponible dans les pores. On remarque aussi que l'ajout des billes de verre réduit aussi le temps de stabilisation du gonflement des mélanges. Plus exactement la première phase qui correspond au gonflement primaire a tendance à disparaître à 75%. Ce changement dans la cinétique du gonflement peut être dû en grande partie, au changement dans la perméabilité des échantillons. Celle-ci augmente suite au traitement par ajout de billes. Cette nouvelle structure du sol aide l'eau à s'infiltrer rapidement et remplir les gros pores.

4.3 Evolution de la vitesse de propagation des ondes ultrasonores

La figure 5 montre la diminution de la vitesse de propagation des ondes ultrasonores par ajout de billes de verre, pour devenir très faible et incontrôlable à des teneurs élevées. On signale qu'à 50% d'ajout, le sol étudié devient très poreux et la vitesse devient très variable, l'appareil donne en effet plusieurs valeurs de vitesse. Ces dernières sont toutes faibles tendant vers zéro.

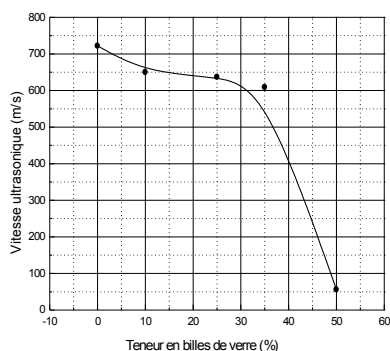


Figure 5. Vitesse et teneur en billes de verre

Cette variation dans le sens décroissant exprime l'augmentation de la porosité des mélanges par ajout de billes en verre. Ce résultat permet de mettre en évidence la variation dans la structure du sol traité et de répondre au pourquoi de la diminution du gonflement par ajout de ce matériau.

5. Conclusion

Le gonflement des sols est un phénomène fort complexe, dépend de beaucoup de paramètres intrinsèques et environnementaux. Dans cette étude, on a cherché par un travail expérimental une solution afin de résoudre ce problème en procédant à la substitution d'une partie de l'argile par un matériau inerte –le verre-. Il a été question en particulier d'étudier comment agit ce matériau pour réduire le gonflement. On a analysé l'impact de cet ajout sur les caractéristiques géotechniques d'un sol argileux purement gonflant. Ceci a permis d'asseoir des conclusions intéressantes qu'on résume dans ce qui suit.

L'étude du gonflement du sol traité par l'ajout de billes de verre a mis en évidence l'efficacité de ce matériau dans la stabilisation des sols expansifs. On peut constater que le potentiel et la pression de gonflement diminuent substantiellement avec la teneur en billes dans le mélange. Le non linéarité de la diminution est dû à la diminution au départ la fraction argileuse par ajout et la diminution de la densité de l'argile.

Enfin de l'analyse globale de la porosité par propagation de pulsations ultrasoniques, a montré une diminution de la vitesse. Cette variation dans le sens décroissant exprime l'augmentation de la porosité des mélanges par ajout de billes de verre. Ce résultat met en évidence la diminution de la densité de l'argile par ajout de billes de verre.

RÉFÉRENCES

- Alawadji, H.A. 1999. Swell and compressibility characteristics of sand-bentonite mixtures inundated with liquids. *Applied Clay Science*, 15(3-4), 411-430.
- Bengraa L., Hachichi A., Bourokba S.A., & Benaïssa A. (2005). Etude de la stabilisation des argiles gonflantes par ajout de sable de carrière. 2^{ème} Journée d'études sur les sols gonflants. Université de Tlemcen (Algérie), novembre 2005, pp. 101- 112.
- Chen, F.H., 1988. Foundation on expansive soil. Elsevier edition.
- El-Sobhy M. A., & El-Sayed A. (1981). Some factors affecting swelling of clayey soils. Faculty of Engineering Department, University of Al-Azhar, Cairo, Egypt.
- Djedid, A. and Ouadah, N. 2009. Paramètres d'état et gonflement des sols argileux, exemple de la teneur en eau et de la densité sèche initiale. Colloque international sols non saturés et environnement. Tlemcen, 27 et 28 Octobre 2009, 436-444.
- Hachichi A. & Fleureau J.-M. 1999. Caractérisation et stabilisation de quelques sols gonflants d'Algérie. *Revue française de géotechnique*, n° 86, pp. 37-51.
- Louafi B. 1997, Contribution to the study of the stabilization of an expansive by sand addition, Doctor Thesis, University of Sciences and technology Houari Boumediène, Algiers, Algeria.

CARACTERISATION TRIBOLOGIQUE DE REVETEMENTS ELECTROLYTIQUES DE CHROME ET DE ZINC DEPOSES SUR UN SUBSTRAT EN ACIER

F. NASRI, S. RHAJEM ET M. KHARRAT

Laboratoire des Systèmes Electromécaniques, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, Route de Soukra km 3,5, B.P. 1173, 3038 Sfax, Tunisie.

nasrifaten85@gmail.com;

sadokdikra2001@yahoo.fr;

mohamed.kharrat@ipeis.rnu.tn

Résumé : Trois revêtements, de chrome décoratif, de chrome dur et de zinc, déposés par voie électrolytique sur un substrat en acier C45, sont considérés dans cette étude. Une caractérisation expérimentale de la réponse tribologique du substrat et des différents revêtements contre un antagoniste sphérique en 100Cr6 est développée à l'aide d'un tribomètre à mouvement linéaire alternatif. Les résultats montrent que les trois revêtements présentent des valeurs semblables pour le coefficient de frottement stabilisé qui restent sensiblement supérieures à la valeur du coefficient de frottement pour le substrat. Le revêtement de chrome décoratif présente la plus faible résistance à l'usure. Une meilleure résistance à l'usure est obtenue avec le revêtement de zinc. La première place du classement en termes de résistance à l'usure est occupée par le revêtement de chrome dur et le substrat non revêtu qui présentent des résistances semblables.

Abstract: Three coatings, of decorative chromium, of hard chromium and of zinc, electrolytically deposited on a C45 steel substrate, are considered in this study. Experimental characterization of the tribological response of the substrate and the different coatings against spherical 100Cr6 antagonist is developed with a linear reciprocating tribometer. The results show that the three coatings have similar values for the stabilized coefficient of friction which remain substantially higher than the value of the friction coefficient for the substrate. The decorative chromium coating has the lowest wear resistance. A better wear resistance is obtained with the zinc coating. The first place in terms of wear resistance is occupied by the hard chromium coating and the uncoated substrate which have similar resistances.

Mots-clés : Revêtement ; substrat ; électrolytique ; chrome ; zinc ; frottement ; usure

1. Introduction

On entend par « traitements de surface » toutes opérations mécaniques, chimiques, électrochimiques ou physiques qui ont pour conséquence de modifier l'aspect ou la structure de la surface d'un matériau, afin de l'adapter à des conditions d'utilisation données. Les traitements de surface sont variables et ils peuvent améliorer les propriétés optiques ou l'aspect esthétique, la résistance à la corrosion sèche ou humide, la conductivité thermique ou électrique, la réponse

au frottement, la résistance à l'usure. Les traitements tel que chromage, zingage, aluminage sont aujourd'hui fréquemment utilisés dans de nombreux secteurs industriels et domestiques. Les surfaces traitées peuvent être le siège de phénomènes de frottement et d'usure dans le cas où elles sont en contact avec des contrefaces rigides. Ceci peut causer la destruction locale du revêtement et par conséquent l'activation du phénomène de corrosion. Dans cette même optique, El-Amoush et al. [1] ont étudié la réponse tribologique de revêtements électrolytiques de chrome déposés sur un substrat en acier doux. Ils ont montré que les revêtements présentent une meilleure résistance à l'usure que le substrat non revêtu. Panagopoulos et al. [2] ont étudié la réponse en frottement de revêtements électrolytiques de zinc et de chrome déposés sur un substrat en acier doux. Ils ont montré que le revêtement de zinc présente un coefficient de frottement plus important que celui du substrat en acier alors que le revêtement de chrome présente un coefficient de frottement plus faible que celui du substrat en acier.

L'objectif de ce travail consiste à caractériser la réponse tribologique de revêtements électrolytiques de chrome décoratif, de chrome dur et de zinc déposés sur un substrat en acier C45. Des essais de frottement cycliques contre un antagoniste rigide sont développés sur les trois revêtements et les résultats en termes de réponse en frottement et en usure sont comparés et analysés.

2. Matériaux et méthodes

Des substrats cylindriques de diamètre 20mm et de hauteur 15mm ont été découpés dans une barre d'acier au carbone C45. Un polissage mécanique aux papiers abrasifs $\times 200$ puis $\times 400$ a été développé sur les deux surfaces planes de chaque substrat. La rugosité arithmétique moyenne du substrat après polissage a été mesurée à l'aide d'un rugosimètre de type « SJ-210 » est la valeur moyenne obtenue est $R_a=1,1 \mu\text{m}$.

Le chromage décoratif et le zingage ont été réalisés au sein d'entreprises industrielles spécialisées dans le domaine alors que le chromage dur a été effectué par nos soins. Pour chacun des trois types de revêtements, les épaisseurs ont été mesurées par la technique de courant de Foucault en utilisant un appareil modulaire de type Elcometer 355 Top. Le tableau 1 donne les valeurs moyennes des épaisseurs mesurées. Dans le même tableau sont également portées les rugosités arithmétiques moyennes des différents revêtements.

Tab.1 : Epaisseurs des revêtements et rugosités des surfaces

	Chromage décoratif	Chromage dur	Zingage
Epaisseur (μm)	23	24	11,5
R_a (μm)	0,9	1,6	1,1

Un microduromètre de type 402 MVD a été utilisé pour la caractérisation de la dureté du substrat et des revêtements déposés. Les essais ont été développés à l'aide d'un indenteur en diamant ayant la forme d'une pyramide à base carrée avec un angle entre arêtes $\alpha'=148^\circ$. La charge appliquée est de 1000g pour le substrat, de 100g pour le revêtement de chrome dur et de 50g pour les revêtements de chrome décoratif et de zinc. Pour chaque essai, la dureté Hv et la pénétration h de

l'indenteur sont calculées à partir de la valeur mesurée de la diagonale D de l'empreinte en utilisant les expressions suivantes [3] :

$$h = \frac{D}{2 \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \quad (1) \quad H_v = 1,854 \frac{F}{D^2} \quad (2)$$

Pour la caractérisation de la réponse tribologique du substrat et des revêtements de l'étude, un tribomètre à mouvement linéaire alterné a été utilisé (Fig. 1). Ce dispositif permet de mettre la surface du revêtement en contact avec une bille en 100Cr6, de 40mm de diamètre, sous un effort normal imposé F_n . Le substrat revêtu est ensuite animé d'un mouvement de translation alterné généré par l'association d'un motoréducteur et d'un système bielle/manivelle. Un capteur d'effort permet de mesurer l'effort tangentiel et un système d'acquisition permet l'enregistrement en continu de cet effort. Les essais ont été développés pour une fréquence de 1Hz, une amplitude de glissement de $\pm 7,5$ mm, un nombre de cycles maximal de 800 cycles et deux valeurs de l'effort normal imposée : 57N et 81,2N. Pour chaque revêtement et chaque valeur de l'effort normal, un nombre minimal de 3 tests a été réalisé.

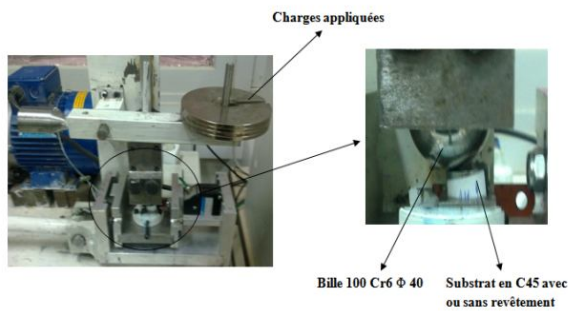


Fig.1 : Tribomètre à mouvement alternatif

A la fin de chaque essai de frottement, le traitement des données permet de remonter à l'évolution du coefficient de frottement avec le nombre de cycles. Pour l'analyse de l'endommagement, les traces d'usure sur la surface du revêtement ont été inspectées au microscope optique. Un microscope optique du type LEICA DMILM équipé d'un appareil photo numérique et permettant un grossissement maximal de 500 a été utilisé. Des relevés topographiques des traces d'usure sur les différents revêtements ont été également établis moyennant le rugosimètre « SJ-210 ». Ces relevés ont été utilisés pour remonter à la pénétration maximale d'usure.

3. Résultats et discussion

3.1 Microdureté

Les résultats du test de microdureté sont portés dans le tableau 2. Il apparaît d'abord, pour chacun des trois revêtements, que la pénétration h reste nettement inférieure à l'épaisseur. La valeur mesurée de la dureté caractérise donc essentiellement le revêtement et non le substrat. Il apparaît également que la dureté du chromage dur est nettement supérieure à celle du substrat. Cependant, le chromage décoratif et le zingage présentent des duretés qui restent inférieures à la dureté du substrat.

Tab.2 : Résultats du test de microdureté pour le substrat et les différents revêtements.

	Substrat	Chromage décoratif	Chromage dur	Zingage
Pénétration h (µm)		3,37	2,62	5,4
Dureté Hv	215,5	150	682	60

3.2 Réponse au frottement

La figure 2 donne une courbe typique relative à l'évolution du coefficient de frottement avec le nombre de cycles dans le cas du substrat non revêtu et pour un effort normal de 57N. Il apparaît que le coefficient de frottement présente une croissance rapide avec le nombre de cycles au début de l'essai pour se stabiliser au bout de 200 cycles. Pour les deux valeurs considérées de l'effort normal imposé, la figure 3 représente le coefficient de frottement après 800 cycles pour le substrat non revêtu et les différents revêtements. Le substrat non revêtu présente la plus faible valeur du coefficient de frottement, elle est de l'ordre de 0,65. Cette valeur reste inchangée pour les deux efforts normaux considérés. Il apparaît également que les trois revêtements considérés présentent des valeurs semblables du coefficient de frottement. Ces valeurs présentent une augmentation appréciable avec l'effort normal imposé (de 0,7 à 0,9 environ).

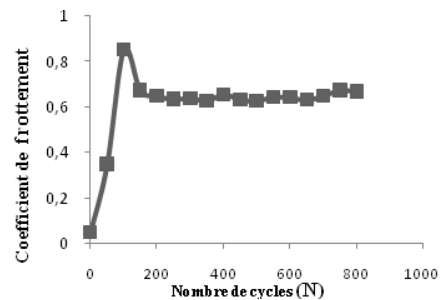


Fig.2 : Evolution du coefficient de frottement avec le nombre de cycles ; Substrat non revêtu, $F_n=57$ N.

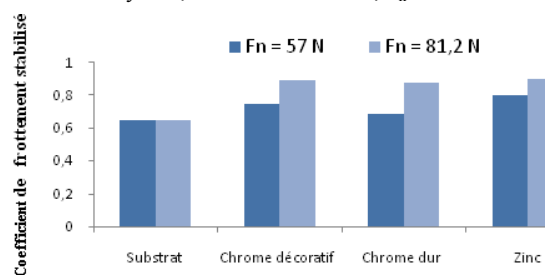


Fig.3 : Coefficient de frottement après 800 cycles pour le substrat non revêtu et les différents revêtements.

3.3 Réponse à l'usure

L'observation microscopique des pistes d'usure sur le substrat non revêtu et sur les différents revêtements montre que plusieurs mécanismes d'usure sont activés. Pour le substrat non revêtu, les micrographies de la trace d'usure pour les deux valeurs de l'effort normal imposé sont données par la

figure 4. Un labourage intense est localisé sur les bords de la trace alors que l'intérieur de la trace est le siège de déformation plastique avec la production de couches d'oxyde. Les mêmes phénomènes ont été observés pour les revêtements de chrome décoratif (Figure 5) et de zinc (Figure 7). Cependant, la morphologie en dômes de la surface du revêtement de chrome dur conduit à un mécanisme d'usure particulier. Pour ce revêtement, les dômes sont écrêtés alors que les débris d'usure sont piégés dans les vallées (Figure 6).

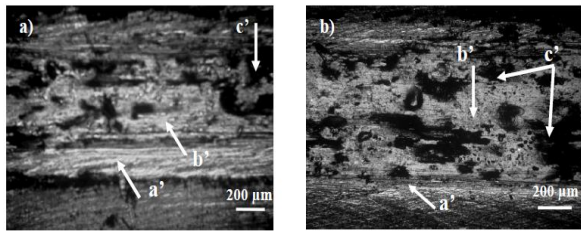


Fig.4 : Micrographies optiques de la piste d'usure sur le substrat d'acier non revêtu ; a) $F_n=57N$, b) $F_n=81,2N$ (a' : labourage, b' : déformation plastique et c' : couches d'oxyde).

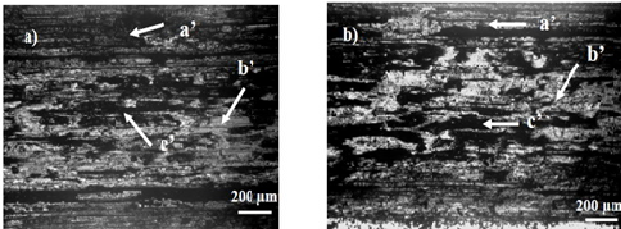


Fig.5 : Micrographies optiques de la piste d'usure sur le revêtement de chrome décoratif ; a) $F_n=57N$, b) $F_n=81,2N$ (a' : labourage, b' : déformation plastique et c' : couches d'oxyde).

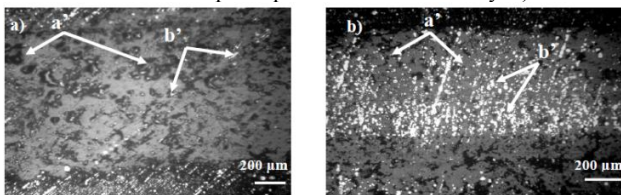


Fig.6 : Micrographies optiques de la piste d'usure sur le revêtement de chrome dur ; a) $F_n=57N$, b) $F_n=81,2N$ (a' : dômes usés et b' : particules détachées).

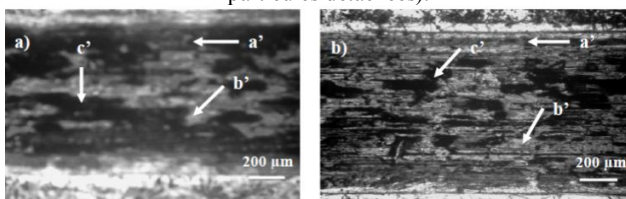


Fig.7 : Micrographies optiques de la piste d'usure sur le revêtement de zinc a) $F_n=57N$, b) $F_n=81,2N$ (a' : labourage, b' : déformation plastique et c' : couches d'oxyde).

Pour comparer la sévérité de l'usure entre les différents revêtements ainsi que le substrat non revêtu, nous avons évalué la pénétration maximale d'usure (après 800 cycles). Cette pénétration a été mesurée sur les relevés topographiques des traces d'usure. La figure 8 donne un exemple de relevés topographiques des traces d'usures sur le revêtement de chrome décoratif pour les deux valeurs considérées de l'effort normal imposé. La figure 9 synthétise les valeurs déterminées

de la pénétration maximale p de l'usure pour le substrat non revêtu et les différents revêtements. Il découle que la pénétration d'usure est semblable pour les surfaces du substrat non revêtu et du revêtement de chrome dur. Ces dernières surfaces présentent la plus faible pénétration d'usure et donc la meilleure résistance à l'usure. La deuxième place du classement en termes de résistance à l'usure est occupée par le revêtement de zinc alors que le revêtement de chrome décoratif présente la plus faible résistance à l'usure. Par ailleurs, l'expérience montre pour toutes les surfaces caractérisées dans cette étude que l'augmentation de l'effort normal imposé engendre une augmentation de la pénétration d'usure.

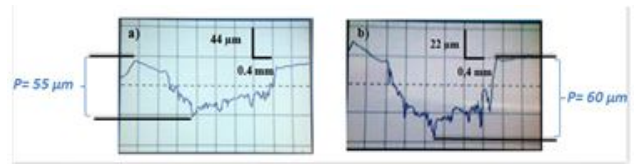


Fig.8 : Profils de la piste d'usure sur le revêtement de chrome décoratif ; a) $F_n=57N$, b) $F_n=81,2N$.

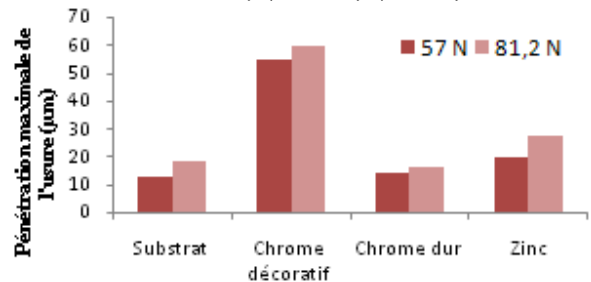


Fig. 9 : Pénétration maximale d'usure pour le substrat non revêtu et les différents revêtements.

4. Conclusion

L'étude expérimentale développée dans ce travail a permis de montrer que le substrat non revêtu présente la valeur du coefficient de frottement la plus faible. Le revêtement de chrome dur et le substrat non revêtu sont comparables en termes de résistance à l'usure alors que la plus faible résistance à l'usure est obtenue avec le revêtement de chrome décoratif. Il a été également montré que l'augmentation de l'effort normal imposé, malgré qu'elle ne soit pas assez importante, engendre une augmentation sensible de la pénétration maximale de l'usure.

Références

- [1] El-Amoush A., Abu-Rob A., Edwan H., Atrash K., Igab M. Tribological properties of hard chromium coated 1010 mild steel under different sliding distances. *Solid State Sciences*, 13, pp. 529-533, 2011.
- [2] Panagopoulos C.N., Georgiou E.P., Gavras A.G. Composite zinc-fly ash coating on mild steel. *Surface & Coatings Technology*, 204, pp. 37-41, 2009.
- [3] Caprentier L. Caractérisation micromécanique de matériaux composites et anisotropes par indentation instrumentée. Thèse de l'Ecole Centrale de Lyon, 1994.

MONITORING OF DELAMINATION ONSET AND GROWTH IN COMPOSITES

IAN SILVERSIDES, AHMED MASLOUHI AND GABRIEL LAPLANTE^(*)

Department of Mechanical Engineering, Université de Sherbrooke, Québec, Canada

^(*) Department of Mechanical Engineering, Université de Moncton, Moncton, NB, E1A 3E9, Canada
Ahmed.Maslouhi@Usherbrooke.ca

INTRODUCTION

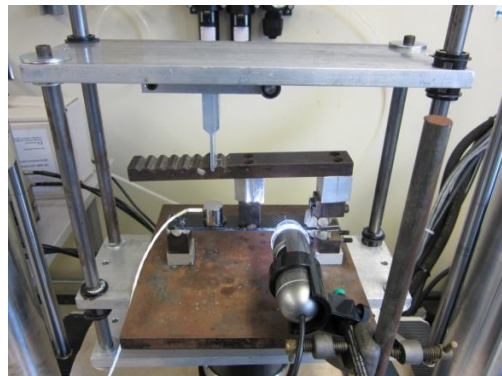
The main objective of the investigation described in this paper was to develop experimental methodologies for the characterization of delamination onset in carbon fiber composite materials under quasi-static and fatigue loading. Delamination onset was evaluated by a standard mechanical testing approach and also by using acoustic emission (AE) monitoring. Delaminating processes in the opening mode (mode I), in the sliding mode (mode II) and in mixed opening and sliding modes were simulated using Double Cantilever Beam (DCB), End-Notch Flexure (ENF) and Mixed-Mode Bending (MMB) samples, respectively. Unidirectional and woven samples were mechanically tested and stress waves were monitored to characterize the initiation of the interlaminar decohesion process. For quasi-static tests, the critical strain energy release rate G_C was determined over a range of mixed-mode ratios ($G_{II}/G_I = 0, 0.3, 0.5, 1$). For the woven specimens, mode I fatigue testing and acoustic emission monitoring were applied to determine the number of cycles at which delamination initiates in the specimens for a given strain energy release rate, to construct onset delamination fatigue curves and to establish a correlation between the cumulative acoustic emission energy distribution and the delamination growth rate.

Materials and sample preparation

The specimens used in this investigation were prepared with unidirectional and plain weave carbon fiber/epoxy composites. The unidirectional specimens studied are from CYCOM® 5276-1 G40-800 carbon/epoxy prepreg, for which the mechanical properties are $E_{11} = 155.13$ GPa, $E_{22} = 6.20$ GPa, $G_{12} = 4.83$ GPa, and $\nu_{12} = 0.3$. The plain weave specimens are made from CYCOM® 5276-1WG30-500 3KPW carbon/epoxy prepreg, with the following mechanical properties: $E_{11} = 62.05$ GPa, $E_{22} = 6.20$ GPa, $G_{12} = 4.69$ GPa, and $\nu_{12} = 0.05$. Samples were cut with a diamond saw from plates made in a heated press. All samples were cut to a nominal width b of 20 mm and length $2L$ of 150 mm, except the unidirectional ENF samples, which were cut to a length $2L$ of 94.00 mm. Each sample was made of 16 plies and contained an anti-adhesive film at its midplane on one end to serve as a crack starter. The unidirectional samples were made with a 26 μm film whereas the woven samples were made with a 50.8 μm film.

Quasi-static testing and AE monitoring

The DCB and MMB samples were tested with a 4206 Instron load frame. A 150 kN A532-1 load cell was used for the DCB samples and a 5 kN 2512 M6 load cell was used for the MMB samples. A MTS load frame with a 2.5 kN load cell was used to test the ENF samples. All of the woven samples were tested on a MTS load frame with a 15 kN load cell. All quasi-static tests were run at controlled 0.5 mm/min displacement. For the MMB samples, the test setup converted tension form the load frame to compression on the lever. The distance between the supports on the specimen ($2L$) was 125 mm. The ENF samples were simply laid on the supports of the testing apparatus, shown in figure 3. The distance $2L$ between the supports was 94 mm and the delamination length to half-span ratio a_0/L was 0.5. During the tests, the position of the delamination front was monitored using a digital camera. In all quasi-static test setups, acoustic emission recordings were made with a Physical Acoustics Corporation WD Rk02 piezoelectric sensor, which has a large band frequency response between 100 Khz and 1 MHz. The captured events from the transducer were amplified with a 40 dB gain model 2/4/6 preamplifier and were digitized and recorded by a $\mu\text{DiSP}^{\text{TM}}$ acoustic emission system. The sampling period was 500 ns and the acquisition threshold was set at 45 dB. Figure 1 shows the experimental setup for a MMB test setup. The AE PZT sensor was attached to the samples by hot-melt adhesive. For all of the test setups, the crack length was measured with a portable digital microscope placed at the side of the specimen.



Figure

1. Delamination test with mixed mode bending

Delamination fatigue testing

Two types of mode I fatigue tests were performed on the plain weave specimens. The first test measured the number of cycles N at which delamination initiates in the specimens for different values of $G_{I\text{max}}/G_C$. The second test measured the crack growth rate da/dN as function loading range $\Delta G = G_{\text{max}} - G_{\text{min}}$. Both types of fatigue tests were conducted using a displacement controlled sinusoidal waveform at 5 Hz. During a quasi-static mode I test, the reference specimen's crack length a_{lc} was measured, the critical energy release rate G_{IC} was calculated and the correction factor Δ was determined. Since both reference and fatigue specimens have the same geometry and material properties, their load-displacement behavior and G_{IC} are expected to be the same. Figure 2 shows the displacement spectrum applied to the fatigue specimens. In all cases, the cyclic load ratio $R =$

$G_{Imin}/G_{I max}$ was 0.1. The difference between the delamination onset and crack growth rate tests is in the number of cycles N in the displacement block spectrum as explained in the paragraphs below. Figure 3 shows the experimental setup that was used to perform all of the fatigue tests.

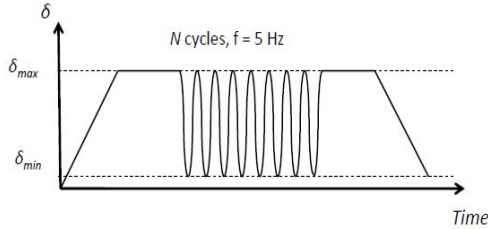


Figure 2. Displacement block spectrum used in fatigue cycling

Mode I fatigue delamination onset tests were performed based on the ASTM Standard D6115 for different $G_{I max}/G_{Ic}$ ratios. Multiple fatigue displacement blocks, as the one shown in figure 4, were applied to the specimens until failure. Delamination onset was monitored using acoustic emission signals detected under fatigue loading.



Figure 3. Test setup for fatigue delamination onset and growth measurements

RESULTS AND DISCUSSIONS

Quasi-static mixed-mode failure envelopes

In order to produce a large number of data points with a small number of samples, multiple tests were run on the unidirectional MMB samples. To be consistent with the test conditions, the unidirectional DCB and ENF samples were pre-cracked. Several methods of finding the critical strain energy release rate G_{Ic} were investigated, such as the calculation at the points of deviation from linearity and compliance increase. Due to the non linear behaviour of the materials, the preferred method for calculating G_{Ic} was to use beam theory at the point of maximum load on the load-displacement plot. The G_{Ic} for mixed mode loading and mode II loading were also calculated from the maximum load point. Acoustic Emission monitoring was performed on all of the samples except for the unidirectional ENF specimen. A representative load-displacement plot of a unidirectional MMB sample loaded at a mode ratio of $G_{II}/G_{I} = 2.41$ is shown in figure 4. When the cumulative acoustic energy is plotted against the load on the sample as shown in figure 4, interesting acoustic information can be extracted from the test. Two slopes can be seen in the cumulative acoustic energy curve of figure 4.

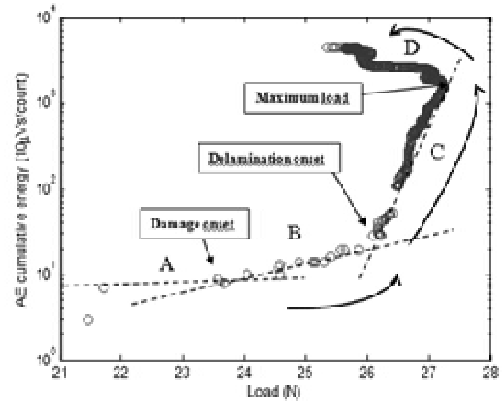


Figure 4. Example of AE energy accumulation for MMB loading, $c = 85.37$ mm, $G_{II}/G_{I} = 2.41$

The first slope is associated with a low rate of damage accumulation in the sample, detected by a low rate of AE energy accumulation. After a certain load point, the rate of damage accumulation is seen to change significantly and then stays relatively constant before the maximum load is reached. Once the maximum load is attained, macroscopic crack propagation is observed, there is a sharp drop in the load and the cumulative acoustic energy continues to increase at an even higher rate, as shown by the logarithmic energy scale. In figure 5, the G_{Ic} calculated using beam theory at both the AE damage onset and AE delamination onset are compared to the G_{Ic} at maximum load for all of the unidirectional samples over a range of pure mode I to pure mode II loading. For each specimen, AE damage onset appeared at a lower energy level G_{Ic} than AE delamination onset, which itself was lower than the critical energy release rate measured from the maximum load point. This is also shown by the polynomial fits used to outline the failure envelopes. The G_{Ic} presented for mixed mode loading is simply the sum of the G_{I} and G_{II} components. Since the AE signals are recorded before the maximum load is attained, failure criteria determined with AE signal recordings are more severe than those obtained with the maximum load method. Failure criteria based on AE signal recordings could better represent damage onset and accumulation before there is macroscopic failure in a composite specimen. Further testing is necessary to develop such failure criteria.

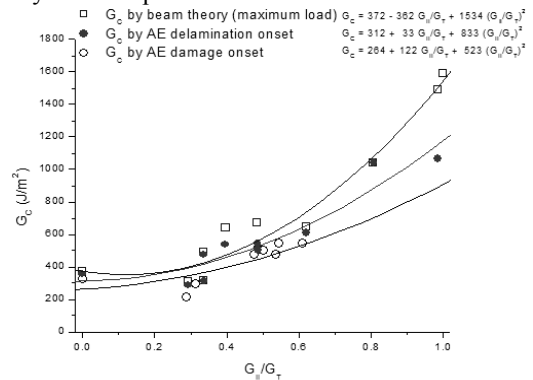


Figure 5. Unidirectional sample failure envelopes

Fatigue delamination propagation rate

This part of the paper presents the experimental results and the fatigue data processing methodology to establish a

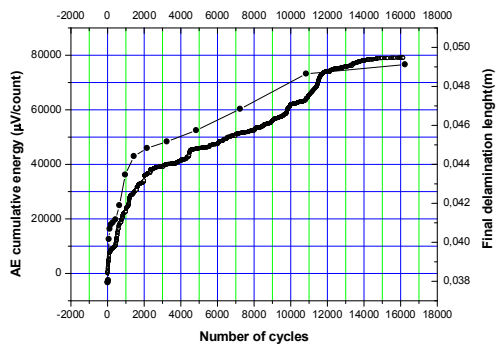


Figure 6. Cumulative AE energy distribution and delamination growth

relationship between the AE energy distribution of signals detected during delamination growth and fatigue crack growth rate. Figure 6 presents the results of AE fatigue damage monitoring done on the selected SC8 specimen. The results are plotted in terms of cumulative distributions of AE signal energy as function of the number of loading cycles applied to DCB specimen. Three stages appear in the cumulative AE energy distribution. The first stage, which extends from 0 to 2 000 cycles, is characterized by very intense acoustic activity. The second stage is located between 2 000 and 10 126 cycles and the last stage starts at 10 126 cycles. For comparison purposes, the delamination length as a function of fatigue life is added to figure 6. Both the cumulative AE energy and the crack length curves show similar trends throughout the three stages as the number of load cycles increases.

The variation of measured crack length with number of cycles shown by figure 6 demonstrates that the rate of crack growth decreases as the number of cycles increases. This type of plot was used to calculate the fatigue crack growth rate, da/dN , which is the slope of the delamination length versus the number of cycles. This growth rate is plotted against the cyclic loading in figure 7. During the first stage, delamination growth rate is high and decreases with increasing delamination length.

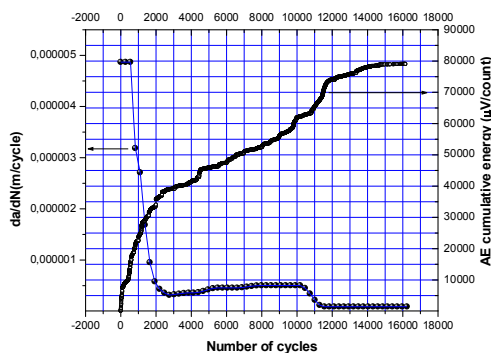


Figure 7. Delamination growth rate and cumulative AE energy distribution

It is well known that due to the non planar interplay structure of woven fabric composites, a delamination crack will interact with matrix regions and the weave structure during its propagation under mode I loading. Multidirectional lay-ups frequently pose problems because of crack branching and/or oscillations of the delamination from the central plane. It was found that the fracture mechanics approach of determining the crack growth rate as a function of strain release rate based on the DCB test standards such as the Paris law do not apply when crack oscillation is observed. Finally, this paper demonstrates that the one of advantages of the AE based structural monitoring technique is the possibility to estimate the rate of damage growth directly from the AE signals without going through a fracture mechanics analysis.

CONCLUSION

This paper presented an experimental methodology to trace mixed-mode failure envelopes for fracture toughness and delamination initiation in unidirectional and woven carbon fiber specimens. These envelopes were traced using strain energy release rates calculated by beam theory equations. Acoustic emission stress waves originating from the appearance of interlaminar micro fractures were monitored during DCB, MMB and ENF loading experiments. Since AE monitoring is able to detect micro damage mechanisms that occur before delamination, AE surveillance could establish damage initiation and delamination onset criteria. Delamination growth results demonstrate that the AE technique offers great potential in determining the delamination growth rate without having to use a fracture mechanics.

REFERENCES

- Riccio, A. 2008. "Delamination in the context of composite structural design", *Delamination Behaviour of composites*, Edited by Srinivasan Sridharan, Woodhead Publishing in Materials.
- Raju, I.S. and O'Brien, T.K. 2008. "Fracture mechanics concepts, stress fields, strain energy release rates, delamination initiation and growth criteria", *Delamination Behaviour of composites*, Edited by Srinivasan Sridharan, Woodhead Publishing in Materials.
- Tay, T. 2003 "Characterization and analysis of delamination fracture in composites: An overview of developments from 1990 to 2001", 2003, *Applied Mech Rev*, vol 56, no1.
- Maslouhi, A. "Fatigue crack growth monitoring in aluminum using acoustic emission and acousto-ultrasonic methods" *Structural Control and Health Monitoring* (2011). Accepted 16 May 2011, Published Online in Wiley Online Library. DOI: 10.1002/stc.478
- Silversides, I, Maslouhi, A. and LaPlante, G. 2010 "Determination of interlaminar crack initiation criteria envelope in composite materials using acoustic emission monitoring" Design, Manufacturing and Applications of Composites, Book of *proceedings of the Eighth Joint Canada-Japan Workshop on Composites*, Editors: Anh Dung Ngo, Johanne Dennault, Asami Nakai, Tohru Morii, Suong V. Hoa and Hyroyuki Hamada, ISBN: 978-1-60595-028-0, November 2010, 466 pages, pp.204-214. DEStech Publications, Inc.

ETUDE DES CARACTERISTIQUES STATIQUES D'UN MATERIAU SANDWICH ENDOMMAGE PAR DECOHESION

M. IDRISSE, A. EL MAHI, R. EL GUERJOURA

Laboratoire d'Acoustique de l'Université du Maine LAUM UMR CNRS 6613
Av. Olivier Messiaen 72085 LE MANS cedex 9 France
Abderrahim.elmahi@univ-lemans.fr ;
Idriss.Moustapha.Etu@univ-lemans.fr

Résumé : L'objectif de cette étude est de mettre en évidence l'influence de la longueur d'une fissure de type décohésion entre la peau et l'âme sur les propriétés statiques des composites sandwichs. Ces matériaux sont constitués de peaux en stratifiés époxyde/fibres de verre et d'une âme en mousse PVC de différentes masses volumiques. Les essais sont menés en flexion 3-points sur des éprouvettes de ce matériau avec une fissure de longueur variable. La théorie des plaques sandwichs dans le cas de la flexion est utilisée pour caractériser le comportement des sandwichs avec une fissure de longueur variable et pour plusieurs distances entre appuis. La procédure mise en place a permis d'évaluer le module de flexion et le module de cisaillement à partir des résultats d'essais expérimentaux.

Abstract: The purpose of the paper is to investigate the effects of interfacial crack size on the static properties of sandwich materials. Sandwich material used in this study is constructed with glass fibre laminates as skins and with PVC closed-cell foams as core. The investigations have been carried out with respect to the performance of sandwich specimens of different crack size at various span lengths in static flexural tests. Next, modelling is established considering analysis based on theory of the sandwich plates in the case of three point bending. Modelling applied to the experimental results allows us to obtain the flexural Young modulus and shear modulus at various debonding lengths.

Mots clés : composite, matériau sandwich, décohésion, flexion trois points, statique, théorie des sandwichs,

1. Introduction

Les matériaux composites sandwichs résultent généralement, de l'association de deux peaux, de faibles épaisseurs, constituées de matériaux de haute résistance et haut module, et d'une âme beaucoup plus épaisse et de faible masse volumique. Ces structures complexes offrent de grandes potentialités aux concepteurs dans des domaines très divers. Au cours des ces dernières années les travaux effectués dans la littérature ont montré que les mécanismes d'endommagement des matériaux sandwichs dépendent de plusieurs paramètres (nature de sollicitation, chargement, fréquence de sollicitation, etc.). Parmi ces travaux, on trouve ceux expérimentaux développés par [1-3] sur les matériaux composites sandwichs. Les auteurs ont montré qu'au cours des essais de fatigue, l'endommagement du matériau sandwich est caractérisé d'abord par la fissuration de la matrice, le délaminage et rupture des fibres dans les peaux suivi de l'initiation puis la propagation d'une décohésion à l'interface entre la peau et l'âme. Kulkarni et al [4] ont constaté que la rupture en fatigue par flexion du sandwich est contrôlée par la rupture de l'âme. En effet, la propagation de la fissuration se fait en trois phases: d'abord une décohésion entre l'âme et la peau supérieure, ensuite le cisaillement de l'âme suivi par une autre décohésion entre la peau inférieure et l'âme. La présence d'une décohésion affecte le comportement local et global en statique et dynamique du matériau sandwich. La décohésion peut survenir à la suite des imperfections dans le processus de fabrication [5], soit résulter des charges externes au cours de la vie d'opération,

comme l'impact par des objets étrangers [6], soit encore résulter par la capacité d'absorption d'eau des âmes cellulaires [7]. Thomson et al [8] ont étudié les effets de la taille de la fissure interfaciale et la taille des dommages d'impact sur les propriétés de cisaillement d'une poutre en matériau sandwich en flexion. Une baisse brutale de la résistance en cisaillement lors de l'augmentation de la longueur de la fissure interfaciale est observée. Triantafillou et al [9] ont étudié l'influence de fissures interfaciales sur la résistance au cisaillement d'une poutre en matériau sandwich constituée d'une peau en aluminium et d'une âme en mousse. Ils ont constaté que la résistance au cisaillement n'a pas été affectée par la présence des faibles longueurs de fissures. Lorsque la longueur de la fissure dépasse une certaine valeur limite, la force diminue légèrement.

Dans cette étude, nous proposons d'utiliser la théorie des plaques sandwichs dans le cas de la flexion pour caractériser le comportement en statique des matériaux sandwichs avec une décohésion de longueur variable. Le module de flexion et le module de cisaillement sont déterminés en fonction de la longueur de fissure à partir de cette théorie et par des essais de flexion trois points sur des éprouvettes de ce matériau en faisant varier la distance entre appuis.

2. Analyse à l'aide de la théorie des plaques sandwichs

L'utilisation des poutres, permet de simplifier le schéma de calcul de résistance d'une structure en matériau sandwich, en ramenant le problème à une analyse en une dimension. La théorie des poutres considère en effet, que la longueur L est très grande devant l'épaisseur h et la largeur b de la poutre. Dans le cas d'une flexion autour de l'axe (oy) , on peut négliger les variations de la courbure et de la flèche dans la largeur de la poutre. En exprimant le moment de flexion en un point de la longueur (direction x) de la poutre, dans le cas de la flexion 3-points, l'expression du déplacement w_0 suivant z est donnée par [10]:

$$w_0 = \frac{PL^2}{4bE_x h^3} \left[4 \frac{x^2}{L^2} - 2S - 3 \right] \quad (1)$$

Où S est le coefficient de cisaillement défini par :

$$S = \frac{E_x}{G_{xz}} \left(\frac{h}{L} \right)^2 = 12 \frac{F_{55}^*}{D_{11}^*} \left(\frac{h}{L} \right)^2 \quad (2)$$

La flèche au centre de la poutre dans ce cas peut s'écrire:

$$w_c = \frac{PL^3}{48b} D_{11}^* \left(1 + 12 \frac{F_{55}^*}{D_{11}^*} \frac{1}{L^2} \right) \quad (3)$$

Où, le module E_x de flexion et le module G_{xz} de cisaillement de la poutre sont exprimés par :

$$G_{xz} = \frac{1}{bhF_{55}^*} \quad \text{et} \quad E_x = \frac{12}{h^3 D_{11}^*} \quad (4)$$

Les coefficients D_{11}^* et F_{55}^* sont les éléments des matrices inverses de D et F , exprimés dans [10]:

L'expression (3) montre qu'il est possible de déterminer les coefficients D_{11}^* et F_{55}^* à partir des mesures du rapport w_c/PL effectuées pour des valeurs différentes de la distance entre appuis.

3. Matériaux et essais

Le matériau sandwich utilisé dans le cadre de ce travail est constitué de stratifiés à fibres de verre et de résine époxyde de type $[0_2/90_2]_s$ pour les peaux (3 mm d'épaisseur) et de mousse en PVC de masse volumique 60 et 100 kg m^{-3} pour l'âme (20 mm d'épaisseur). La mise en œuvre des sandwichs est réalisée par moulage sous vide en utilisant la technique dite du sac. Les éprouvettes d'essais sont ensuite découpées à l'aide d'une tronçonneuse à disque diamanté aux dimensions voulues à partir de plaques de matériau sandwich.

Les essais sont effectués selon la norme ASTM D 790, sur une machine d'essais hydraulique universelle de type INSTRON modèle 8801, munie d'une cellule de charge de 5 kN pour la mesure de la force et d'un capteur LVDT pour la mesure du déplacement. Ces essais sont menés en flexion trois points en faisant varier la distance entre appuis (150, 250, 350 et 450 mm) (Fig. 1.). Les essais sont effectués avec une vitesse de déplacement de 2 mm mn^{-1} . Des éprouvettes vierges et des éprouvettes avec une fissure de longueur variable de 0 à 150 mm avec un pas 10 mm à l'interface peau/âme sont testées.

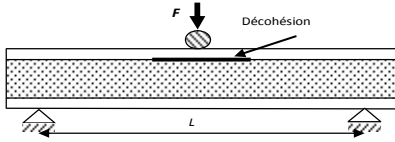


Figure 1. Essai de flexion 3-points sur sandwich avec décohésion

4. Résultats et discussion

4.1 Résultats d'essais statiques du matériau sain

La figure 2 représente l'évolution de la charge en fonction de la flèche pour les deux types de sandwich et pour quatre distances entre appuis (150, 250, 350, 450 mm).

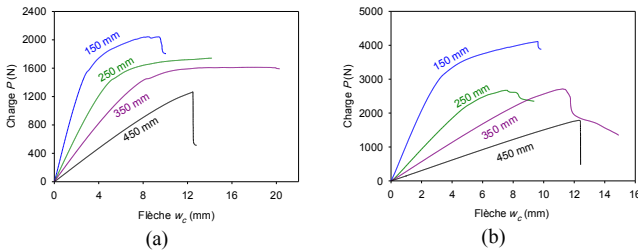


Figure 2. Courbes force-déplacement des matériaux sandwichs pour différentes distances entre appuis: a) 60 kg m^{-3} et b) 100 kg m^{-3} .

L'analyse de ces résultats montre que le comportement mécanique des sandwichs dépend à la fois de la distance entre appuis et de la nature de l'âme.

Pour de grandes distances entre appuis, nous observons un comportement pratiquement linéaire jusqu'à la rupture qui est de type fragile, avec une perte de charge quasi-instantanée. Du point de vue endommagement, nous avons observé une fissuration des couches à 90°, puis lorsque la charge augmente, la rupture des peaux due à la rupture par délaminage entre les couches à 0° et à 90°. Après rupture des éprouvettes, nous observons que seule intervient la rupture de la peau au contact avec l'appui central où est exercée la charge.

Lorsque la distance entre appuis diminue, les courbes charge/flèche font apparaître d'abord un comportement linéaire des poutres jusqu'à des charges assez élevées, puis un comportement non linéaire jusqu'à une charge maximale. La charge décroît ensuite progressivement, lorsque la flèche

augmente, jusqu'au moment où une chute assez rapide de la charge se produit. Nous avons observé une fissuration des couches orientées à 90°, l'âme atteignant ensuite sa limite élastique en cisaillement lorsque la charge augmente. Cette charge limite est sensiblement supérieure à la valeur observée pour les grandes distances entre appuis, du fait que la rigidité du matériau sandwich est modifiée après fissuration des couches orientées à 90°. Après rupture des éprouvettes, nous observons la rupture induite dans la peau au contact de l'appui central et quelques cas de rupture par cisaillement de l'âme ou délaminage des interfaces âme/peaux, surtout dans le cas de très faibles distances entre appuis (150 mm) où les matériaux dans ces conditions sont sollicités en cisaillement transverse.

4.2 Effet de la longueur de fissure

La théorie des plaques sandwichs est limitée au cas où le comportement des constituants du matériau sandwich (peau et âme) est linéaire. Cette théorie permet alors d'évaluer la rigidité en flexion et la rigidité en cisaillement de la structure ainsi que la répartition des contraintes dans le domaine linéaire. Les essais de flexion sont menés jusqu'à une charge de 500 N de manière à rester dans le domaine élastique du comportement des matériaux. Ensuite la rigidité de chaque éprouvette est calculée par le rapport de la charge par la flèche dans la partie linéaire des courbes force/déplacement. L'évolution de la rigidité (caractérisée par la pente de la droite force/déplacement) en fonction de la longueur de la fissure pour différentes distances entre appuis est donnée dans la figure 3, pour les deux matériaux étudiés.

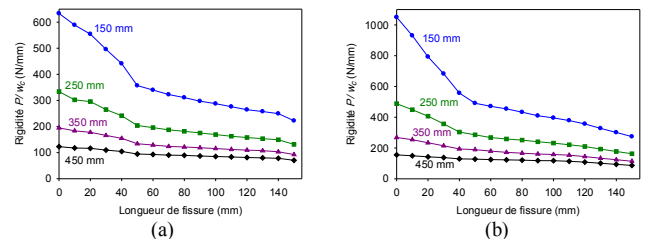


Figure 3. Rigidité en fonction de la longueur de la fissure pour différentes distances entre appuis a) 60 kg m^{-3} et b) 100 kg m^{-3}

L'analyse des résultats obtenus montre que : pour une longueur de fissure donnée, la rigidité diminue lorsque la distance entre appuis augmente, et pour une distance entre appuis donnée, la rigidité diminue avec l'augmentation de la longueur de fissure, cette diminution est d'autant plus importante que la distance entre appuis est faible. En effet, une augmentation de la longueur de fissure entraîne une diminution de la surface de transfert de charges par cisaillement entre les peaux et l'âme et donc une diminution de la résistance et de la rigidité du matériau sandwich. Au-delà d'une certaine valeur de longueur de fissure (50 mm), la diminution devient très lente voire constante.

La raideur d'une poutre en flexion est évaluée par l'expression (3), elle dépend de la rigidité de flexion (coefficient D_{11}^*) et de la rigidité en cisaillement transverse (coefficient F_{55}^*). Pour des éprouvettes en matériau sandwich avec différentes longueurs de fissure, les coefficients du module de flexion et du module de cisaillement sont calculés en utilisant les résultats expérimentaux de la figure 4. Sur

cette figure est représentée w_c/PL en fonction de L^2 , où w_c est la flèche au centre, L^2 est le carré de la distance entre appuis et P est la charge agissant au centre.

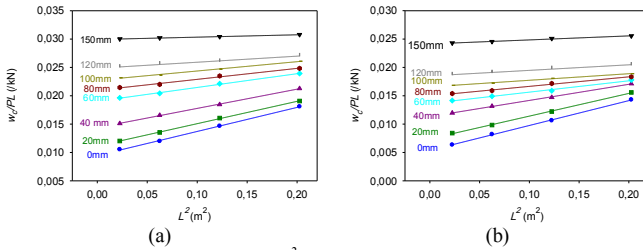


Figure 4. w_c/PL en fonction L^2 pour différentes longueurs de fissure: a) 60 kg m^{-3} et b) 100 kg m^{-3}

Il est à noter que les points obtenus expérimentalement sont pratiquement alignés suivant des droites. Les coefficients de D_{11}^* lié au module de flexion et F_{55}^* lié au module de cisaillement sont ensuite déterminés respectivement en utilisant la pente et l'intersection avec l'axe des ordonnées de ces droites.

4.3. Module de cisaillement et module de flexion

Nous avons reporté sur la figure 5, l'évolution du module de cisaillement et du module de flexion en fonction de la longueur de fissure pour les deux types de matériau.

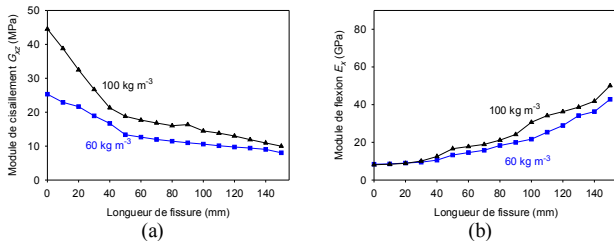


Figure 5. Caractéristiques statiques en fonction de la longueur de fissure: a) module de cisaillement et b) module de flexion

Dans le cas des essais en flexion 3-points des matériaux sandwichs, les âmes sont sollicitées essentiellement en cisaillement. La valeur du module de cisaillement diminue avec l'augmentation de la longueur de fissure. Cette diminution est beaucoup plus importante pour des faibles longueurs de fissure, et devient pratiquement constante pour des valeurs de longueur de fissure élevées. Dans le cas d'une éprouvette saine, le module de cisaillement est de 44 MPa dans le matériau avec une âme de masse volumique de 100 kg m^{-3} alors qu'il est de 25 MPa pour le matériau avec une âme de 60 kg m^{-3} . Ces valeurs sont comparables à celles obtenues dans le cas des essais menés jusqu'à rupture. Pour une longueur de fissure de 150 mm, la valeur du module de cisaillement est pratiquement la même, elle est de l'ordre de 10 MPa.

L'analyse de l'évolution du module de flexion E_x en fonction de la longueur de fissure, montre que la valeur de ce module est pratiquement constante pour des faibles longueurs de fissure (jusqu'à 40 mm), ensuite lorsque la longueur de fissure augmente, le module de flexion augmente. Les valeurs de la rigidité en flexion dépendent de la nature des peaux. Les deux matériaux sandwichs sont constitués de la même peau, la valeur du module de flexion pour des éprouvettes vierges est de l'ordre de 10 GPa. La valeur du rapport du module de flexion et du module de cisaillement permet d'évaluer

l'influence du cisaillement transverse, cet effet est d'autant plus marqué que le rapport du module de flexion sur module de cisaillement est élevé.

Il est à noter que la valeur du module de flexion E_x est très sensible à la pente de la droite w_c/PL en fonction de L^2 , une petite variation de cette pente entraîne un écart très important des valeurs de E_x .

5. Conclusions

Le travail s'est intéressé à l'étude du comportement en statique, en flexion 3-points de matériaux sandwichs avec une fissure de type décohésion entre l'âme et la peau de longueur variable. Les matériaux utilisés sont constitués de stratifiés à fibres de verre et de résine époxyde pour les peaux et d'une âme en mousse PVC de différentes masses volumiques (60 kg m^{-3} et 100 kg m^{-3}). Une première analyse en statique sur des éprouvettes vierges a montré que le domaine de comportement linéaire est limité à de faibles valeurs de déformations. Lorsque la déformation imposée augmente, la rigidité du sandwich diminue assez rapidement. Une augmentation de la densité de l'âme permet d'améliorer les caractéristiques mécaniques du sandwich. Le travail s'est attaché ensuite à mettre en place un processus d'évaluation expérimentale du comportement statique des matériaux sandwichs. Ce processus a permis de mettre en évidence l'influence de la longueur de fissure et de la masse volumique de l'âme sur les valeurs du module de flexion et du module de cisaillement du matériau sandwich. Une décohésion à l'interface peaux/âme réduit rigoureusement le module de cisaillement et donc réduit la résistance du sandwich.

Références

- [1] Shenoi, R. A., Clark, S. D., and Allen, H. G. "Fatigue behaviour of polymer composite sandwich beams", *Journal of Composite Materials*, Vol. 29(18), 1995, pp. 2423-2445.
- [2] Benue, Echtermeyer et A. Tsund O.E. Fatigue properties of PVC foam core" *Materials-part 1 technical report 91-2049* As Veritas research.
- [3] Farooq M.-K, El Mahi A. et Sahraoui S. "Evaluation of fatigue behaviour in sandwich composite materials." *European Conference on Composite Materials*. 10, 2002, Bruges Belgium
- [4] Kulkarni S.C. "Uniaxial and biaxial ratchetting study of SA333 Gr.6 steel at room temperature", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Volume 80, Issue 3, 2003, pp. 179-185.
- [5] Guedra-Degeorges D., Thevenet P., Maison S. "Damage tolerance of sandwich structures" *Proceedings of Euromech 360 Colloquium*, Kluwer Academic Publishers, (1977), 29-36.
- [6] Abrate S. "Localized Impact on sandwich structures with laminated facings", *Applied Mechanics Review*, 50, (1997), 62-82.
- [7] Shafizadeh J.E., Seferis J.C., Chesmar E.F., Geyer R., "Evaluation of the in-service performance behaviour of honeycomb composite sandwich structures" *Journal of Materials Engineering and Performance*, 8, (1999), 661-668.
- [8] Thomson R.S., Shah Khan M.Z., Mouritz A.P. "Shear properties of a sandwich composite containing defects", *Composite Structures*, 42, (1998), 107-118.
- [9] Triantafillou T.C, Gibson L.J., Debonding in foam-core sandwich panels, *Materials and Structures*, 22, (1989), 64-69.
- [10] Farooq M.K. "Comportement mécanique des composites sandwichs en statique et fatigue cyclique" *PhD thesis*, Université du Maine, 2003.
- [11] Idriss M., El Mahi A., Assarar M. & El Guerjouma R. "Damping analysis in cyclic fatigue loading of sandwich beams with debonding" *Composite Part B Engineering*, 44, (2013) pp. 597-603.
- [12] El Mahi A., Farooq M.-K, Sahraoui S., Bezazi A. "Modelling the flexural behaviour of sandwich composite materials under cyclic fatigue" *Materials and Design*, (25), 2004, pp. 199-208.
- [13] Assarar M., El Mahi A., Farooq M.-K, Berthelot J.-B., "Comportement en flexion des poutres en matériaux sandwichs" *Mécanique & Industries* 6, 2006 pp. 589-593.

ANALYSE DU COMPORTEMENT MECANIQUE ET IDENTIFICATION DES MECANISMES L'ENDOMMAGEMENT DES COMPOSITES INSTRUMENTES

S. MASMOUDI^{1,2}, A. EL MAHI¹, R. EL GUERJOUA¹,
S. TURKI²

¹Laboratoire d'Acoustique de l'Université du Maine LAUM
UMR CNRS 6613 Av. Olivier Messiaen 72085 Le Mans
cedex 9 France

²Faculté des sciences de Sfax, département de physique, B.P.
1171, 3000, Sfax-Tunisie
Abderrahim.elmahi@univ-lemans.fr ;

Résumé : Ce papier présente une analyse du comportement mécanique des composites stratifiés fibres de verre/résine époxyde instrumentés par implant piézoélectrique. L'endommagement est analysé à travers le traitement des données d'émission acoustique acquises au cours des essais de traction en statique et en fatigue. Les signaux acoustiques collectés ont été analysés par la méthode de classification des k-moyennes, permettant ainsi d'identifier les salves acoustiques émises par chaque mode d'endommagement. Une comparaison des résultats obtenus dans les composites non instrumentés et ceux instrumentés par des pastilles piézoélectriques est présentée.

Abstract: This paper presents a health monitoring study of composites instrumented by piezoelectric implant using acoustic emission (AE) technique. The composites were constituted from E-glass/epoxy with a unidirectional play laminate. The composite specimens embedded with piezoelectric sensor in the mid-plane were tested in tensile static and fatigue loading. The acoustic signals were analysed by the classification k-means method in order to identify the different damage and to follow the evolution of these various mechanisms for both types of materials (with and without integrated sensor). The results show that integration of the sensors presents advantages of the detection of the acoustic events.

Mots clés: Composites, capteur intégré, émission acoustique, traction, statique, fatigue, endommagement.

1. Introduction

Les structures intelligentes incorporant un capteur piézoélectrique offrent de nombreux avantages pour les applications d'ingénierie: telles que le contrôle des vibrations, la suppression du bruit et la surveillance de la santé structurale [1,2]. Plusieurs travaux [3,4] ont été effectués dans le cadre de développement des moyens de contrôle non destructif (CND) permettant de détecter l'endommagement dans les matériaux composites. Et pour cela l'émission acoustique (EA) a été utilisée pour analyser les différents mécanismes d'endommagement intervenant dans ce type de matériaux. Cette technique de CND ne nécessitant pas de signal ultrasonore excitateur, et permet de capter l'énergie élastique libérée par les matériaux sous sollicitation [5,6].

L'analyse de ces ondes permet le diagnostic de l'intégrité du matériau. L'enjeu actuel est de déterminer dans les salves d'EA des signatures permettant de caractériser les différents mécanismes intervenant durant le processus d'endommagement et d'estimer la durée de vie restante de ces matériaux. La plupart des analyses des données d'EA sont basées sur une analyse conventionnelle consistant à extraire des signaux temporels, des descripteurs tels que l'amplitude du signal, l'énergie, etc. La classification multiparamétrique des principaux paramètres extraits des signaux d'EA est de plus en plus utilisée pour séparer et identifier les différents mécanismes sources. Dans ce cadre, de nombreux travaux [7,8] ont été menés sur des échantillons « modèles » de matériaux composites. Ils ont permis d'identifier trois types de signaux : la fissuration de la matrice, la décohésion et la rupture de fibres.

Les travaux menés sur le contrôle de la structure par EA des matériaux composites intégrés sont très rares. Dans ce cadre, l'objectif de notre travail est l'étude du comportement des composites stratifiés unidirectionnels à fibres de verre et à matrice époxyde instrumentés par implants piézoélectriques et de leur endommagement à travers l'analyse et le traitement des données de l'EA. Plus précisément nous proposons d'identifier à partir des salves de l'EA, les signatures permettant de caractériser finement les différents mécanismes intervenant durant le processus d'endommagement et d'identifier ainsi les événements précurseurs de la rupture des matériaux sous contrainte.

2. Matériaux et essais

Les matériaux étudiés dans ce travail sont des composites stratifiés unidirectionnels de séquence d'empilement $[0]_{12}$. La fabrication de ces matériaux est réalisée au sein du laboratoire (LAUM). Le dosage utilisé est 50% du taux de fibres de verre de densité 300 g/m³ et 50% de taux de résine époxyde de type SR1500/SD2505. La mise en œuvre des composites est réalisée par moulage sous vide, par la technique dite du "sac". Les différentes couches sont stratifiées et imprégnées à température ambiante, puis moulées sous vide. Les capteurs piézoélectriques ont été implantés au milieu entre les couches du matériau dans le plan neutre, de façon à centrer l'axe du plan global de chaque éprouvette. Deux dimensions (Tab 1) de capteur ont été utilisées.

Tableau 1. Dimensions des capteurs intégrés

Capteur piézoélectrique	P (Petit)	G (Grand)
Diamètre (mm)	5	10
Épaisseur (mm)	0,5	1

Trois types de matériaux ont été élaborés: matériau sans capteur intégré (NI), matériau avec petit capteur intégré (IP) et matériau avec grand capteur intégré (IG). Des éprouvettes parallélépipédiques sont découpées à l'aide d'une tronçonneuse à disque diamanté, à partir des plaques de 300x300 mm². Les dimensions des éprouvettes sont: $L = 250$ mm, $b = 30$ mm et $e = 3,5$ mm, où L , b et e sont respectivement la longueur, la largeur et l'épaisseur des éprouvettes.

Les éprouvettes sont ensuite sollicitées en traction en statique et en fatigue cyclique avec une distance entre mors prise

égale à 150 mm (Fig. 1-a).

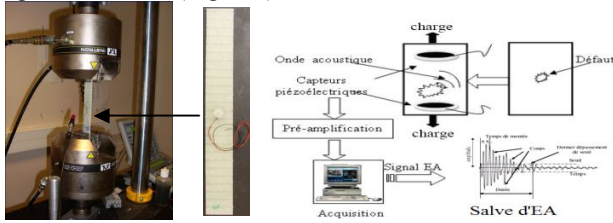


Figure 1. a) Dispositif expérimental de l'essai de traction, b) Synoptique du système de l'émission acoustique

Les essais statiques sont effectués avec une vitesse de déplacement de 1mm/min. Les essais de fatigue cyclique sont menés en contrôlant le signal de la force avec une forme d'onde sinusoïdale et une fréquence de 10Hz. Le niveau de chargement appliqué est de 75% avec une valeur moyenne de 50% de la charge à rupture en statique. Les essais sont effectués sur une machine hydraulique universelle type INSTRON modèle 8516 de capacité 100 kN, où le pilotage et l'acquisition se font par ordinateur.

Le suivi de l'endommagement est effectué à l'aide d'un système EPA d'émission acoustique. Ce système est composé d'une carte d'acquisition PCI reliée à un micro-ordinateur. La figure 1-b présente une vue d'ensemble du dispositif d'EA. La détection des signaux est assurée par les capteurs piézoélectriques. Ces signaux sont ensuite amplifiés par un préamplificateur avec un gain de 40 dB. Les signaux sont ensuite convertis par la carte PCI, qui les numérise et procède à l'extraction des paramètres d'EA. Les données de l'EA sont transmises au micro-ordinateur, permettant l'affichage en temps réel, le stockage et le post-traitement des données. Le traitement des signaux acoustiques est réalisé à l'aide du logiciel Noesis [10], en utilisant la méthode non supervisée des k -moyennes. Le nombre de classes est optimisé en prenant la valeur minimale du facteur R_{ij} [11] par balayage d'un nombre de classes dans une gamme allant de 2 à 5.

3. Résultats et discussion

3.1. Caractéristiques mécanique

La figure 2 donne les courbes charge/déplacement déduites des essais de traction statique pour les trois types d'éprouvettes testées: éprouvette sans capteur intégré (NI), éprouvette avec petit capteur intégré (IP) et éprouvette avec grand capteurs intégré (IG). Les courbes présentent deux zones légèrement différentes, la première est purement linéaire et la seconde est non linéaire jusqu'à la rupture. La figure montre aussi que le comportement des trois matériaux est similaire et que l'éprouvette (IP) résiste un peu plus que l'éprouvette (NI), par contre l'éprouvette (IG) atteint la rupture avant les deux autres.

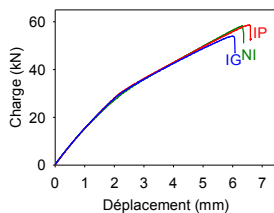


Figure 2. Courbes charge-déplacement déduites des essais de traction statique pour les trois types de matériaux NI, IP et IG

Tableau 2. Caractéristiques statiques déduites des essais

Stratifiés	NI	IP	IG
Charge à la rupture (kN)	58	59	54
Déplacement à la rupture (mm)	6,3	6,6	6
Rigidité (kN/mm)	15	15	14,8

Le tableau 2 présente les caractéristiques mécaniques déduites des essais. La comparaison des résultats obtenus dans les trois matériaux avec et sans capteurs intégrés montre que : la résistance à la rupture et le déplacement correspondant sont un peu plus élevés dans le cas du matériau IP, par contre ils sont légèrement diminués dans le cas du matériau IG. La rigidité semble n'est pas affectée par l'insertion de capteurs dans le matériau.

Au cours des essais de fatigue, nous avons enregistré l'évolution du déplacement maximum d_{max} en fonction du nombre de cycles. Dans la figure 3, nous avons reporté avec une échelle semi logarithmique, l'évolution de la rigidité en fonction du nombre de cycles. La comparaison des résultats des différents types de matériaux montre la forme de la courbe rigidité/nombre de cycles reste la même ; par contre les deux matériaux avec capteurs intégrés ont une durée de vie légèrement inférieure à celle du matériau sans capteur intégré. L'analyse de ces résultats montre que, la perte de la rigidité jusqu'à la rupture des éprouvettes se déroule en trois phases: dans la première phase se manifeste une diminution progressive dès les premiers cycles, la diminution devient ensuite très lente dans la deuxième phase, correspondant à la quasi-totalité de la durée de vie des éprouvettes, enfin dans la troisième phase courte, où la perte de rigidité s'accélère brutalement jusqu'à la rupture des éprouvettes.

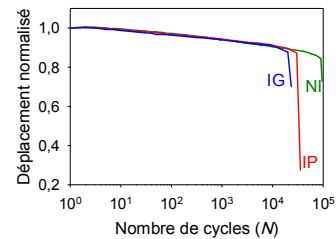


Figure 3. Evolution de la rigidité en fonction du nombre de cycles au cours des essais de fatigue pour les trois types de matériaux

3.2. Analyse par émission acoustique des mécanismes d'endommagement

Afin de pouvoir relier les classes des signaux obtenus aux mécanismes d'endommagement potentiels d'un matériau, nous avons opté pour une classification multiparamétrique des k moyennes sous le logiciel « Noesis » [10]. Cette méthode permet d'identifier les salves acoustiques émises par chaque type d'endommagement et de suivre l'évolution des différents mécanismes au cours des essais afin d'identifier les plus critiques conduisant à la rupture des matériaux.

La figure 4 compare les résultats de l'activité acoustique obtenue dans le cas des essais statiques en terme de distribution d'amplitude des signaux pour deux types de matériaux avec et sans capteurs intégrés (NI et IG).

La classification appliquée aux salves d'EA recueillies fait apparaître trois classes de signaux différentes. La première classe obtenue contient des signaux dont l'amplitude est

comprise entre 42 dB et 65 dB. Ces signaux proviennent de microfissurations matricielles (signaux de type A). La deuxième classe contient des signaux d'amplitude comprise entre 55 dB et 85 dB. Ces signaux apparaissant juste après les microfissurations de la matrice, sont probablement issus des décohésions des interfaces fibres/résine. Ces signaux sont appelés signaux de type B. La troisième classe (type C) contient des signaux très énergétiques avec des amplitudes comprises entre 85 et 100 dB. Ils se réfèrent donc à la rupture des fibres.

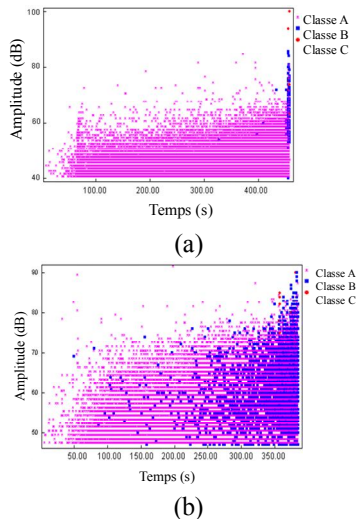


Figure 4. Distribution de l'amplitude des signaux en fonction du temps dans les essais statique pour : a) Eprouvette sans capteur intégré (NI) et b) Eprouvette avec grand capteur intégré (IG)

Ce résultat montre aussi que l'intégration du capteur de l'EA dans le matériau entraîne une activité acoustique plus intense et favorise la fissuration de la matrice ainsi que la décohésion. De la même manière la classification des signaux d'EA recueillis au cours des essais de fatigue sont reportés dans la figure 5. Cette figure donne la distribution d'amplitude des signaux en fonction du nombre de cycles dans les matériaux avec et sans capteurs intégrés (IG et NI).

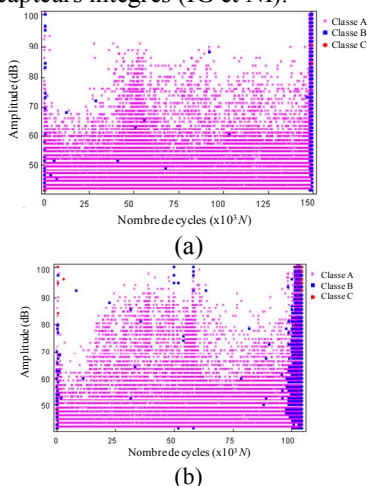


Figure 5. Distribution de l'amplitude des signaux en fonction du nombre de cycles pour : a) Eprouvette sans capteur intégré (NI) et b) Eprouvette avec grand capteur intégré (IG)

Les résultats obtenus dans les deux cas montrent que l'activité acoustique au cours des essais se déroule en trois phases: dans

la première phase, l'activité acoustique est très importante dès les premiers cycles, cette activité correspond à l'initiation et la multiplication des microfissurations au sein de l'éprouvette, dans la deuxième phase, nous observons une diminution de cette activité, cette phase est due à la propagation de la microfissuration et correspond à la quasi-totalité de la durée de vie de l'éprouvette et enfin dans la dernière phase, très courte, où l'activité acoustique redevient très importante, cette phase correspond à la propagation rapide de la fissuration qui devient plus localisée, dans cette zone on remarque une concentration des signaux de la fissuration de la matrice accompagnée de la décohésion fibre-matrice entraînant en fin des essais quelques signaux de ruptures des fibres conduisant à la ruine des éprouvettes. Là aussi la comparaison de l'activité acoustique dans les deux types de matériaux, montre que cette activité est beaucoup plus intense dans l'éprouvette avec capteur intégré que dans l'éprouvette sans capteur. L'amplitude des événements et le nombre de salves cumulées pour le matériau IG sont un peu plus élevés que ceux observés dans le matériau NI.

4. Conclusions

L'objectif principal du travail est l'étude par EA des mécanismes d'endommagement des matériaux composites avec et sans capteurs intégrés au cours des essais de traction en statique et en fatigue cyclique.

L'analyse et l'observation des signaux d'EA en fonction du type d'échantillon, au cours des essais, ont permis de définir les principales signatures acoustiques des différents modes d'endommagement prépondérants: fissuration matricielle, décohésions et rupture de fibres.

Du point de vue comparaison entre matériau avec et sans capteur intégré, l'activité acoustique montre clairement l'avantage de l'intégration du capteur de l'EA au sein de la structure. Cet avantage réside dans le fait de la détection expérimentale des modes d'endommagement précoces et leur chronologique d'apparition, faisant ainsi révéler les performances du composite instrumenté vis-à-vis à sa réponse envers l'initiation, la propagation et l'accumulation des défauts microscopiques.

Références

- C. A. Paget, K. Levin, C. Delebarre, "Actuation performance of embedded piezoceramic transducer in mechanically loaded composites," *Smart Materials And Structures*, 11 (2002) 886-891.
- S. Masmoudi, A. El Mahi, R. El Guerjouma, S. Turki, "Health Monitoring of the Damage of Laminate Embedded with Piezoelectric Sensor by Acoustic Emission," *5th International Conference on Advances in Mechanical Engineering and Mechanics ICAMEM*, (2010).
- A. El Mahi, A. Bezazi. "Describing the flexural behaviour of cross-ply laminates under cyclic fatigue," *Applied Composite Materials*, 16 (2009) 33-53.
- R. Berbaoui, Identification et analyse de l'endommagement par fatigue des matériaux granulaires à base polymère, Thèse de doctorat à université du Maine, Le Mans, 2010
- S. Barré, M.L. Benzeggagh, "On the use of acoustic emission to investigate damage mechanisms in glass-fiber reinforced polypropylene," *Composites Science and Technology*, 52 (1994) 369-376.
- V. G. M. Annamdas, Y. Yang, C. K. Soh, "Impedance based Concrete Monitoring using Embedded PZT Sensors," *International journal of civil and structural engineering*, 1, (2010) 414-424.
- S. Huguet, Application de classificateurs aux données d'émission acoustique : identification de la signature acoustique des mécanismes d'endommagement dans les composites à matrice polymère, Thèse à l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2002

- N. Godin, S. Huguet, R. Gaertner, L. Salmon, "Clustering of acoustic emission signals collected during tensile tests on unidirectional glass/polyester composites using supervised and unsupervised classifiers," *NDT & E International*, 37 (2004) 253-264.
- F. Ghezzi, A. F. Starr, D. R. Smith, "Integration of networks of sensors and electronics for structural health monitoring of composite materials," *Advances in Civil Engineering*, 2010 (2010) 1-13
- Logiciel NOESIS, Advanced Acoustic Emission Data Analysis Pattern Recognition and Neural Networks Software.
- DL. Davies & DW. Bouldin, "A cluster separation measure," *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 1 (1979) 224-227.

COMPORTEMENT MECANIQUE EN TRACTION ET EN FLAMBEMENT DES COMPOSITES STRATIFIES

I. BEN AMMAR^{1,2}, A. EL MAHI¹, C. KARRA²,
R. EL GUERJOUMA¹, M. HADDAR²

¹Laboratoire d'Acoustique de l'Université du Maine LAUM UMR CNRS 6613 Av. Olivier Messiaen 72085 Le Mans cedex 9 France

²Unité de Mécanique, Modélisation et Productique de l'université de Sfax (U2MP), école nationale d'ingénieur de Sfax (ENIS), BP 1173-3038 Sfax, Tunisie.

abderrahim.elmahi@univ-lemans.fr
imen.ben_ammam.etu@univ-lemans.fr

Résumé : Ce travail a pour objet d'étudier l'effet du type de renfort et de la séquence d'empilement sur le comportement mécanique des composites stratifiés. Les essais sont menés en traction et en flambement en statique et en fatigue sur des éprouvettes en composites stratifiés. Ils sont constitués de résine époxyde renforcée par des fibres de carbone (CFRP), des fibres de verre (GFRP) et des fibres hybrides (HFRP). Plusieurs séquences d'empilement ont été considérées dans le cas des stratifiés à fibres de verre. L'analyse des résultats d'essais mécaniques a permis de mettre en évidence l'effet de la séquence d'empilement, de l'épaisseur des couches et du type de renfort sur les caractéristiques mécaniques et à la rupture des différents stratifiés.

Abstract: The aim of the present study is to investigate the reinforcement and stacking sequences effect on the mechanical properties of cross-ply laminates. Different cross-ply laminates constituted of carbon fibers (CFRP), hybrid fibers (HFRP) and glass fibers (GFRP) in an epoxy matrix with different stacking sequence, were considered. The composites properties were first evaluated in monotonic loading in tensile and buckling. Then, stiffness loss during fatigue tests was derived for different applied load levels. The properties of glass-fibers carbon fibers and hybrid fibers derived from static and cyclic fatigue tests are compared in tensile and buckling load.

Mots clés: Composites, stratifiés, traction, flambement, statique, fatigue, séquence d'empilement.

1. Introduction

Pendant les années 60, l'envolée technologique du monde aéronautique et spatial est principalement le résultat de la mise au point de structure optimisées constituées de matériaux spécifiquement résistants appelés matériaux composites. Ces matériaux disposent d'atouts importants par rapport aux matériaux traditionnels. Ils apportent de nombreux avantages fonctionnels : légèreté, résistance mécanique et chimique, maintenance réduite, liberté de formes. Ils permettent d'augmenter la durée de vie de certains équipements grâce à leurs propriétés mécaniques et chimiques.

El Mahi et al [1-5] ont effectués plusieurs études sur le comportement mécanique de différents stratifiés croisés sollicités en traction et en flexion trois points en statique et en fatigue. Les stratifiés d'étude sont constitués par de résine époxyde renforcée par de fibres de verre, fibres de kevlar. L'analyse des résultats obtenus montre que le comportement mécanique des stratifiés dépend du type de renfort et des épaisseurs des couches orientées à 90°. Les durées de vie de ces matériaux en fonction des conditions de chargement ont été déterminées en utilisant le critère N_{10} et ont été caractérisées par les courbes de Wöhler.

Chou et al [7] ont étudié la discrimination des phénomènes de rupture des fibres, de la microfissuration intrala-minaire, de microfissuration intralaminaires ainsi que du microdélaminage au sein des composites stratifiés unidirectionnels lors des essais de traction. L'identification des mécanismes d'endommagements a été effectuée par la technique d'émission acoustique. La classification des mécanismes d'endommagement des stratifiés avec des plis orientés à 90°, montre d'abord l'apparition des microfissures, ensuite une accumulation des microfissures pour donner des méso-fissures et enfin la formation des macro-fissures entraînant la rupture des Composites.

Dans ce travail nous proposons une étude sur l'influence du type de renfort et de la séquence d'empilement sur le comportement mécanique en statique et en fatigue des composites stratifiés soumis à des essais de traction et de flambement.

2. Matériaux et essais

Les matériaux composites étudiés sont des stratifiés croisés fabriqués par moulage sous vide au laboratoire (LAUM). Ils sont différenciés par le type de renfort et par la séquence d'empilement. Le tableau 1 donne les différents matériaux d'étude qui sont énumérés de A à F. Ils sont constitués de résine époxyde SR 1500/SD 2505 renforcée par de fibres de carbone (CFRP $[0_{c2}/90_{c2}]_s$) de masse surfacique 300 g/m², des fibres de verre de différentes séquences d'empilement (GFRP $[0_{v2}/90_{v2}]_s$, $[0_{v}/90_{v2}/0_{v}]_s$, $[0_{v}/90_{v}/0_{v}/90_{v}]_s$ et $[90_{v2}/0_{v2}]_s$) de masse surfacique 300 g/m² et des fibres hybrides carbone-verre (HFRP $[0_{c}/0_{v}/90_{c}/90_{v}]_s$). Les plis sont stratifiés et imprégnés à température ambiante, puis moulés sous vide à dépression 30 kPa pendant 10 heures entre le moule et le contre moule après interposition de divers tissus de moulage. La découpe des éprouvettes d'essais est réalisée à l'aide d'une tronçonneuse à disque diamanté, à partir de plaques de 300x300 mm² de surface.

Tableau 1: Matériaux stratifiés étudiés

Matériaux	Séquence d'empilement	Nom
CFRP	$[0_{c2}/90_{c2}]_s$	A
HFRP	$[0_{c}/0_{v}/90_{c}/90_{v}]_s$	B
GFRP	$[0_{v2}/90_{v2}]_s$	C
	$[0_{v}/90_{v2}/0_{v}]_s$	D
	$[0_{v}/90_{v}/0_{v}/90_{v}]_s$	E
	$[90_{v2}/0_{v2}]_s$	F

Les éprouvettes ont une longueur de 200 mm, une largeur de 20 mm et une épaisseur de 2 mm.

Les éprouvettes sont ensuite sollicitées en statique et en fatigue en traction et en flambement sur une machine hydraulique universelle de type INSTRON (Fig. 1.), équipée d'une cellule de charge de 100 kN pour la mesure de la force et d'un capteur LVDT pour la mesure du déplacement. Les essais statiques ont été effectués avec une vitesse de déplacement de 1 mm mm^{-1} . Les essais de traction en fatigue ont été effectués en contrôlant le signal force. La forme d'onde est sinusoïdale avec une fréquence de 10 Hz, le rapport de chargement $R = F_{\min}/F_{\max}$ (F_{\min} et F_{\max} sont respectivement les charges minimale et maximale appliquées) est maintenu constant égal à 0,1. Le niveau de chargement appliqué $r = F_{\max}/F_{\text{rup}}$ (F_{rup} est la charge à la rupture en statique) est de 75%. Les essais de flambement en fatigue ont été effectués en contrôlant le signal déplacement. La forme du signal est sinusoïdale avec une fréquence 10 Hz. Le rapport de chargement $R = d_{\max}/d_{\min}$ (d_{\max} et d_{\min} sont respectivement les déplacements maximal et minimal au cours des essais) est de 0,1. Le niveau de chargement $r = d_{\max}/d_c$ (d_c est le déplacement correspondant à la charge critique de flambement en statique) est maintenu constant à 75%. L'ensemble du système est piloté par ordinateur.

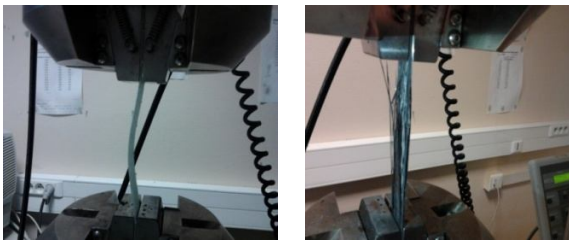


Figure 1 : Essais de flambement et traction des éprouvettes stratifiées

3. Comportement mécanique des stratifiés

3.1. Essai statique

Deux à trois éprouvettes de chaque matériau ont été testées en statique en traction et en flambement jusqu'à la rupture.

La figure 2 représente l'évolution de la charge en fonction du déplacement des différentes éprouvettes testées en traction statique. L'analyse des résultats obtenus montre que le comportement mécanique des matériaux peut être décrit en trois phases: une première phase linéaire correspondant à la partie élastique du matériau, une deuxième phase caractérisée par une courbe légèrement incurvée associée à l'initiation de l'endommagement et le développement de microfissures au sein du matériau qui est pratiquement courte pour ces matériaux et enfin, une dernière phase très courte correspondant à la propagation des macro-fissures et à la rupture des fibres conduisant à la rupture totale de l'éprouvette.

La figure 3 représente l'évolution de la charge en fonction du déplacement des différentes éprouvettes testées en flambement statique. L'analyse des résultats obtenus montre qu'au début de l'essai et lorsque la charge augmente,

l'éprouvette reste stable (aucun déplacement latéral) ; lorsque la charge atteint la charge critique F_c l'éprouvette fléchit brutalement et part latéralement vers la droite ou vers la gauche. Au-delà de la charge critique F_c , le déplacement latéral augmente rapidement alors que la charge est pratiquement constante.

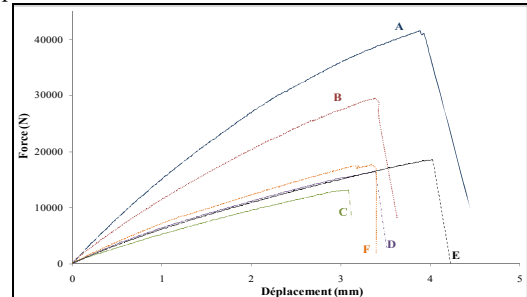


Figure 2 : Courbes force-déplacement obtenues dans le cas des essais de traction statique des différents stratifiés

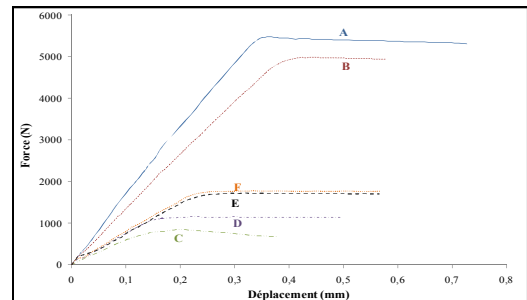


Figure 3 : Courbes force-déplacement obtenues dans le cas des essais de flambement des différents stratifiés

Les résultats de ces essais ont été analysés, en groupant à chaque fois un certain nombre de stratifiés. Ce regroupement nous permet de mettre en évidence l'influence d'un certain nombre de paramètres (type de renfort, séquence d'empilement et épaisseur des couches) sur le comportement mécanique de ces stratifiés.

Effet du type de renforts: les matériaux A, B et C possèdent la même séquence d'empilement $[0_2/90_2]_s$ mais avec des renforts fibreux différents. Le composite à fibres de carbone (CFRP) a la plus grande rigidité et contrainte à la rupture et suivi du matériau hybride (HFRP) et enfin le matériau à fibres de verre (GFRP).

Effet de la séquence d'empilement: les matériaux C, D, E et F sont des stratifiés à fibres de verre (GFRP) avec des séquences d'empilements différentes. Ils possèdent tous le même nombre de plis orientés à 0° et à 90° . Les caractéristiques mécaniques et à la rupture du matériau F sont plus élevées par rapport aux autres matériaux. Cette séquence d'empilement favorise la multiplication de l'endommagement par fissuration transverse tout en donnant au matériau la possibilité de continuer à résister au chargement.

Effet de l'épaisseur des couches à 90° : les matériaux C, D et E ont des épaisseurs de couches à 90° différentes. Le stratifié E est caractérisé par des caractéristiques mesurées en statique plus élevées que les autres matériaux suivi du stratifié D et

enfin le stratifié C. Le stratifié avec une faible épaisseur de couche à 90° résiste mieux au chargement statique.

3.2. Essai de fatigue

Au cours des essais de traction en fatigue, nous avons enregistré l'évolution du déplacement maximum d_{\max} en fonction de nombre de cycles N . La figure 4 montre des résultats typiques d'un essai de fatigue sur les différents stratifiés d'étude. Elle représente l'évolution de la rigidité caractérisée par le rapport $d_{0\max}/d_{\max}$ en fonction du nombre de cycles de fatigue ($d_{0\max}$ est le déplacement maximal au cours du premier cycle). Au cours des essais de flambement en fatigue, nous avons enregistré l'évolution de la charge maximale F_{\max} en fonction de nombre de cycles N . La figure 5 montre des résultats typiques d'un essai de fatigue en flambement sur différents stratifiés d'étude. Elle représente l'évolution de la rigidité caractérisée par le rapport $F_{\max}/F_{0\max}$ en fonction du nombre de cycles de fatigue ($F_{0\max}$ est la charge maximale au cours du premier cycle).

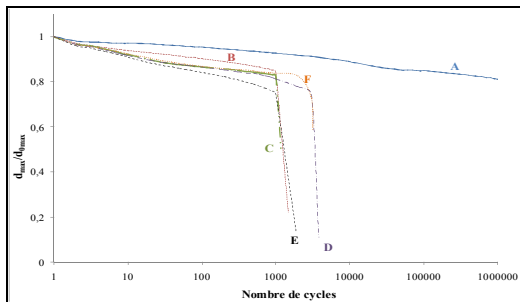


Figure 4 : Evolution de la rigidité en traction en fonction du nombre de cycles de fatigue pour les différents stratifiés

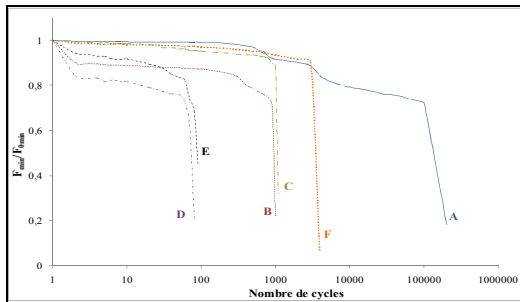


Figure 5 : Evolution de la rigidité en flambement en fonction du nombre de cycles de fatigue pour les différents stratifiés

Les résultats obtenus dans les deux figures montrent que la perte de rigidité jusqu'à la rupture de l'éprouvette se déroule en trois phases : dans un premier temps se manifeste une diminution rapide de la rigidité caractérisée par le rapport $d_{\max}/d_{0\max}$ (en traction) ou $F_{\max}/F_{0\max}$ (en flambement) dès les premiers cycles, la diminution devient ensuite très lente dans la deuxième phase, correspondant à la quasi-totalité de la durée de vie de l'éprouvette ; et enfin dans la troisième phase très courte où la perte de rigidité s'accélère brutalement jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Ces résultats montrent également que le matériau à fibres de carbone résiste mieux à la fatigue que les autres matériaux. La comparaison en termes

de type d'essai, pour le même matériau, la durée de vie est plus élevée dans le cas d'essais de fatigue en traction que dans le cas d'essais en flambement.

4. Conclusions

Le travail s'est intéressé à l'étude du comportement mécanique en traction et en flambement en statique et en fatigue cyclique de différents stratifiés croisés. Ces stratifiés sont constitués de résine époxyde renforcée par des fibres de carbone (CFRP), fibres hybride (HFRP) et fibres de verre (GFRP) avec différentes séquences d'empilement. Les résultats obtenus en statique et fatigue ont permis de mettre en évidence l'effet du type de renfort, de la séquence d'empilement et des épaisseurs des couches à 90° sur les valeurs des caractéristiques statiques et de la durée de vie des stratifiés. Ces résultats montrent ainsi les performances du matériau constitué de fibres de carbone. Les stratifiés s'endommagent plus rapidement sous sollicitations en flambement qu'en traction.

Références

- A. El Mahi, A. Bezazi. "Describing the Flexural Behaviour of Cross-ply Laminates Under Cyclic Fatigue" *Applied Composite Materials*, Vol 16, No° 1, pp. 33-53, (2009).
- A. El Mahi, A. Bezazi, J.-M. Berthelot, "The fatigue behaviour and damage development in cross-ply laminates in flexural tests." *European Conference on Composite Materials (ECCM 10)*, Belgium, (2002).
- A. Bezazi, A. El Mahi, J.-M. Berthelot, "Experimental analysis of behavior and damage of sandwich composite materials in three-point bending. Part 1. Static tests and stiffness degradation at failure studies." *Strength of Material*, Vol 39, n° 2. pp.170-177, (2007).
- A. Bezazi, A. El Mahi, J.-M. Berthelot, B. Bezzazi, "Flexural fatigue behaviour of cross-ply laminates. An experimental approach." *Strength of Material*, pp.66-83, (2003).
- A. El Mahi, J.-M. Berthelot, J. Brillaud, "Stiffness reduction and energy release rate of cross-ply laminates during fatigue test", *Composite Structures*, Vol 30, pp. 123-130, (1995).
- C. L. Hacker, M. P. Ansell "Fatigue damage and hysteresis in wood-epoxy laminates", *journal of materials science* 36 (2001) 609-621
- H.Y. Chou, H. Zejli, A. Thionnet, A. Bunsell, A. Mouritz, M. Bannister, "Détection et discrimination par émission acoustique des endommagements dans les composites. Comparaison expérience modélisation", *Comptes Rendus des JNC17 - Poitiers* (2011).
- M. Assarar, "Étude expérimentale et modélisation du comportement dynamique des composites stratifiés et sandwichs", *Thèse de doctorat*, Université du Maine, Le Mans (2007).

ANALYSE DE LA REPONSE MECANIQUE D'UN COMPOSITE (TISSU DE VERRE/RESINE EPOXYDE) A DIFFERENTES PERIODES DE VIEILLISSEMENTS HYGROTHERMIQUES

A. NACERI¹

¹Laboratoire de Géomatériaux, Faculté de Technologie,
Université de M'sila, Algérie
abdelghani_naceri@yahoo.fr

Résumé : Ce travail présente l'analyse de la réponse mécanique d'un stratifié composite constitué de 12 plis de tissus de fibres de verre/résine époxyde conditionné en milieu humide à différents taux d'humidité relative 0, 60 et 96% à 60 °C. L'analyse des résultats expérimentaux obtenus du vieillissement hygrothermique sur la réponse mécanique a permis de montrer que l'influence de la concentration en eau sur les caractéristiques ultimes devient significative et importante pour le composite conditionné à 96% d'humidité relative aux époques I et II (plateau de saturation et vieillissement).

Mots-clés : Vieillissement hygrothermique, comportement mécanique et composites.

1. INTRODUCTION

L'expérience de ces dernières années souligne l'importance des effets de l'environnement (humidité et température) sur les propriétés mécaniques des plastiques renforcés [1] et la stabilité de leurs performances à long terme (durabilité). La présence d'eau au sein des matériaux composites (fibres/polymère) provoque une détérioration des propriétés mécaniques [2]. On sait qu'au cours d'un vieillissement hygrothermique, la présence de molécules d'eau dans un composite à matrice polymère peut notamment dégrader les liaisons à l'interface renfort-matrice et entraîner ainsi une dégradation irréversible des propriétés du composite [3]. Ce sont surtout les applications aéronautiques qui ont initié l'étude des problèmes liés à l'environnement [3,4]. L'absorption d'eau [5] par un matériau composite à matrice organique dépend de plusieurs paramètres tels que :

- la nature des fibres et de la résine,
- la disposition des fibres par rapport à la direction de diffusion,
- l'écart de concentration en eau entre le composite et le milieu environnant.

L'objectif principal de cette étude expérimentale consiste à étudier l'influence de l'environnement hygrothermique sur le comportement mécanique d'un stratifié composite constitué de 12 plis de tissus de verre E et d'une résine époxyde saturé à différents taux d'humidité relative 0, 60 et 96% RH à la température constante de 60 °C. Dans cette étude les éprouvettes sont sollicitées jusqu'à rupture en traction

uniaxiale dans les deux directions, chaîne et trame à vitesse de déplacement imposée constante ($V = 0,011$ mm/s).

2. MATERIAU, CONDITIONNEMENT ET ESSAI MECANIQUE

L'étude porte sur un composite constitué de 12 couches (937/EP/ES67) de tissus à armure taffetas ou toile (le fil de chaîne et de trame s'entrecroisent alternativement) de fibres de verre E noyé dans une résine époxyde. Il est délivré sous forme de plaques planes de dimensions moyennes : 300 (sens trame) x 300 (sens chaîne) x 3,2 mm³. La fraction volumique des fibres a été déterminée selon la méthode de calcination et trouvée égale à $V_f = 55$ %. La technique de mesure utilisée pour la détermination de la masse volumique du composite tissu est la méthode picnométrique (1,94 g/cm³). Sa composition pondérale est égale à 50% dans chaque direction de renforcement fibreux (sens chaîne et trame).

La détermination de la cinétique d'absorption d'eau du matériau étudié a été effectuée par une mesure de reprise de poids en fonction du temps dans le but de déterminer les deux paramètres caractéristiques de la loi de diffusion de FICK qui admet la réversibilité du phénomène :

- le coefficient de diffusion D en cm²/s,
- et la quantité maximale d'eau retenue à la saturation M_m en %.

Le coefficient de diffusion D et la quantité maximale d'eau retenue à la saturation M_m sont deux paramètres matériels fondamentaux qui caractérisent l'aptitude du matériau à absorber l'eau dans le cadre de la théorie élémentaire de Fick.

La cinétique d'absorption d'eau a été suivie par la méthode gravimétrique (reprise de poids mesurée à l'aide d'une balance sartorius 2842 avec une étendue de pesée de 160 g et une précision de 0,1 mg) afin de contrôler le gain en poids du matériau conditionné en fonction de la durée de conditionnement. Le calcul du coefficient de diffusion D et l'estimation de la quantité maximale d'eau retenue à la saturation M_m du composite sont effectués à partir de la courbe maîtresse présentant l'évolution de la quantité d'eau absorbée M en fonction de la racine carrée du temps (\sqrt{t}).

L'essai mécanique consiste à soumettre les échantillons à une rampe monotone en traction uniaxiale et analyser l'effet du conditionnement en humidité sur leur réponse mécanique.

Le choix de l'essai de traction uniaxiale comme essai de caractérisation mécanique est justifié par le fait qu'il reste facile à mettre en œuvre pour les matériaux composites.

L'essai est mené sur des éprouvettes normalisées de formes parallélépipédiques de dimensions moyennes 200 x

30 x 3,2 mm³ selon les recommandations de la norme ASTM D3039.

Les échantillons équipés de jauges de déformation et de talons ont été soumis à un essai de traction uniaxiale en rampe monotone sur une machine de traction servohydraulique de type MST 810 (équipée de mors auto-serrants), contrôlé en vitesse de déplacement imposé

constante ($V = 0,66 \text{ mm/min}$).

3. RESULTAT ET DISCUSSION

3.1 Environnement hygrothermique

La courbe de la cinétique d'absorption d'eau (reprise en eau) des éprouvettes conditionnées en milieu vapeur (figure 1) précise le détail des deux lots d'éprouvettes à 60 et 96% RH à 60°C à deux époques différentes (l'époque I qui suppose que le plateau de saturation est atteint et l'époque II qui correspond à l'étude du phénomène de vieillissement après la saturation) qui ont été testées en environnement contrôlé.

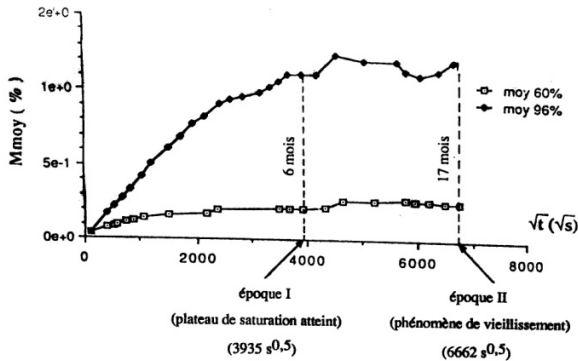


Fig.1 : Courbe de la cinétique d'absorption d'eau du matériau et définition des époques I et II d'essais

Le tableau 1 présente les valeurs des paramètres caractéristiques de la cinétique d'absorption d'eau (la quantité maximale d'eau retenue à la saturation M_m et le coefficient de diffusion D) obtenues par l'essai de conditionnement hygrothermique réalisé au laboratoire. Celui-ci confirme clairement les remarques principales observées :

- le coefficient de diffusion D dépend non seulement de la température mais aussi de l'humidité relative,
- et la quantité maximale d'eau retenue M_m à la saturation dépend fortement du taux d'humidité relative.

Humidité relative (RH) en %	M_m en %	D en $\text{cm}^2/\text{s} \cdot 10^{-8}$
60	0,170	1,200
96	1,120	0,210

Tab.1 : Résultats expérimentaux d'absorption d'eau (M_m et D) du composite époxyde/verre E à différents taux d'humidité relative à 60°C

Les résultats de la cinétique d'absorption d'eau (tableau 2) obtenues par Loos et Springer [6] du composite polyester/verre E (SMC-30EA) vont dans le même sens que nos valeurs expérimentales d'absorption d'eau (M_m et D).

Cette comparaison nous permet de dire que les deux paramètres principaux de diffusion (M_m et D) dépendent non seulement de la température et du taux d'humidité relative mais aussi très fortement de la nature du matériau (type de résine, fibres, etc ...).

Humidité relative (RH) en %	M_m en %	D en $\text{cm}^2/\text{s} \cdot 10^{-8}$
60	0,45	23,0
100	2,75	3,80

Tab.2 : Paramètres caractéristiques de la cinétique d'absorption d'eau du composite polyester/verre E à différents taux d'humidité relative à 65°C [6]

3.2 Réponse mécanique

Le tableau 3 présente les résultats expérimentaux obtenus en environnement contrôlé à différents taux d'humidité relative (0, 60 et 96% RH) à 60 °C de l'essai de traction uniaxiale réalisé dans le sens chaîne et trame.

RH (%) à 60 °C	Condit-hygroth	E_t (GPa)	σ_{rup} (MPa)	ϵ_{rup} (%)
Chaîne 0	Sec	27,82	549	2,18
Chaîne 60	Epoq I	27,55	520	2,47
Humide	Epoq II	27,35	500	2,19
Chaîne 96	Epoq I	27,01	313	1,31
Humide	Epoq II	26,13	310	1,26
Trame 0	Sec	27,37	513	2,52
Trame 60	Epoq I	27,23	476	2,48
Humide	Epoq II	27,05	437	2,15
Trame 96	Epoq I	26,42	293	1,34
Humide	Epoq II	25,53	283	1,29

Tab.3 : Résultats des essais mécaniques

Les valeurs obtenues des modules tangents axiaux (E_t) pour les trois conditionnements hygrothermiques effectués sont presque identiques (influence très faible de l'humidité de l'ordre de 0,4% pour 60% RH à 3% pour 96% RH pendant l'époque I et de 2% pour 60% RH à 4% pour 96% RH pendant l'époque II).

Par contre on remarque une diminution significative et marquante de l'ordre de 45% en moyenne de la contrainte axiale et de la déformation longitudinale de rupture (σ_{rup} et ϵ_{rup}) des échantillons conditionnés à 96% d'humidité relative pendant l'époque I et II (plateau de saturation et vieillissement).

4. CONCLUSION

Bien qu'il y ait une dispersion non négligeable de résultats expérimentaux obtenus, on peut relever que l'absorption d'eau se traduit par une diminution des caractéristiques mécaniques ultimes, cette chute est importante pour les échantillons conditionnés à 60 °C-96% d'humidité relative.

Une reprise en eau entraîne nettement une réduction de la résistance, les échantillons secs étant toujours les plus résistants et les échantillons conditionnés à 96% RH étant toujours les plus fragiles.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] F. FLLYIN and C. ROHRBACHER, "The influence of aqueous environment, temperature and cyclic loading on glass-fiber/epoxy composite laminates", *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, (2003) 615-635.
- [2] Y. SURREL and A. VAUTRIN, "On a modeling of the plastic response of FRP under monotonic loading", *Journal of Composite Materials*, (1999) 232-250.
- [3] P. VADDADI, T. NAKAMURA and R.P. SINGH, "Inverse analysis for transient moisture diffusion through fiber-reinforced composites", *Acta Materialia*, (2003) 177-193.
- [4] I. VERPOEST and G.S. SPRINGER, "Moisture absorption characteristics of aramid epoxy composites", *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, (1998) 2-32.
- [5] Y. HSIEN-LIANG and Y. HSIEN-YANG, "The effect of lamina material properties on hygrothermal expansion coefficients of angle-ply laminates", *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, (2004) 1673-1681.
- [6] A.C. LOOS and G.S. SPRINGER, "Moisture absorption of polyester glass composites", *Composite Materials*, (1988) 51-62.

IDENTIFICATION DES PROPRIETES MECANQUES DES MATERIAUX COMPOSITES PAR ANALYSE VIRATOIRE

R. TCHATCHOU METCHUNZIN, G.E. NTAMACK¹, S. CHARIF D'OUAZZANE²

¹ GMM, Fac. Sciences, Ngaoundéré, Cameroun (tchatchoumr@yahoo.fr) (guyedgar@yahoo.fr)

² LMTM, ENIM, Rabat, Maroc (charif.enim@hotmail.com)

Résumé

Cette étude propose une comparaison entre deux méthodes théorique et vibratoire, pour l'identification de propriétés mécaniques (élastiques) des matériaux composites. Une première étude est faite sur des matériaux conventionnels afin de valider la méthode utilisée. Ensuite une seconde étude est faite sur des composites modèles et est comparée aux études théoriques notamment RUSS, VOIGT et ESCHELBY.

Introduction

La caractérisation du comportement mécanique global d'un matériau composite par des techniques d'analyse vibratoire est un enjeu majeur compte tenu du caractère non destructif de ce type d'essais [1]. La nature, la répartition, la géométrie et le traitement de surface des charges sont autant de paramètres susceptibles de modifier le comportement dynamique global du matériau. Les performances mécaniques des matériaux composites dépendent non seulement des caractéristiques mécaniques des charges et de la matrice utilisées, mais aussi de la qualité de l'interface entre ces deux constituants [2]. Le but de cette étude est de proposer un moyen de caractérisation direct des matériaux composites à partir d'analyses mécaniques vibratoires.

I) Système étudié

Il s'agit d'une étude vibratoire de matériaux conservatifs. Ce sont des matériaux qui vibrent sans effet d'amortissement. Dans ce type de matériaux, l'amortissement est considéré comme étant négligeable.

I.1) Caractéristiques géométriques

Le plan yz normal à x de dimensions petites par rapport à la dimension longitudinale x [3]. Soit un matériau composite constitué de 3 couches de poutres planes isotropes.

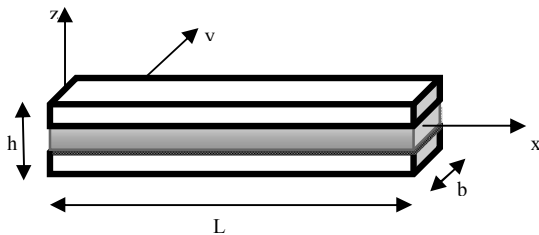


Figure 1: Matériau stratifié symétrique

Soit le matériau équivalent au matériau composite :

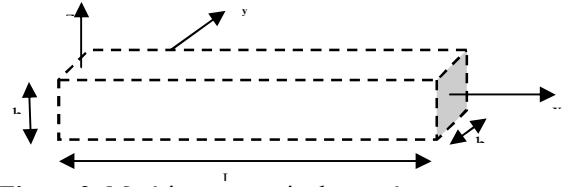


Figure 2: Matériau composite homogène

Par hypothèses, nous négligeons les risques de délamination. On a affaire aux petits déplacements, les vibrations sont petites. La poutre ne se déplace pas au point $x=0$.

I.2) Application à une poutre encastree-libre

Dans cet exemple, nous traitons le cas d'une poutre sous sollicitations harmoniques. Le matériau est élastique, homogène et isotrope. L'estimation des fréquences propres est basée sur le modèle BERNOULLI [5].

Les fréquences propres de la poutre s'écrivent en fonction du module élastique E, la densité volumique du matériau utilisé ρ et la longueur de la poutre L. Le paramètre adimensionnel λ_n est à déterminer en fonction des conditions limites. Nous abordons le problème de manière inverse puisque notre objectif est d'obtenir une valeur de E à partir des fréquences propres.

De la méthode reposant sur la modélisation analytique, nous déduisons l'expression analytique directement de l'équation permettant de calculer les fréquences propres de la poutre.

$$\omega_n = \frac{\lambda_n^2}{L^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho A}} \quad (1)$$

Cette relation correspond à une pulsation propre de vibration du nième mode avec pour valeur propre déterminée grâce aux conditions aux limites:

$$\lambda_n = (2 * n - 1) \frac{\pi}{2} ; n = 1, \dots \quad (2)$$

$$E = \frac{\rho A L^4}{I} \left(\frac{\omega_n^2}{\lambda_n^4} \right) \quad (3)$$

Nous déduisons le module de cisaillement grâce à la relation liant le module élastique et les coefficients de LAME. Les valeurs de Lambda pour les 5 premiers modes sont données dans le tableau 1.

Tableau 4: Valeurs des racines pour cinq modes

	Mode 1	Mode 2	Mode 3	Mode 4	Mode 5
λ_n	1.8751	4.694	7.854	10.996	14.135

II) Résultats d'essais sur les matériaux conventionnels

Afin de valider la méthode utilisée et la précision des valeurs fournies par des simulations, les tests ont été faits sur des matériaux conventuels utilisés dans les industries pour la conception des matériaux nouveaux. Il est à retenir que pour

nos tests, nous avons pris les matériaux de dimension 100*15*10 (Longueur*Epaisseur*Largeur).

II.1) Présentation des matériaux conventionnels utilisés

Les matériaux classiques utilisés ont fait l'objet de nombreux travaux. Nous présentons ceux que nous allons utiliser afin d'avoir nos matériaux composites.

Tableau 5: Caractéristiques des matériaux conventionnels [4]

Matériaux	ME (GPa)	MC (MPa)	CP	MV (kg/m ³)	LE (MPa)	N
Acier Inox	203	78682	0,28	7850	200,00	R
Verre	74	30000	0,25	2600	50,00	M/R
Epoxy	4,500	1600	0,4	1200	70,00	M

II.2) Tests préliminaires sur des poutres homogènes

Une modélisation numérique en éléments finis de l'échantillon suivie d'un calcul modal permet d'identifier les valeurs du coefficient E pour chaque mode. Nous fixons le coefficient de Poisson à 0,3, et maillons à 800 éléments.

CAS 1.

Evaluation du module élastique

Tableau 6: Valeurs simulées du module élastique obtenu et de l'erreur produite

Mode	F (Hz)	MEO (GPa)	MEE (GPa)	ME	E %
1	1248,0	208,26	203	+8,26	4,06

Evaluation du module de cisaillement

Tableau 7: Valeur du module de cisaillement obtenu et de l'erreur produite

Mode	F (Hz)	MCO (MPa)	MCE (MPa)	ME	E %
1	1248,0	81351	78682	+2669	3,39

CAS 2

Evaluation du module élastique

Tableau 8: Valeur simulée du module élastique et de l'erreur produite

Mode	F (Hz)	MEO (GPa)	MEE (GPa)	ME	E (%)
1	1318,8	76,833	74,000	+2,833	3,82

Evaluation du module de cisaillement

Tableau 9: Valeur du module de cisaillement et de l'erreur produite

Mode	F (Hz)	MCO (MPa)	MCE (MPa)	ME	E (%)
1	1299,8	29551	30000	-449	1,50

Analyse des résultats

Les valeurs des modules élastiques et celles des modules de cisaillements sont retrouvées pour le premier mode de vibration des matériaux ceci avec une erreur variant suivant le cas de 1 à 5%. On constate donc une forte corrélation entre les résultats numériques et ceux expérimentaux. Ainsi après avoir caractérisé ces matériaux conventionnels, nous pouvons faire des tests sur des matériaux composites tout en respectant le mode opératoire.

Ces résultats issus des essais sur les matériaux traditionnels sont considérés comme référence.

III) Application aux matériaux composites

L'étude va porter sur quatre matériaux composites dont les dimensions et les caractéristiques mécaniques sont les suivantes :

MATCOMP 1 et MATCOMP 2, sont des poutres sandwich épaisse (Verre/Acier Inox/Verre)*10 et (Epoxy/Verre/Epoxy), $100 * [(0,3+1,2+1,5) * 10] * 10$ (longueur*largeur*épaisseur) ; $\rho=5750 \text{ kg/m}^3$ respectivement $\rho=2040 \text{ kg/m}^3$

III.1) Valeurs théoriques obtenues

La méthode d'homogénéisation est celle qui a été choisie pour comparer nos résultats. Nous déterminons ainsi le module découlant de l'approximation de VOIGT, le module découlant de l'approximation de REUSS et celui dérivé du modèle d'ESHELBY.

Module élastique

Tableau 10: Valeurs du module élastique pour les modèles théoriques

Matériaux	REUSS (GPa)	ESHELBY (GPa)	VOIGT (GPa)
MATCOMP 1	119,600	130,760	151,400
MATCOMP 2	10,310	13,415	46,200

Module de cisaillement

Tableau 11: Valeurs du module de cisaillement pour les modèles théoriques

Matériaux	REUSS (MPa)	ESHELBY (MPa)	VOIGT (MPa)
MATCOMP 1	47712	51069	59209
MATCOMP 2	3704	4860	18640

Ces résultats montrent très clairement que le module obtenu à partir du modèle d'ESHELBY est compris entre les bornes de VOIGT et REUSS ceci comme le précisent J-P DUPUY et S C D'OUAZZANE dans leurs thèses de doctorat d'Etat. Nous référons donc une étude en vibration dans la suite afin de vérifier de nouveau ce constat.

III.2) Valeurs obtenues en vibration modale

Dans le cas d'une simulation en vibration modale, nous avons considéré l'effet de délamination comme étant négligé. Nous réalisons des mesures sur des matériaux composites dont les propriétés mécaniques ne sont pas connues. Nous utilisons plusieurs matériaux (l'acier Inox, Fer, Verre...). Leurs amortissements sont considérés comme nul ($\xi=0$) [5].

L'analyse modale numérique a permis d'obtenir la fréquence de résonance du premier mode.

MATCOMP 1

Evaluation du module élastique

Tableau 12: Valeur simulée du module élastique pour le composite MATCOMP3

Mode	F (Hz)	MEO (GPa)	MEO à -5% (GPa)
1	1236,9	149,71	142,224

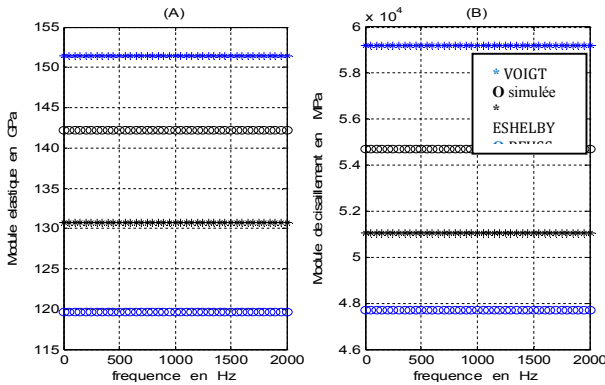


Figure 4: Comparaison des modules élastiques (A) et ceux de Cisaillement (B) pour le composite Verre/Acier Inox pour la fréquence du premier mode et une fraction volumique de charges de 60 %, obtenus par homogénéisation avec les modèles de VOIGT, modèle de REUSS, modèle d’ESHELBY et le modèle numérique obtenu.

Analyse des résultats

Pour le composite MATCOMP1, nous constatons que le module élastique se trouve bien dans la zone calibrée par la borne de VOIGT (en Longitudinal) et celle de REUSS (en Transversal). La précision est renforcée ici par la valeur donnée par le modèle d’ESHELBY qui en plus d’être comprise entre les bornes de références, définit une autre borne avec celui de VOIGT.

MATCOMP2

Évaluation du module élastique

Tableau 13: Valeur simulée du module élastique pour le composite MATCOMP4 et celle expérimentale

Mode	F (Hz)	MEO (GPa)	MEE Long (GPa)	E (%)	MEO à -5% (GPa)	MEE Trans (GPa)
1	1186,2	48,31	45	7,35	45,900	12

Nous confrontons ces différentes modélisations avec quelques résultats expérimentaux d’une poutre composite stratifiée, de section rectangulaire en verre/époxyde orientée suivant 0/90/0, sollicitée à la flexion 3-points. L’on tient compte de l’orientation des fibres de verre dans la matrice époxy, c’est pourquoi il trouve un module élastique longitudinal et celui transversal. La courbe obtenue est représentée dans la suite

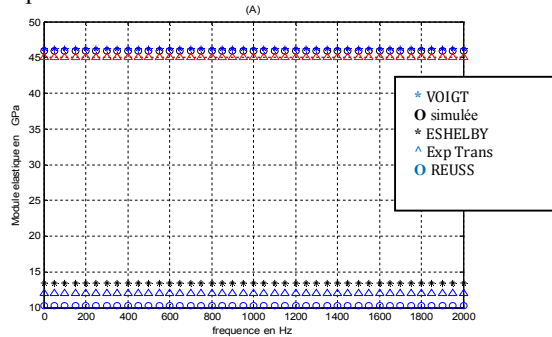


Figure 5: Comparaison des modules élastiques pour le composite verre/époxy pour la fréquence du premier mode et une fraction volumique de charges de 60 %, obtenus par homogénéisation avec les modèles de VOIGT, modèle de

REUSS, modèle d’ESHELBY, modèle expérimental transversal, expérimental Longitudinal, modèle numérique obtenu.

Analyse des résultats

Les résultats obtenus sont présentés dans la Figure6. Ils nous montrent clairement que les modules élastiques trouvés par expérimentation sont compris dans la borne de VOIGT et REUSS. Nous constatons que le module élastique dérivé du modèle d’ESHELBY tout comme le module que nous avons trouvé se trouve aussi dans cette borne; ce qui montre que nos résultats sont acceptables. Plus important encore, en nous plaçant dans des conditions de modélisation proches de ceux expérimentaux, nous obtenons aussi des résultats proches de ceux en longitudinal ceci avec une erreur inférieure à 10%.

Conclusion

Pour l’ensemble des formulations étudiées, les modèles d’homogénéisation utilisés rendent compte de l’évolution des paramètres mécaniques dynamiques. L’allure des courbes déterminées numériquement se rapprochent de celles mesurées expérimentalement. Nous pouvons donc dire de ces résultats que l’utilisation conjointe de l’ensemble des informations modales, d’un modèle d’éléments finis extrêmement précis et d’une méthode de mesure modale sans-contact, permet d’étendre le domaine d’application des méthodes d’identification numérique en vibration à la détermination de l’ensemble des propriétés élastiques constitutives des matériaux composites stratifiés.

Références bibliographiques

[1]-S CORN et al, (2008). "Identification des propriétés viscoélastique d’un PMMA par analyse vibratoire: Comparaison entre différentes méthodes expérimentales", Article, 19eme congre de mécanique France, 2008
 [2]-M MATTER, (2008). «Identification modale numérique-expérimentale des propriétés élastiques et dissipatives de matériaux composites». Thèse doctorat PhD, école polytechnique fédérale de Lausanne,
 [3]-S LAROZE et J J BARRAU, (1987). "Mécanique des structures", Tome 4 Calcule des structures en matériaux composites pp 1-268.
 [4]-M BERTHELOT, (1999). "Matériaux composites: comportement mécanique et analyse des structures", vol 2.
 [5]-J S DUPUY, (2008). «Identification des propriétés mécaniques de matériaux composites par analyse vibratoire». Thèse doctorat d’Etat, Université Montpellier II.

Liste des abréviations

- E: erreur
- F: fréquences
- R: renforts
- M: matrice
- MEO: module élastique obtenu
- MCO: module cisaillement obtenu
- MEE: module élastique expérimental
- MCE: module cisaillement expérimental
- ME: module élastique
- MC: module cisaillement
- CP: coefficient de poisson
- LE: limite élastique
- MV: masse volumique
- N: nature

MODELISATION DU COMPORTEMENT THERMIQUE DES MATERIAUX COMPOSITES

R. P. LEMANLE SANGA¹, G. E. NTAMACK¹, S. CHARIF D'OUAZZANE²

GMM, Fac. Sciences, Ngaoundéré, Cameroun (lemanlesanga@yahoo.fr), (guyedgar@yahoo.fr)

² Université HASSAN II, Mohammedia, Maroc (s.charif@univh2m.ac.ma)

Résumé

Le présent travail porte sur la modélisation du comportement thermique des matériaux composites. Nous avons proposé une loi de comportement thermoélastique d'un matériau isotrope qui nous permet d'établir un modèle théorique de calcul du module d'élasticité d'un matériau en fonction de la température. Une application de ce modèle sur du verre et l'époxy nous a donné des résultats qui, ont conduit à l'évaluation du module d'élasticité équivalent du composite époxy+verre à l'aide de la méthode de la moyenne ou loi des mélanges.

Mots clés : Matériaux composites, modélisation, loi de comportement thermomécanique, matrice, fibre, module d'Young.

Introduction

Dans des applications avec variation de la température, il est important de maîtriser le comportement thermique du matériau utilisé. En effet, la maîtrise du comportement thermique d'un matériau permet d'aboutir à une bonne conception et surtout à une optimisation des structures lors de leur utilisation. En nous intéressant au module d'Young, l'objectif de ce travail est d'étudier sa variation en fonction de la température dans les matériaux. La loi de comportement thermomécanique des matériaux isotropes nous a permis, à partir de quelques hypothèses de calculer le module d'Young de deux matériaux en fonction de la température. En suite, à l'aide des modèles d'homogénéisation de Voigt et de Reuss, nous avons déterminé le module d'Young équivalent du composite en fonction de la température.

Les Modèles d'homogénéisation de Voigt et de Reuss

Considérons un matériau composite dont la matrice a les caractéristiques élastiques C^M et les renforts les caractéristiques C^I , avec C^M différent de C^I . Notons V le volume total du

milieu élastique, V_M le volume total de la matrice et V_I le volume total des renforts.

Les modèles de Voigt [1] et de Reuss [2] sont définis par les relations suivantes:

$$C_{Voigt}^e = C^M + f.(C^I - C^M) \quad (1)$$

$$S_{Reuss}^e = S^M + f.(S^I - S^M) \quad (2)$$

Avec

$$f = \frac{V_I}{V} \text{ la fraction volumique,}$$

$$S_{Reuss}^e = \frac{1}{C_{Voigt}^e} \text{ le tenseur des compliances.}$$

Loi de comportement thermoélastique d'un matériau

Soit un matériau isotrope unidirectionnel, soumis à des contraintes mécaniques et à un gradient thermique $\theta = \Delta T$.

La contrainte totale σ subie par le matériau est la somme des contraintes thermique et mécanique. La loi de Hooke établie entre les contraintes mécaniques et les déformations élastiques donne la relation suivante :

$$\varepsilon = \frac{1}{E}(\sigma - \sigma^{thermique}) \quad (3)$$

Où la contrainte thermique [3] est définie par la relation:

$$\sigma^{thermique} = E_0 \alpha \Delta T \quad (4)$$

Avec :

$$\Delta T = T - T_0$$

et

E_0 est le module d'Young du matériau à la température T_0 ,

α est le coefficient de dilatation thermique du matériau.

Le comportement élastique, caractérisé par la réversibilité des déformations lors de la suppression des contraintes, ne se manifeste seul que pour des contraintes inférieures à une valeur limite, notée R_e et appelée limite d'élasticité [4]. Au-delà de cette valeur limite, les déformations permanentes s'ajoutent aux déformations élastiques et/ou bien la rupture se produit.

Sachant que dans la zone élastique le module d'élasticité est la pente de la courbe contrainte-déformation [4], il est nécessaire, pour avoir une valeur optimale de E de supposer que la contrainte totale σ ne doit pas dépasser la limite d'élasticité R_e du matériau. Cette approximation permet également de rester dans la zone des déformations élastiques. On pose donc :

$$\sigma = R_e \quad (5)$$

En considérant les relations (4) et (5), la relation (3) devient:

$$\varepsilon = \frac{1}{E}(R_e - E_0 \alpha \Delta T) \quad (6)$$

D'où :

$$E = \frac{R_e - E_0 \alpha \Delta T}{\varepsilon} \quad (7)$$

On suppose que à la température T_0 , $E=E_0$

Et, $\varepsilon^{thermique} = \alpha \Delta T = 0$. Avec cette hypothèse, nous avons:

$$\varepsilon = \frac{R_e}{E_0} \quad (8)$$

Les relations (7) et (8) conduisent alors à la relation :

$$E = E_0 \cdot \frac{R_e - E_0 \alpha \Delta T}{R_e} \quad (9)$$

La relation (9) permet de calculer théoriquement le module d'Young d'un matériau en fonction de la température. Nous l'utiliserons pour la détermination du module d'élasticité de deux matériaux à diverses températures.

Application du modèle : choix des matériaux

Les caractéristiques des matériaux utilisés sont consignées dans le tableau suivant :

	α en K^{-1}	R_e en Mpa	E_0 en Gpa
verre	5.10^{-6}	3400	70
époxyde	9.10^{-5}	130	3.5

Nous avons $T_0=300K$.

Résultats

La courbe donnant le module d'élasticité du verre en fonction de la température est :

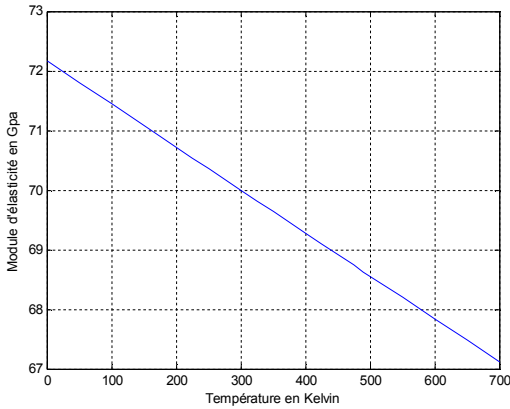


Figure 2 : Module d'Young du verre en fonction de la température

La courbe donnant le module d'élasticité de l'époxyde en fonction de la température est :

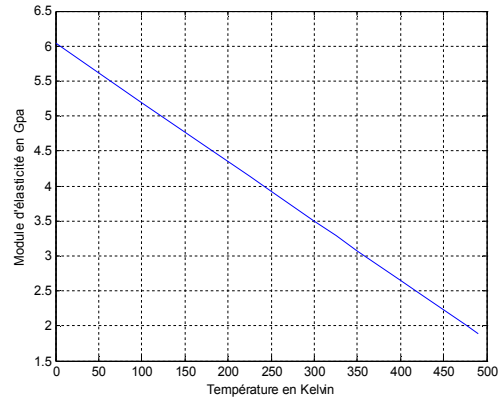


Figure 3 : Module d'Young de l'époxyde en fonction de la température

En appliquant alors les modèles de Voigt et de Reuss on peut calculer le module d'Young équivalent du composite époxyde+verre et on obtient les figures suivantes :

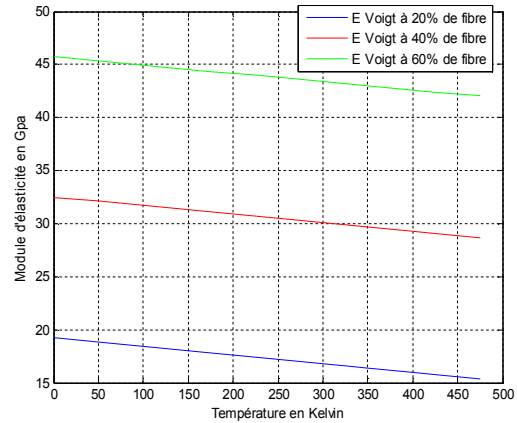


Figure 4 : Module d'Young de Voigt du composite en fonction de la température et de la fraction volumique des renforts

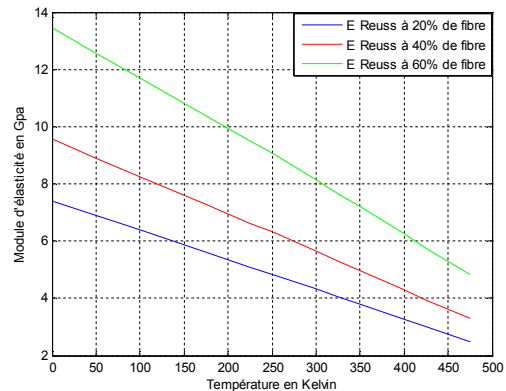


Figure 5 : Module d'Young de Reuss du composite en fonction de la température et de la fraction volumique des renforts

Nous avons aussi tracé le module d'élasticité équivalent du composite en fonction de la fraction volumique pour des valeurs fixes de température. Cela nous permet d'observer la variation de ce module en fonction de la fraction volumique. Nous le ferons uniquement pour le module d'Young de Voigt. On a alors l'abaque suivant :

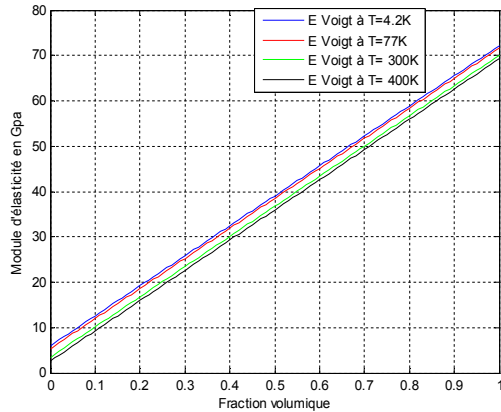


Figure IV-5 Module d'élasticité en fonction de la fraction volumique

Discussion et conclusion

Nous avons étudié la variation du module d'Young du matériau en fonction de la température. Un calcul analytique nous a permis d'observer cette variation. Nous constatons que, conformément à la littérature [4], le module d'Young diminue avec la température. Le module d'Young étant lié à la rigidité du matériau, on peut donc conclure que l'augmentation de la température dans un matériau a pour effet de le fragiliser. On remarque aussi que le module d'Young du composite augmente avec la fraction volumique. Donc, pour améliorer les caractéristiques du composite il suffit d'améliorer celles de la fibre et de contrôler la température.

Références Bibliographiques

- [1] Voigt.W, *Über die Beziehung zwischen den beiden elastizitäts konstanten isotroper köper*, Wied Ann Mech vol 38, 1889.
- [2] Reuss A, *Berechnung der fließgrenze von mischkristallen auf grund der plastizitäts bedingung für ein kristall*, Math, Mech vol 9, 1929.
- [3] G. Dour, F. Durand and Y. Bréchet, *Relaxation of thermal stresses by dislocation flow and multiplication in the continuous casting of silicon*, Modelling simul. Mater. Sci. Eng. 5, p 275-288, 1997
- [4] Dupeux Michel, *Aide mémoire science des matériaux*, Dunod, Paris, 2004.

ETUDE DU COMPORTEMENT MECANIQUE DE COMPOSITES BOIS/PLASTIQUE EN FLEXION 4 POINTS EN UTILISANT UNE METHODE OPTIQUE SANS CONTACT

T. BEN MBAREK^{1, 3, 5}, L. ROBERT², J-J. ORTEU²,
B. CHARRIER³, H. SAMMOUDA¹, et F. HUGOT⁴

(1) LETTM, Ecole Supérieure des Sciences et de Technologie de H-Sousse, Rue Lamine ElAbbassi 4011 H-Sousse, Tunisie.

(2) Université de Toulouse; MinesAlbi, INSA, UPS, ISAE; ICA (Institut Clément Ader), Campus Jarlard, F-81013 Albi cedex 09, France

(3) Sylvadour, IUT des Pays de l'Adour, 371 rue du Ruisseau BP 201 40004 Mont-de-Marsan, France

(4) Université de Limoges, ENSIL, 16 rue Atlantis, Parc ESTER Technopole, BP 6804 . 87068 Limoges, France

(5) IPRA, Université de Pau et des Pays de l'Adour, Avenue de l'Université 64013 Pau, France

bmbtalel@gmail.com

Introduction

De nos jours, les matériaux composites bois/polymère (WPC : Wood Polymer Composite) sont utilisés dans plusieurs domaines tels que l'aéronautique, l'automobile, les mobiliers de jardin, le bâtiment (infrastructure et finition) etc... Ces composites sont constitués d'une matrice polymère (présentant un certain nombre de qualité comme souplesse, faible densité et bas coût) renforcée par des fibres de bois. Ces dernières permettent l'amélioration des propriétés mécaniques tout en réduisant le coût et le poids, en comparaison des fibres de verres, de carbone, de micas ou autres. Cependant, les caractéristiques mécaniques du composite sont fortement dépendantes du bois et plus particulièrement de l'interaction chimico-physique entre ce dernier et la matrice polymère. Dans ce travail nous proposons d'étudier le comportement mécanique de WPC en flexion. Ces WPC sont obtenus à partir de l'injection de fibres de bois dans une matrice de polyéthylène hautedensité (PEHD)[1]. L'originalité de l'approche proposée dans ce travail réside dans l'utilisation d'une méthode de mesure de champs cinématiques: la corrélation d'images. C'est pourquoi l'ensemble des essais ont été effectués à l'Institut Clément Ader à Albi (Ecole Mines Albi), au sein du groupe « Métrologie Identification Contrôle Surveillance » (MICS). En règle générale, la plupart des études sur le comportement mécanique de composite fibre de bois/PEHD sont effectuées à l'aide d'essais mécaniques utilisant des moyens expérimentaux classiques d'extensométrie mécanique ou électrique. Elles permettent la détermination d'une déformation moyenne à la surface de l'éprouvette, le plus souvent au moyen d'un extensomètre ou de jauges de déformation. Ces techniques de mesure apportent une simplicité de mise en œuvre, permettent des mesures en

temps réel, et proposent une bonne résolution. Par contre, il peut être délicat de mesurer correctement les déformations de ces WPC en flexion par ces moyens de mesures classiques, car ceux-ci donnent une information globale alors que le WPC est un matériau hétérogène qui présente souvent des gradients de déformation – d'autre part l'essai de flexion en lui même impose un champ de déformation hétérogène. De plus ces composites sont sujets à la fissuration qui mène à la localisation de la déformation, ce qui complique l'interprétation de la mesure extensométrique puisqu'elle est sensible à la position de l'extensomètre par rapport à la fissure. Les mesures de champs cinématique et en particulier la corrélation d'images numériques permettent de pallier à l'ensemble de ces inconvénients. Ces méthodes optiques de mesure de champ cinématiques sans contact connaissent depuis maintenant une vingtaine d'années une véritable révolution, liée à l'évolution des technologies d'acquisition (caméras) et de traitement d'images[2]. Dans cette étude, on s'est donc attaché à analyser le comportement mécanique de WPC à l'aide de mesures par stéréo-corrélation d'images [3-4]. Ce type de mesure va permettre d'accéder à l'ensemble du champ de déformations surfaciques et ainsi de ne plus être dépendant de la position du capteur extensométrique. En premier lieu, nous effectuons une analyse de la distribution des déformations longitudinales dans l'épaisseur sous sollicitation de type flexion 4 points. Dans un deuxième temps, les propriétés mécaniques macroscopiques élastiques des WPC, en fonction du pourcentage de bois du composite et de l'ajout ou non d'agent de couplage sont obtenues pour l'ensemble des formulations. Les modules d'élasticité (MOE) sont évalués à l'aide d'un modèle de Maxwell-Bingham ajusté sur les courbes expérimentales issues des essais de flexion. Ces valeurs sont enfin comparées à celles obtenues lors d'essais de traction.

Matériel

Dans ce travail, la matrice polymère du WPC est un thermoplastique de type polyéthylène haute densité (PEHD). Les caractéristiques des fibres de bois (*pinus pinaster*) sont données dans le tableau 1. La fabrication des éprouvettes de flexion est réalisée par injection sous presse des granulés bois/PEHD extrudés. Les paramètres d'injection sont les suivants : température en sortie de buse 200°C, pression d'injection 100 bars, de maintien 50 bars, vitesse d'injection 47 mm/s, temps de maintien 6 s, temps de refroidissement 25 s, température moule 50°-70°C et pression moule 50 Bars. L'agent de couplage éventuellement utilisé est l'anhydride maléique de polyéthylène (MAPE), ajouté à hauteur de 3% au mélange fibre de bois et de PEHD (voir tableau 2). Il sert d'intermédiaire entre la fibre polaire avec ses groupements – OH et la matrice apolaire composée de PEHD.

Fibres	Taille	Fraction massique
Longueur moyenne (sans fibres fines)	220 µm	
Epaisseur moyenne (sans fibres fines)	30 µm	

Courbure (sans fibres fines)	4.5 %	
Distribution par taille	Fines < 30 µm	76 %
	30 - 150 µm	9.7 %
	150 -250 µm	6.5 %
	250 - 300 µm	1.5 %
	300-450 µm	2.5 %
	450- 680 µm	1.3 %
	680-1030 µm	1.2 %
	> 1550 µm	1.3 %

Tableau 1. Caractéristiques morphologiques des fibres de bois

Référence	Description
iWPCf10	10% de bois sans additif
iWPCf30	30% de bois sans additif
iaWPCf10	10% de bois avec 3% de MAPE
iaWPCf30	30% de bois avec 3% de MAPE

Tableau 2. Formulations des composites fibres de bois/PEHD

Méthode

Essai de flexion 4 points

Les essais de flexion 4 points ont été réalisés sur une machine INSTRON 5800R pilotée par ordinateur, avec un banc de flexion adaptée à la géométrie des éprouvettes et une cellule de force spécifique d'une capacité de 500N. Les dimensions des éprouvettes sont les suivantes : 10x4x80 mm³. La géométrie du banc de flexion est telle que la distance l entre les appuis supérieurs est de 26 mm et la distance L entre les appuis inférieurs est de 60 mm (caractéristiques géométriques issues de la norme NF EN ISO 178-1). Les essais sont pilotés par le déplacement de la traverse à la vitesse de 2mm/min. Pour tenir compte de la disparité des résultats expérimentaux, cinq essais sont réalisés systématiquement, à température ambiante, pour chaque formulation de WPC.

Stéréo-corrélation d'images

Les mesures de champs sont effectuées par stéréo-corrélation. L'utilisation de la stéréovision permet ici de tenir compte du fait que les éprouvettes ne présentent pas une surface parfaitement plane (à cause du procédé d'injection), et d'autre part cela permet de s'affranchir des erreurs de déformation apparentes dues aux problèmes de hors-plan (mauvais positionnement des caméras, déformation non-plane, correction géométrique des optiques, etc.). On rappelle que la technique de corrélation d'images permet de trouver les déplacements dans l'image déformée g de points de l'image initiale f advectés par la déformation mécanique. Dans l'approche actuelle, elle est basée sur la minimisation d'un critère de corrélation, sur un petit domaine (fenêtre de corrélation), entre les images f et g , qui nécessite une texture aléatoire. Les éprouvettes sont donc texturées par projection de peinture (mouchetis blanc sur fond noir) car le contraste d'image dû aux fibres de bois dans la matrice PEHD n'est pas suffisant. L'utilisation d'un banc comportant deux caméras et préalablement calibré permet de remonter, par triangulation connaissant les appariement par corrélation d'images, au champs de déplacement 3D en surface de l'éprouvette, puis

par dérivation discrète, aux 3 composantes du tenseur des déformations planes sur la surface. Le banc stéréoscopique est constitué de deux caméras CCDDolphin F-145-B de résolution 1392x1040 pixels, 8 bit, munies d'objectifs Nikon 100 mm ouverture 11, à une fréquence d'acquisition de 0,2 Hz. Pour le calibrage, nous avons utilisé une mire d'étalonnage adapté au champ de vue dont la taille est d'environ 46x35 mm². L'ensemble des traitements d'images (calibrage, corrélations et calculs des champs de déformation) est effectué à l'aide du logiciel commercial Vic-3D® [5]. Les paramètres choisis sont les suivants : fenêtre de corrélation de 21x21 pixels, pas de la grille des points corrélés de 5 pixels, et taille de la jauge optique pour le calcul des déformations de 5 points soit 25 pixels. Dans cette configuration le facteur d'échelle est de 30 pixels/mm, d'où une résolution spatiale en déplacement de 0,7 mm et une résolution spatiale en déformation de 0,85mm.

Résultats et discussion

Distribution des déformations longitudinales dans l'épaisseur (flexion 4 points)

Lors des essais, les champs de déformation sont mesurés par stéréo-corrélation sur la face latérale des éprouvettes. La distribution, dans l'épaisseur, de la déformation longitudinale E_{xx} est donnée par une construction graphique qui relie 5 points de mesure (en $y = -2, -1, 0, 1$ et 2 mm) pour plusieurs instants (figure 1). Chaque point de mesure est ici obtenu par la moyenne arithmétique de la déformation E_{xx} sur une ligne virtuelle d'ordonnée y située entre les deux appuis supérieurs. Quelque soit le temps t , les lignes de distributions obtenues par stéréo-corrélation pour $t \in [20s, 365s]$ se croisent globalement en un même point. Ce point d'intersection est assez proche de la fibre neutre théorique.

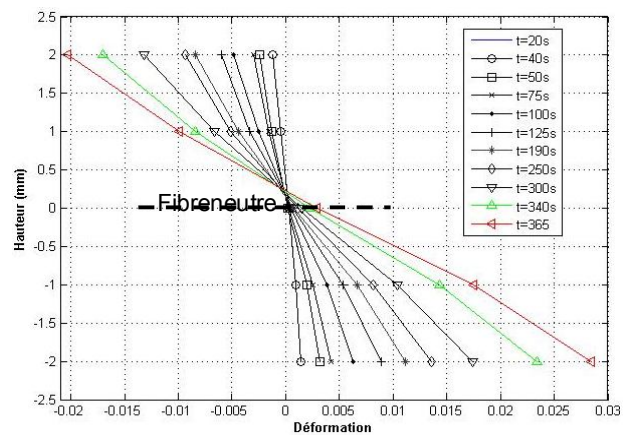


Figure 1. Flexion 4 points. Déformations E_{xx} dans l'épaisseur mesurées par stéréo-corrélation d'images

La figure 1 montre aussi que plus la déformation augmente et plus les lignes se décalent de telle sorte qu'elles ne se croisent plus exactement au même point, ce point se décalant vers le haut. Ce phénomène traduit une dissymétrie entre les modules (ou du moins la rigidité) en traction et en compression. Sachant cela, il n'est en théorie plus possible d'utiliser la théorie des poutres élastiques classique en flexion qui considère bien évidemment un seul module équivalent en traction et compression. Cependant, comme la dissymétrie est

assez faible, nous considérons dans la suite les résultats de la théorie des poutres comme valable dans notre cas, mais les modules trouvés ne seront pas exactement les bons. En effet il est délicat de trouver les modules en réécrivant l'équilibre de la poutre en flexion pure avec un module en traction différent de celui en flexion, car cela nécessite la connaissance exacte de la position de la fibre neutre dans l'épaisseur de la poutre. Nous avons mesuré cette donnée mais il apparaît qu'elle est trop entachée d'erreur de mesure pour pouvoir estimer correctement les modules. Notons enfin que ce calcul devient faux dès que la poutre n'est plus élastique linéaire, ce qui arrive très rapidement (pour une déformation supérieure à 0,3 à 0,5 %). La théorie poutre en flexion 4 points permet d'exprimer la déformation longitudinale :

$$\varepsilon = \frac{3P(L-l)}{2bh^2E} \quad (1)$$

avec P la force, b et h respectivement la largeur et l'épaisseur de l'éprouvette, L et l les distances entre les appuis supérieurs et inférieurs, et E le module d'élasticité. Dans ce qui suit, les propriétés qui sont donc identifiées à partir des courbes expérimentales sont les modules d'élasticité en traction et en compression, valeurs qu'il faut considérer avec précautions.

Propriétés mécaniques en flexion 4 points

La méthode de stéréocorrélation peut permettre d'évaluer le module d'élasticité du WPC en traction uniaxiale en calculant une moyenne macroscopique de la déformation longitudinale sur toute la zone d'intérêt considérée [6]. La stéréocorrélation d'image peut également être utilisée pour évaluer le MOE en traction et en compression au cours d'un essai de flexion 4 points. Les figures 2.a et 2.b donnent les courbes de comportement (contrainte nominale / déformation) des essais de flexion pour les différentes formulations (iWPCf10, iaWPCf10, iWPCf30 et iaWPCf30). Les courbes de gauche (figure 2.a) présentent la réponse donnée par la jauge optique sur la zone en traction, les valeurs sont obtenues à partir de la moyenne arithmétique des déformations longitudinales sur la ligne inférieure notée 'L+' sur la figure 2.a. Les courbes de droite (figure 2.b) présentent la réponse donnée par la jauge optique sur la zone en compression, les valeurs sont obtenues à partir de la moyenne arithmétique des déformations longitudinales sur la ligne supérieure notée 'L-' sur la figure 2.b, remise positivement sur la figure pour une meilleure lisibilité. Les courbes de comportement en traction et en compression montrent un comportement bien entendu non linéaire. A partir de ces courbes, on s'est intéressé à la détermination des caractéristiques mécaniques du WPC (voir Tableau 3) en notant bien que nous sortons des hypothèses de l'élasticité en flexion. Les valeurs sont donc à prendre avec prudence. Pour chaque formulation on donne les valeurs des MOE estimées en flexion 4 points (traction et compression) ainsi qu'en traction uniaxiale [6], ainsi que leur rapport. Le MOE est évalué, comme en traction, par la tangente à l'origine d'un modèle de Maxwell-Bingham ($\sigma = a(1 - \exp(-b\varepsilon))$) ajusté par optimisation sur les courbes expérimentales sur un domaine qui va du début de l'essai jusqu'à des niveaux de contrainte raisonnable (20 - 40% de la

contrainte maximale), en tout état de cause dans la plage où le modèle de Maxwell-Bingham approxime bien la courbe expérimentale. Les résultats répertoriés dans le tableau 3 montrent une légère différence entre les valeurs des modules issues de la mesure optique en traction et celles en flexion 4 points (en traction) puisque les écarts sont au pire de 10%. Pour un tel composite, la méthode optique peut permettre de déterminer le module à l'élasticité sur une partie quasi-linéaire de la courbe de comportement. Ainsi l'observation des résultats du tableau 3 montre que le module d'élasticité en compression est toujours supérieur au module d'élasticité en traction pour les différentes formulations étudiées. Le rapport des modules de compression sur traction varie de 1,14 à 1,37. De tels résultats sont attendus et s'expliquent par le fait que la sollicitation en traction a tendance à ouvrir les macrofissures tandis que celle en compression à les refermer, engendrant une plus grande rigidité au composite. Par ailleurs, on constate, comme en traction pure, que le module des différentes formulations (avec et sans agent de couplage) augmente en traction et en compression au cours d'un essai de flexion 4 points quand le taux du renfort augmente. En présence de l'agent de compatibilité un effet synergique est observé : les modules en traction et en compression augmentent légèrement pour des concentrations de 10% et 30% de fibre de bois.

Conclusion

Cette étude détaille l'ensemble des résultats expérimentaux obtenus par la méthode de mesure de champs par stéréocorrélation d'images, pour toutes les formulations de composites fibres de bois testées lors d'essais de flexion 4 points. Pour un tel composite, la méthode optique peut permettre de déterminer le module élastique sur la partie quasi-linéaire de la courbe de comportement. La stéréocorrélation d'images peut également être utilisée pour évaluer le MOE en traction et en compression. Il a été montré pour les différentes formulations que le module augmente en traction et en compression (essai de flexion 4 points) ainsi qu'en traction pure quand le taux du renfort augmente. En restant dans le cadre de la résistance des matériaux classique en flexion il est montré que le MOE en compression serait plus important de 33% que celui en traction. Ceci est expliqué par l'existence de plusieurs sites de macrofissures au niveau de la surface inférieure de l'éprouvette, sur laquelle nous avons mesuré la déformation longitudinale en traction. Sur la partie sollicitée en compression, cela semble moins marqué

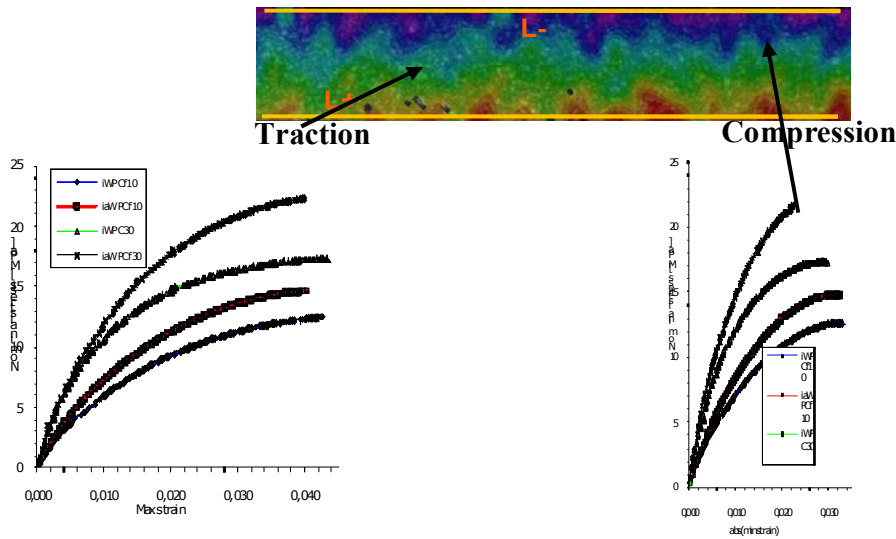


Figure 2. Courbes de comportement en flexion 4 points contrainte nominale/déformation maximale pour différentes formulations (iWPCf10, iWPCf30, iaWPCf10 et iaWPCf30). a. Réponses de la jauge optique en traction. b. Réponses de la jauge optique en compression

Formulation	Module à l'élasticité évalué par stéréo-corrélation lors des essais de traction		Module à l'élasticité évalué par stéréo-corrélation en flexion 4 points		MOE(compression)/MOE(traction)
	Traction	Compression	Traction	Compression	
iWPCf10	910 (14)	1230 (100)	1105 (17)	1480 (90)	1,35
iaWPCf10	1137 (26)	1709 (100)	1185 (17)	1480 (90)	1,34
iWPCf30	1709 (100)	1795 (27)	1686 (70)	2470 (14)	1,14
iaWPCf30	1885 (27)	1795 (27)	1686 (70)	2470 (14)	1,37

Tableau 3. Comparaison des valeurs des MOE évaluées par stéréo-corrélation en traction avec celles en flexion 4 points. (Les valeurs entre parenthèses représentent l'écart type).

Remerciement

Les auteurs tiennent à remercier Correlated Solutions pour la fourniture du logiciel Vic-3D® logiciel et D. Ade pour son support technique.

Références

[1] F. Michaud and F. Hugot. Mechanical behavior of Wood Plastic Composites product for decking application, ICRACM 2007, New Delhi, India, 20-23 February 2007.
 [2] P. Rastogi (ed.) (1999) Photomechanics. Springer Verlag, ISBN 3-540-65990-0.
 [3] L. Robert, F. Nazaret, T. Cutard and J.J. Orteu (2007) Use of 3-D Digital Image Correlation to characterize the mechanical behavior of a Fiber Reinforced Refractory Castable, *Experimental Mechanics*, **47**, 761-773.
 [4] M. Mulle, R. Zitoune, F. Collombet, L. Robert, Y.-H. Grunevald (2009) Measuring strains through the thickness of a composite structural specimen

subjected to bending, *Experimental Mechanics*, **49**(6), 877-880.

[5] Vic-3D software, Correlated Solutions Incorporated, <http://www.correlatedsolutions.com>, 2010.

[6] T. Ben M'Barek, L. Robert, F. Hugot, J.J. Orteu. (2011) Mechanical behavior of wood-plastic composites investigated by 3D digital image correlation. *Journal of Composite Materials*, **45**(26), 2751-2764.

MODELISATION DU COMPORTEMENT EN RELAXATION DE COMPOSITES THERMOPLASTIQUES INJECTES

L. SAFRAOUI⁽¹⁾; A. HADDOUT⁽¹⁾; F. RHRICH⁽²⁾;
M. BENHADOU⁽¹⁾; M. MAZOUZI⁽¹⁾;
G. VILLOUTREIX⁽³⁾

⁽¹⁾ Equipe rhéologie et mise en forme des matières plastiques –ENSEM–CASABLANCA

⁽²⁾ FMD Casablanca

⁽³⁾ Laboratoire des Matériaux Industriels polymères CNAM.- PARIS

Email : abdellahhaddout@yahoo.fr

Abstract

We present a study of the viscoelastic behavior of thermoplastic composites of polypropylene reinforced with glass short fiber. We clarify the effect of the mould temperature and the volume of fibers, on the relaxation stress. We modeled this behavior starting from the experimental data obtained after several tests of relaxation at various temperatures. A phenomenological approach is used by coupling the rheological model of Maxwell generalized with the principle of time-temperature superposition (PTTS) to evaluate behavior in relaxation long-term. That gives a better prediction of the durability of the thermoplastic composites, reliable with the real conditions of use.

Résumé

Nous présentons une étude du comportement viscoélastique de composites thermoplastiques en polypropylène-fibres de verre courtes. Nous mettons en lumière l'effet de la température du moule et de la fraction volumique des fibres, sur la contrainte en relaxation. Nous avons modélisé ce comportement à partir des données expérimentales obtenues suite à la réalisation d'essais de relaxation à différentes températures. Une approche phénoménologique est utilisée en couplant le modèle rhéologique de Maxwell généralisé avec le principe de superposition temps – température (PSTT) pour évaluer le comportement en relaxation à long terme, en vue d'une meilleure prédiction de la durabilité des composites thermoplastiques, fiable aux conditions réelles d'utilisation.

Introduction

Les matériaux composites thermoplastiques s'avèrent d'une grande utilité sur le plan pratique. L'obtention de résultats fiables concernant la prévision du comportement à long terme de ces matériaux composites nécessite le plus souvent d'effectuer des essais longs et coûteux. De nombreuses études se sont intéressées à la définition de méthodes de caractérisation pour la description du comportement viscoélastique [1-5].

Plusieurs auteurs ont étudié le comportement viscoélastique des matériaux organiques. Keber et coll. [6] ont suggéré une relation simple pour décrire la contrainte de relaxation des polyamides renforcés, en fonction du temps, en utilisant

le modèle de Maxwell et un ressort. A. Vandenbroucke [5]. Il a modélisé le comportement visqueux de l'élastomère grâce à un modèle de Maxwell généralisé à deux branches. L'identification des paramètres visqueux est obtenue avec les essais de relaxation.

Les principes de superposition reposent sur l'équivalence entre temps et conditions de sollicitation. Ces principes sont basés sur le fait que la température, la contrainte appliquée, dans le domaine élastique, ont un effet direct sur le phénomène de relaxation. Le Principe de Superposition Temps-Température permet, avec un nombre limité d'essais isothermes réalisés à différentes températures [4], de décrire le comportement viscoélastique du matériau sur une large gamme de temps. Les essais de relaxation réalisés à températures élevées peuvent être utilisés pour la prévision du comportement à long terme à température ambiante. Ces techniques accélérées, couplées à des modèles analytiques de la contrainte de relaxation, sont fréquemment servies pour la description du comportement viscoélastique de composites à matrice organique.

2. PROCEDURES EXPERIMENTALES

2.1. Matériaux

Le composite utilisé est le polypropylène renforcé, à différents taux de fibres de verre courtes, ensimées ou non. Le polypropylène est commercialisé sous la référence 3120MN 1. Il est présenté sous forme de granulés incolores, translucides, de masse volumique $\rho = 905 \text{ Kg/m}^3$, d'indice de fluidité 12gr/min et de température de fusion de 166°C. Les fibres de verre utilisées sont de type "E", de 4 mm de longueur moyenne avant transformation, et de 10 μm de diamètre.

Pour la mise en œuvre des différents échantillons, nous avons utilisé une presse à injecter industrielle type ARBURG 350 C 500, de 500kN de force de fermeture. Les échantillons ont été injectés à deux températures du moule différentes (30°C et 100°C).

2.2. Essais de relaxation

Les essais de relaxation ont été effectués à l'aide de l'appareil de type LLOYD LR50K sur des éprouvettes type ISO 527-2. Cette machine est équipée d'une enceinte thermostatée refroidie par une circulation d'azote et éventuellement réchauffée par une résistance électrique et d'une ventilation d'air. Au cours de chaque essai de relaxation, la constance de la déformation est assurée par des extensomètres de grande précision et l'évolution temporelle de la contrainte est enregistrée avec une vitesse d'acquisition de 1 point/seconde. Les essais de relaxation sont été réalisés, tout au long de l'expérience, à des températures contrôlées (21°C, 40°C 60°C et 80°C).

3. Résultats expérimentaux

3.1. Etude de l'incidence du taux de fibres

Nous avons étudié l'évolution de la relaxation au cours du temps du polypropylène chargé à différents taux de fibres de verre courtes. La Figure 1 présente l'évolution de la contrainte de relaxation au cours du temps.

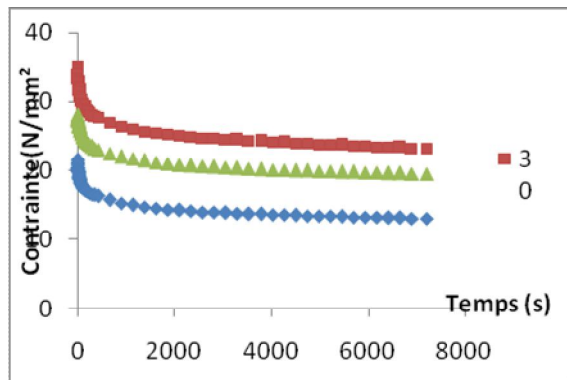


Figure 1 : Evolution de la Contrainte de relaxation de composite chargé à différents taux de fibres de verre courtes ensimées, température du moule =30°C

L'augmentation du taux de fibres favorise une nette amélioration de la contrainte de relaxation. On note que la contrainte initiale est plus importante dans le cas où le taux est plus important.

3.2. Incidence de la température du moule

Au cours de cette partie, nous allons traiter le cas de deux polypropylènes moulés à $T_m=30^\circ\text{C}$ et $T_m=100^\circ\text{C}$, nous avons étudié l'évolution de la contrainte de relaxation en fonction du temps.

La figure 2 illustre l'évolution de la contrainte de relaxation au cours du temps, pour un composite en polypropylène chargé à 30% de fibres de verre courtes et injecté des températures du moule 30°C et 100°C . Nous remarquons une très grande augmentation de la contrainte de relaxation avec la température du moule. Cette évolution s'explique par l'incidence de la température du moule sur la cinétique de cristallisation de notre matériau

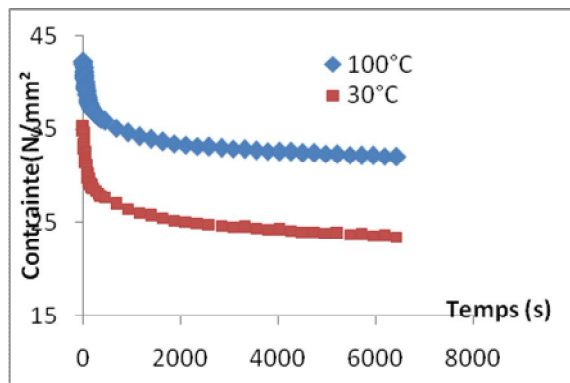


Figure 2 : Evolution de la Contrainte de relaxation d'un composite chargé à 30% de fibres de verre courtes ensimées, à différentes températures du moule

La figure 3 présente l'évolution de la contrainte de relaxation en fonction du temps pour différentes températures d'essai (21°C , 40°C , 60°C et 80°C).

Les pièces testées sont renforcées à 30% de fibres de verre courtes et moulées à une température de 30°C . Les forces normales appliquées pour obtenir une déformation initiale égale à 1,8 % sont également illustrées.

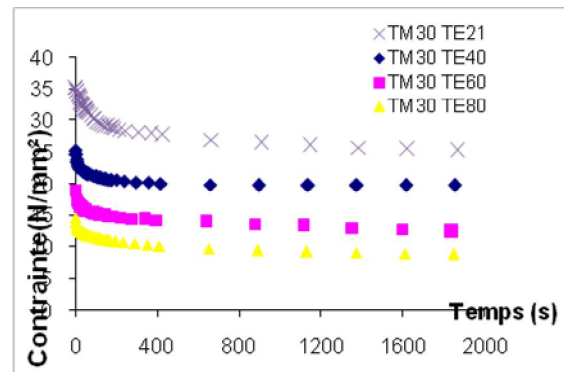


Figure 3 : Evolution de la Contrainte de relaxation de composite en PP+30% FV courtes en fonction du temps et à différentes températures d'essai

On constate que le comportement des composites dépend fortement de la température d'essai. En effet, en raison de la transition vitreuse du polypropylène proche de la température ambiante, la température d'essai est un facteur influant sur la réponse des composites. Les composites sont plus rigides à basse température et leur rigidité diminue par élévation de la température. Sous l'effet de l'agitation thermique, Plus la température augmente plus les vibrations moléculaires sont importantes ce qui réduit la force nécessaire pour appliquer la déformation initiale 1,8%.

3.3. Modélisation à partir des essais de relaxation à différentes températures

Différentes méthodes ont été utilisées pour déterminer le nombre d'éléments suffisants de Maxwell pour représenter le comportement de la relaxation de contrainte des matériaux. Une des méthodes la plus couramment utilisée est la méthode résiduelle successive.

Les données expérimentales obtenues à partir des essais de la relaxation ont été utilisées pour calculer les paramètres du modèle de Maxwell. Le nombre de composants dans le modèle de Maxwell a été choisi pour la valeur maximale de différence relative (maximum différence relative MRD) entre les données expérimentales mesurées et les valeurs du modèle. Dans cette étude, nous avons suggéré le modèle de Maxwell généralisé en trois termes pour représenter la contrainte de relaxation.

$$\sigma(t) = \sigma_\infty + \sigma_{01}e^{-(t/\tau_1)} + \sigma_{02}e^{-(t/\tau_2)} + \sigma_{03}e^{-(t/\tau_3)}$$

Avec σ_i = Constante caractéristique et τ_i = temps caractéristique dans l'intervalle i .

L'application du modèle rhéologique de Maxwell généralisé à trois éléments sur les composites thermoplastiques chargés de fibres de verre courtes pour différentes températures d'essais a donné des résultats très intéressants (figure 4).

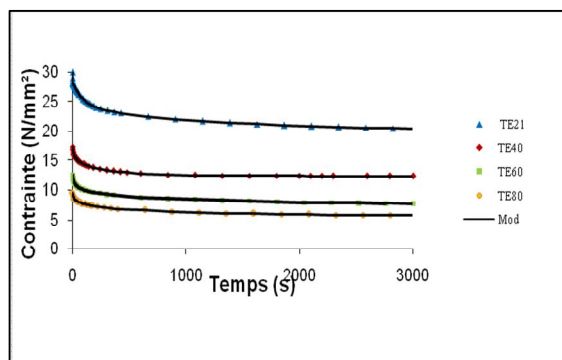


Figure 4 : Comparaison entre le modèle rhéologique et la contrainte de relaxation mesurée pour le composite chargé à 10% de fibres de verre courtes ensimées à différentes températures d'essai.

La prévision du comportement à long terme de composites fait l'objet d'une littérature abondante [2,3]. Nous avons cependant choisi de focaliser notre attention sur des modèles "phénoménologiques", plus simples à manipuler et donnant une description plus "physique" que mathématique du comportement.

Les fonctions des facteurs de translation sont déterminées par la régression non linéaire en fonction de la différence entre la température d'essai et la température de référence ($T - T_0$), pour chaque composite thermoplastique. Prenant 21°C la température de référence, les données des essais de relaxation à des températures de 40°C, 60°C et 80°C pour différents composites thermoplastique chargés de fibres de verre courtes ont été déplacé horizontalement jusqu'à ce que la superposition des données a été réalisée. Les facteurs de translation a_T sont déterminés pour chaque température

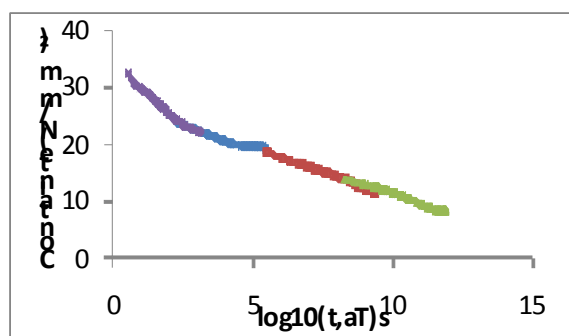


Figure 5 : Courbe maîtresse de la contrainte de relaxation pour polypropylène renforcé à 30% de fibres de verre courtes avec une température de référence de 21°C.

4. Conclusion

Nous avons mis en place une méthodologie, basée sur deux approches notamment en termes de fiabilité, permettant de déterminer le nombre d'éléments de Maxwell généralisé nécessaires pour décrire nos essais de relaxation. Nous avons montré ensuite que trois branches suffisent pour représenter les temps de relaxation appliqués sur les essais de relaxation considérés. Nous avons développé des modèles phénoménologiques basés sur le principe de superposition et le modèle de Maxwell généralisé pour modéliser le comportement à long terme de composites thermoplastiques.

La validation de ces modèles par comparaison des prévisions avec les résultats expérimentaux obtenus sur essais "longs" est effectuée.

Bibliographie

- [1] T. RISSON., thèse de L'Ecole Centrale de Lyon, 1988.
- [2] A. Moreau.. Thèse de l'Institut National des Sciences Appliquées de Rouen, 2007.
- [3] A. HADDOUT, F. RHRICH, M. BENHADOU, L.SAFRAOUI, ACMA, Agadir. 2008
- [4] D. HOANG., thèse de L'Université Paris-Est, 2011.
- [5] A. Vandenbroucke, thèse de l'université de Bretagne sud, 2010
- [6] I. Ward, I. and D.Hadley. Mechanical properties of solid polymers. Wiley, England.1993.
- [7] G. Blès.. PhD thesis, UBS, 2002.
- [8] M.L.KEBER and Coll, "Study or stress relaxation in reinforced polyamides", Inter. Poly. Sci. Tech., Vol8, n_8, 1991.
- [9] P.J Dooling, CP. Buckley, and S. Hinduja.. Polymer engineering and science. 38(6): p.982 904, 1998.
- [10] J. CAVAILLÉ, J. PEREZ et G. JOHARI. Journal of Non-Crystalline Solids, 131:935–941, 1991.

MECHANICAL PROPERTIES OF THERMOPLASTIC POLYMER REINFORCED WITH CHEMICALLY MODIFIED COIR FIBERS

F. Z. ARRAKHIZ^{1,2}, M. MALHA³, K. BENMOUSSA¹, R. BOUHFD¹, A. QAISS^{1*}

¹ Moroccan Foundation for Advanced Science, Innovation and Research (MASCIR), Institute of Nanomaterials and Nanotechnology (NANOTECH).

² Faculty of Science, Mohammed V University, Rabat, Morocco

³Ecole normale supérieure de l'enseignement technique, Rabat, Morocco

Abstract:

High density polyethylene (HDPE) was reinforced with chemically treated coir fiber using a batch process. Three chemical treatments was employed and are denoted silane, sodium hydroxide (NaOH) and dodecane bromide (C12). The used treatments improve the interface adhesion between fibers and polyethylene matrix. Mechanical tests were effectuated to show the evolution of tensile and torsional moduli of the composites against those of neat polymer and untreated fibers composites. A fixed fiber loading of 20 wt.% was optimized in all composites. Fibers were chemically analyzed by Fourier Transform Infrared spectroscopy (FTIR) to see the extent of chemical modification of the fibers. As a Result both tensile and torsional modulus exhibited a significant increase when compared to the neat HDPE. Especially, when Silane and C12 were used as chemical treatment.

Mots-clés : mechanical properties, chemical treatment, coir, high density polyethylene composite.

1. INTRODUCTION

Les fibres naturelles comme le coco, l'alfa, et le chanvre ont été étudiés en tant que substituts pour les fibres synthétiques [1]. Cependant, les interactions entre le polymère et la surface des fibres sont limitées [2]. On peut y remédier en soumettant les fibres naturelles à des modifications chimiques ou physiques de leurs surfaces pour augmenter leur compatibilité avec la matrice polymère [3]. Plusieurs études ont mis l'accent sur le développement de méthodes spécifiques pour diminuer l'aspect hydrophile des fibres contre le caractère hydrophobe des polymères [4]. Parmi les fibres naturelles les plus exploitées dans le domaine des composites polymères, les fibres de coco ont l'avantage d'être peu coûteuse et très demandée par les firmes industrielles [5] compte tenu de leur grande rigidité et isolation thermique. Le but de ce travail est de comparer l'impact des traitements chimiques sur les propriétés mécaniques du polyéthylène haute densité (PEHD) renforcé par les fibres de coco à 20% en poids. Les traitements chimiques utilisés dans ce travail sont variables à savoir le NaOH, le dodécane bromure de (C12) et le silane, ces traitements ont été choisis parce qu'ils présentent un mécanisme d'interaction différente entre les deux éléments fibres et matrice polymère. Les propriétés mécaniques des composites préparés avec les fibres traitées par les voies chimiques déjà citées seront comparés aux

résultats obtenus à partir de fibres non traitées dans le composite ainsi que polymère vierge.

2. Matériel et méthode

2.1 Matériel

Le polypropylène (PP, produits chimiques d'ExxonMobil, de densité égale à 0,9 g/cm³ et une température de fusion de 165°C) a été utilisé comme matrice. La fibre de coco a été utilisée comme fibres de renforcement et elle nous a été parvenue de la cote d'ivoire. Les produits chimiques utilisés pour le traitement comprennent le NaOH (hydroxyde de sodium, Sigma Aldrich, 98%) et CH₃COOH (acide acétique, Riedel-de Haen, 99-100%), le dodécane bromure (Sigma-Aldrich France) et 3-(triméthoxysilyl) propyl (C₉H₂₃NO₃Si) (Sigma -Aldrich France).

2.2 Le traitement chimique des fibres de coco

2.2.1. Préparation du coco par le NaOH

Les fibres de coco après broyage sont maintenues pendant un bout de temps dans la solution aqueuse d'hydroxyde de sodium [4]. Après le retrait des fibres de la solution de NaOH, ils ont été traités avec de l'acide acétique pour neutralisation, après quoi ils ont été séchés à l'air.

2.2.2. Préparation du coco-Ether

Dodécane bromure a été ajouté à une solution de fibres de coco en plus de l'NaOH (20 ml) dans de l'isopropanol. La solution a été agitée à température ambiante. Les fibres de coco sont après récupérées par filtration, lavés avec de l'éther isopropanol et d'éthyle puis séché. Les fibres obtenues sont indiquées coco-C12 (Fig. 1a).

2.2.3. Préparation de la fibre de coco-silane

Une solution d'agent de couplage silane 3-(Triméthoxysilyl) propylamine a été préparé dans de l'acétone. Le pH de la solution après ajustement avec de l'acide acétique, et agitée en continu pendant quelques minutes. Les fibres ont été immergées dans la solution résultante pendant 45 min, après quoi ils ont été séchés pour initier la réaction chimique entre les fibres et l'agent de couplage silane (Fig. 1b). Les fibres sont ensuite lavées et séchées.

2.3 Préparation du composite

Les composites de polyéthylène haute densité (PEHD) avec 20 poids.% Des fibres de coco ont été mélangés dans un mélangeur interne à 200°C pendant quelques minutes. Dans ces conditions, une dispersion homogène des fibres peut être obtenue dans la matrice HDPE. Les rouleaux du mélangeur une fois arrêtés le composite est retiré puis coupé en petits morceaux pour son pressage à chaud dans une presse semi-automatique avec deux plateaux chauffés à 190°C. Le moule utilisé a été façonné selon la norme ISO 527-1 (1993) pour préparer les éprouvettes pour les essais mécaniques.

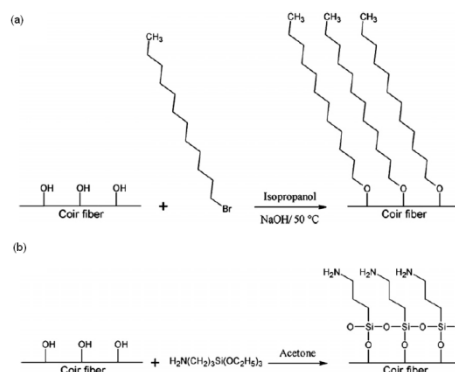


Fig.1. réactions chimiques des deux traitements chimiques au C12 et aux silanes

2.3 Essais mécaniques

La traction

Les propriétés mécaniques des composites, à savoir leur résistance à la traction, leurs module de Young et leurs module de torsion ont été caractérisés afin d'évaluer l'amélioration apportée par les divers traitements chimiques effectués sur les fibres de coco. Pour chaque type de matériaux composites, cinq spécimens ont été testé pour ne retenir qu'une valeur moyenne. Les essais de traction ont été effectués à température ambiante selon la norme ISO 527-01, 1993, en utilisant la Machine de traction INSTRON 8821S. La vitesse de traction était de 3 mm / min.

La torsion

Les essais de torsion ont été effectués sur un rhéomètre en mode de torsion rectangulaire. Le module de torsion G^* est obtenue à la température ambiante avec un balayage en fréquences allant de 0,1 Hz à 40 Hz.

3. Résultat et discussion

La traction

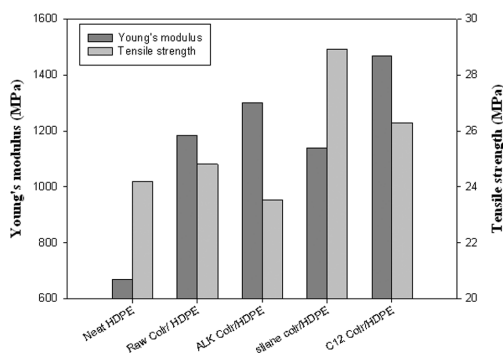


Fig.2 Young's modulus and tensile strength of the three composites

Comme le montre la Figure 5, l'ajout de fibres de coco sans traitement améliore la rigidité du composite de 77% par rapport au PEHD. Les fibres traitées chimiquement améliorent aussi le module d'Young, avec des gains différents. L'utilisation de fibres traitées avec du NaOH conduit à une augmentation de 94% par rapport au PEHD, mais ce n'est qu'une augmentation de 10% par rapport à composite à fibres brutes. Ceci est également observé avec le composite à fibres de coco C12 où une amélioration de 120% contre HDPE pur est mesurée, mais cela ne représente qu'un gain de 24% par rapport au composite à fibre non brutes. Uniquement avec des fibres traitées au silane qu'une légère baisse de 4% est observée contre les fibres non traitées, mais le module de Young du matériau composite est encore 70% plus élevé que celui du PEHD vierge. Ces gains sont majoritairement dus aux éléments non cellulosiques enlevés lors des différentes étapes de traitements chimiques. La figure illustre aussi l'évolution de la résistance à la traction des 4 composites avec le PEHD. Et on remarque une hausse remarquable avec l'utilisation des silanes ce qui est dû à la formation de solide liaisons chimiques entre les fibres et le polymère.

La torsion

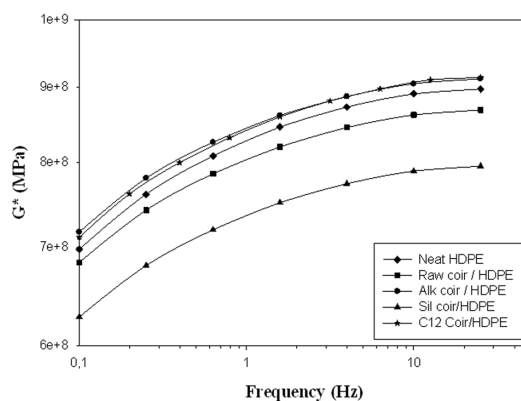


Fig.2 Evolution of the Torsion modulus under a dynamic sweep frequency for the various composites.

Il est clair qu'une évolution du module est obtenue des basses fréquences aux plus hautes. Les deux courbes alcalines et C12 composites traités sont suffisamment semblables pour être presque superposées. Ces deux matériaux composites présentent des modules de torsion plus élevés que celui mesuré pour le polymère renforcé par les fibres non traitées. Ceci peut être expliqué par le traitement à la soude qui donne une flexibilité aux fibrilles sous une force de torsion [6]. Pour le composite à base de fibres modifiées par des silanes, la présence de polysiloxane rendant les fibres plus rigides, ce qui ralentit leur rotation.

3. CONCLUSION

Dans ce travail, les composites sont faits de PEHD renforcés de 20% en poids de fibres de coco. L'objectif du travail était de traiter les fibres avec différents traitements chimiques pour voir l'effet de chaque traitement sur les propriétés mécaniques des matériaux. Les résultats ont montré que les matériaux composites obtenus avec fibres traitées possèdent de meilleures propriétés mécaniques que celles des composites à base de fibres non traitées, le module calculé dans les composites fibres C12 et aux silanes était plus élevé que celui aux fibres alcalinisés et brutes. En outre, le test de torsion montre que le traitement à la soude donne plus de souplesse à la fibre utilisée alors que le traitement silane rend les fibres plus rigides.

REFERENCES

- Mominul Haque Md, Mahub H, Saiful Islam Md, Ershad Ali Md. Physico-mechanical properties of chemically treated palm and coir fiber reinforced PP. *Bioresour Technol* 2009; 100: 4903-4906.
- Moyeenuddin AS, Kim LP, Fernyhough A. Effect of various chemical treatments on the fiber structure and tensile properties of industrial hemp fiber. *Composites: Part A* 2011; 42: 888-895.
- Cordeiro N, Gouveia C, Jacob John M. Investigation of surface properties of physico-chemically modified natural fibers using inverse gas chromatography. *Industrial Crops and Products* 2011; 33: 108-115.
- Arrakhiz FZ, Elachaby M, Bouhfid R, Vaudreuil S, Essassi M, Qaiss A. Mechanical and Thermal Properties of Polypropylene Reinforced with Alfa Fiber under Different Chemical Treatment. *J Mater Design* (In press), doi:10.1016/j.matdes.2011.09.023
- Tran HN, Shinji O, Nguyen HT, Satoshi K. Effect of alkali treatment on interfacial and mechanical properties of coir fiber reinforced poly(butylene succinate) biodegradable composites. *Compos Part B-Eng* 2011; 42:1648-1656.

GRAIN BOUNDARY SLIDING WITH IMPERFECT INTERFACE: APPLICATION TO NANOCRYSTALLINE MATERIALS

S. BENKASSEM

Laboratoire d'Etude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux

Ile du Saulcy F-57045 Metz France

s.benkassem@univ-metz.fr

Abstract: We propose in this study a micromechanical model based on the generalized self-consistent scheme in order to explain the so-called “breakdown” of the Hall–Petch law (HP) when the grain size decreases from the traditional coarse grain to the nanometer scale by using the concept of coated inclusion. In the model so elaborated, the inclusion phase represents grain cores and the coating, or matrix phase, represents both grain boundaries and triple junctions. The grain boundary/grain interior interface is considered imperfect and leads to a relative motion of the two phases across the interface. In our approach, we will model for the first time three mechanisms combined in a single simulation: dislocation glide, grain boundary dislocation emission and penetration and grain boundary sliding (GBS). We will demonstrate that the coupling of these last two mechanisms permits to explain the behavior of the materials when the grain size becomes nanométric and that the GBS could generate the decohesion of the interface by the stick-slip process.

Keywords: Nanocrystalline materials; Hall–Petch; micromechanics; grain boundary sliding; stick-slip

1. Introduction

A good knowledge of nanocrystalline materials (NC) would develop new materials with mechanical and physical properties improved. Among the possible ameliorations, the increase in the flow stress. In the case of coarse-grained materials, the size effect of flow stress is well known and is given by the empirical law of HP relationship which suggests that the yield stress σ_y increases when the grain size decreases:

$$\sigma_y = \sigma_0 + \frac{k}{\sqrt{d}}$$

Where d is average grain size, k is the Hall-Petch slope and σ_0 is the friction stress needed to move individual dislocations.

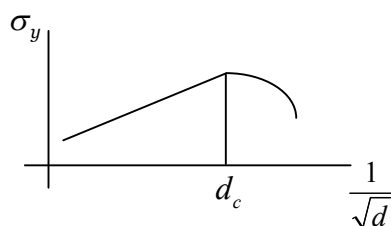


Figure 31: Evolution of the yield stress with the square root of the diameter

A need for a better understanding of the mechanical properties of NC materials has emerged from the observation of the so-called “breakdown” of the Hall-Petch law. Indeed, below a critical grain size d_c (~25 nm), the Hall-Petch law does not hold. Below d_c , the Hall-Petch slope has been reported to become null or even negative.

Over the past several decades, there have been numerous attempts to model and understand the phenomenon of HP. One finds notably in literature, the dislocation pile up model proposed by Hall [1], and Petch [2], the work hardening model proposed by Ashby [3] and the model of grain boundary as a source of dislocation proposed by Li [4]. Another approach was expected for to explain the inverse Hall-Petch phenomenon and so the behavior of nanomaterials by using molecular dynamics simulations (Van Swygenhoven et al.[5], Jacobsen and Schiotz,[6]). Molecular dynamics simulations describe the atomic scale dynamics of a system, where atoms and molecules move while simultaneously interacting with many other atoms and molecules in their vicinity.

The role of grain boundaries could possibly not to be limited to that of barriers to dislocation motion. In the ultra fine range ($d \sim 80\text{nm}$) the theory of dislocation glide is not adequate to describe plasticity. Another mechanism becomes significant at this range of size, namely the emission of dislocation by grain boundaries. This mechanism was revealed in the field of nanomaterials by molecular dynamics. The ultimate goal of this investigation is the determination of the mechanical behaviour of nanomaterials. We propose also a new approach based on homogenization techniques to obtain a better understanding of the particular behaviour of polycrystalline materials with small grain sizes.

Recently, Benkassem et al. [7] proposed a new model based on a generalized self-consistent scheme using interfacial operators to describe the grain-size-dependent viscoplastic behavior of pure fcc nanocrystalline materials. In their model [7], grain cores deform viscoplastically via the glide of dislocations for which a formalism describing the effect of grain boundaries on the yield stress at 0 K is used. Grain boundaries deform via mass transfer generated by the penetration of grain boundary ledge emitted dislocations. Capolungo and Cherkaoui [8] proposed a model based on a secant-self-consistent scheme to predict the size effect in the macroscopic behavior of pure NC materials. The authors [8] introduced a new constitutive law to quantify the macroscopic effect of grain boundary dislocation emission on the behavior of NC materials. Most recent molecular dynamics (MD) simulations emphasize the effect of grain boundaries on the macroscopic response of NC materials. One can cite the MD simulations of Yamakov et al. [9] that prove the role of grain boundaries in NC materials is not limited to that of barrier to dislocation motion.

2. Presentation of the model

We will develop a model based on a hierarchal scale transition technique based on the three phase approach initially introduced by Christensen and Lo [10] and on the

two-phase model for slightly weakened interfaces introduced by Qu [11]. The inclusion phase represents grain cores while the coating phase represents both grain boundaries and triple junctions. The interface between these two phases is considered imperfect and leads to a relative motion of the two phases across the interface. Our approach is based on a two-step. In the first step, the embedded inclusion is homogenized via the use of a Mori-Tanaka scheme. In a second step the homogenized inclusion is introduced in a matrix phase representing the homogeneous equivalent material, and the macroscopic response of the material is obtained via the self-consistent approximation.

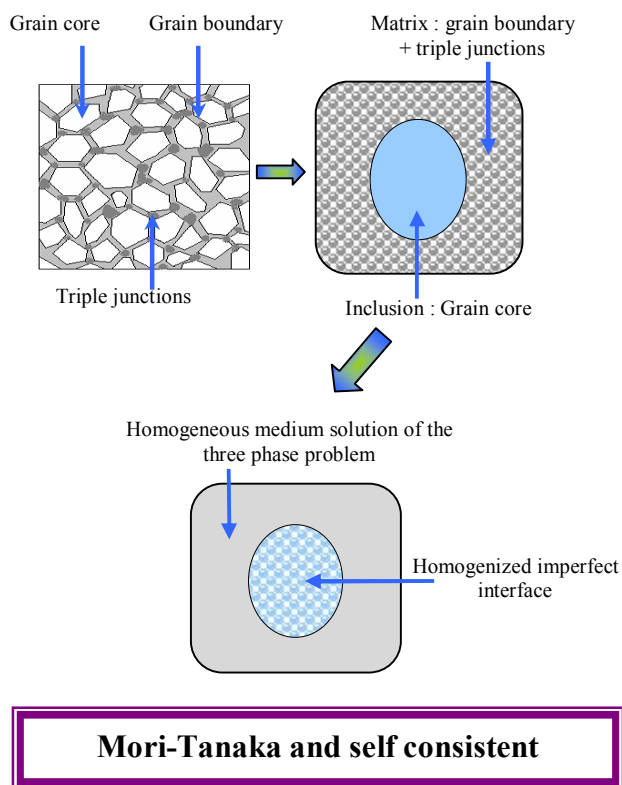


Fig 2: Step of modelling

3. Coating/inclusion interface relations

Our problem is treated asymptotically by using the thin layers approximation, the thickness of the coating is therefore weak and one can admit consequently that the stress fields σ and the strain fields ε are uniform. With the perfect bonding assumption, the displacement and the interfacial traction across the boundary must be continuous.

When the grain size decreases, the volume fraction of the grain boundary become important. We will study the contribution of the interface grain/grain boundary to the deformation when this interface is imperfect. One tries to solve the problem where the grain boundary undergoes a slip compared to the grain core. A constitutive law accounting for grain boundary dislocation emission and penetration is used to model the behavior of the coating. The jump condition across the interface is given by Qu [11] and relates the jump in the displacement to the stress at the interface with a tensor η_{ij} .

$$\Delta u_i \equiv u_i(S^+) - u_i(S^-) = \eta_{ij} \sigma_{jk} n_k$$

When the relative motion of the grain boundary with respect to the grain core will not lead to void creation, the compliance of interface η_{ij} is given by:

$$\eta_{ij} = \alpha(\delta_{ij} - n_i n_j)$$

The coefficient α will have here an evaluation of the adhesive properties of the interface. Its expression is inspired from the recent works of Warner et al [10] and was adapted to this model by Capolungo and Benkassem et al. [13].

4. Results and discussion

The model was applied to nanocrystalline copper to simulate the effect of size. Both the activity of dislocation glide, grain boundary dislocation emission and GBS were considered. The relative sliding of grain interiors was modelled as a stick-slip mechanism where the compliance of the interface varies during deformation.

We suppose that the GBS is only efficient on a length of an interatomic distance which corresponds to a critical distance of 10\AA . One goes in a first time to present the simulations made on the grain boundary sliding. Fig 3 and fig 4 show the stick slip mechanism when $d=15\text{ nm}$ and 8 nm . The amplitude of displacement jump in fig 3 is equal to 8\AA . One can deduce that the GBS is not even active and the plastic strain is controlled by dislocation glide and grain boundary dislocation emission and penetration.

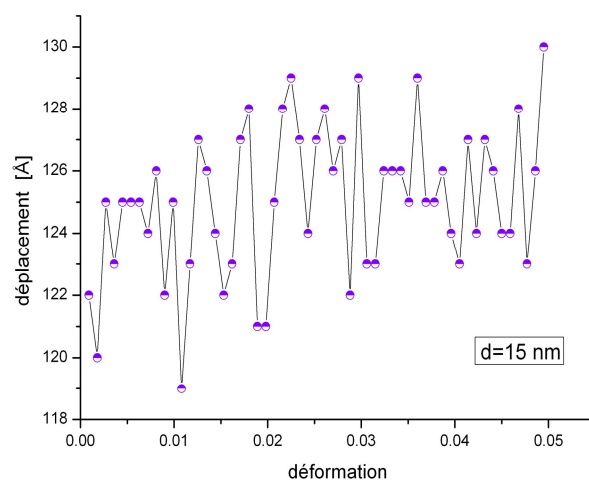


Fig 3: Stick-slip process: curve strain-displacement for $d=15\text{ nm}$

In fig.4, the critical debonding length is reached (10\AA). One supposes at this stage that the GBS is completely activated. Knowing that when the grain size decreases, the contribution of the grain core to deformation decreases to the benefit of the grain boundary phase, fig 5 shows that the transition from 10 to 8 nm has caused the inverse of the response. At that grain size, one supposes that the deformation is controlled by the GBS that which become preponderant.

The evolution of the yield stress with the inverse of the square root of the grain size is given by fig 6. The red curves correspond to plots of the Hall-Petch law. When the GBS is not allowed (dark dashed curve), there is a slight

inversion of the HP slope. Consequently, the effect of grain boundary dislocation emission is negligible [7].

The dark bold curve corresponds to the case where grain boundary sliding is activated; one clearly sees the inversion of the HP slope. So the stick slip mechanism generated by the GBS could lead to the fall of the HP law. Hence, this model predicts that the activity of GBS is sufficient to lead to the observed softening in the viscoplastic response of NC materials. This model would permit to describe the damage of the nanomaterials and permits also to show the simultaneous activity and the competition between two mechanisms: grain boundary dislocation emission and grain boundary sliding.

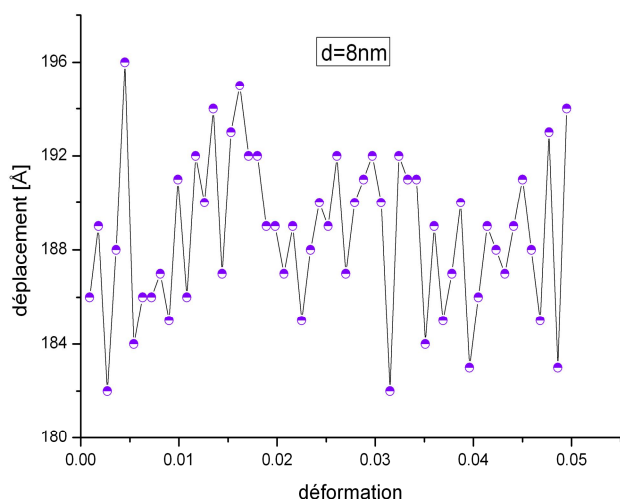


Fig 4: Stick-slip process: curve strain-displacement for $d=8\text{nm}$

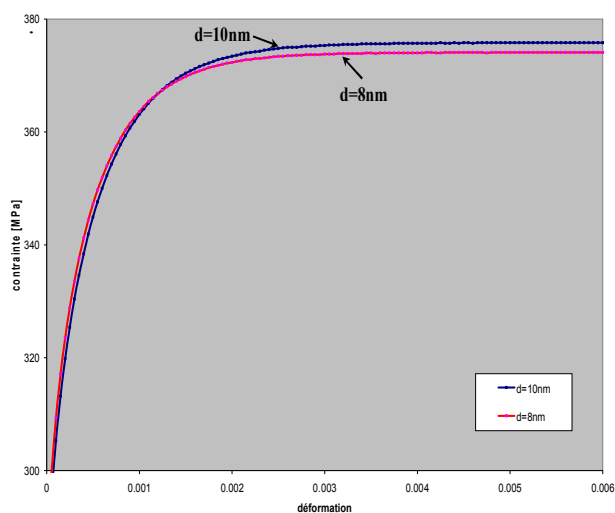


Fig 5: Stress strain curve of global macroscopic behavior

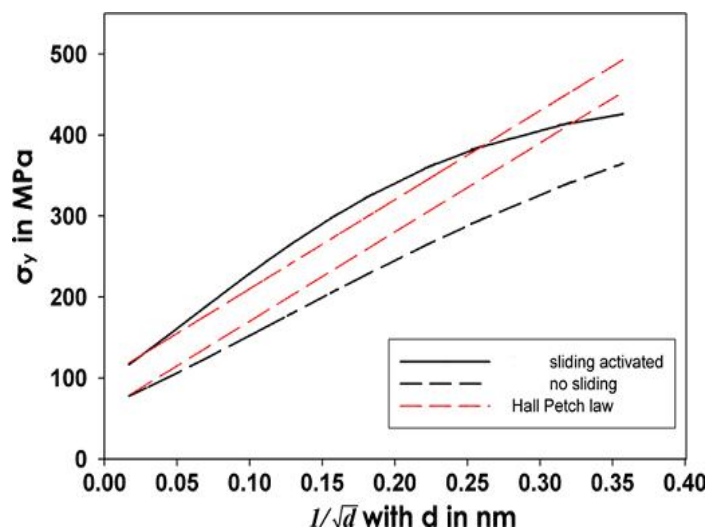


Fig 6: Effect of GBS on the evolution of yield stress with grain size

References:

- [1] Hall. . Proc. Phys. Soc. Lond., 64:pp. 747.,(1951).
- [2] Petch. . J. Iron Steel Inst., 174:pp. 25, (1953).
- [3] Ashby, M.F.(1970). "The deformation of plastically non homogeneous materials." PhilMag 21: 399-424.
- [4] Li, J.C.M. Transactions of the metallurgical society of AIME 227: 239-247. (1963).
- [5] Van Swygenhoven H, Derlet PM, Froseth AG. Nature Mater 2004;3:399.
- [6] Jacobsen KW, Schiotz J. Nature Mater 2002;1:15.
- [7] Benkassam, S., Capolungo, L., Cherkaoui, M., Qu, J., "Mechanical properties and multi-scale modelling of the nanocrystalline polycrystal". Acta Materialia (2007) 55:3563–3572.
- [8] Capolungo, L., Cherkaoui, M., et Qu, J., "On the elastic–viscoplastic behavior of nanocrystalline materials", International Journal of Plasticity ; 23 (2006) 561–591.
- [9] Yamakov V, Wolf D, Slalzar M, Phillpot SR, Gleiter H. Acta Mater 2001;49:2713–22
- [10] Christensen, R.M., and Lo, K.H. (1979), Journal of the mechanics and physics of solids 27: 315-330.
- [11] Qu, J., 1993. The effect of slightly weakened interfaces on the overall elastic properties of composites. Mech. Mater. 14, 269–281.
- [12] Warner, D.H., Sansoz, F., Molinari, J.F., "Atomistic based continuum investigation of plastic deformation in nanocrystalline copper" International Journal of Plasticity 22; 754–774; 2006.
- [13] Capolungo,L, Benkassam, S; Cherkaoui, M; Qu,J "Self-consistent scale transition with imperfect interfaces: Application to nanocrystalline materials" Acta Materialia (2008) 56: 1546–1554.

CARACTÉRISATION DES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES ET THERMOPHYSIQUES DES BIOCOMPOSITES (HDPE-BOIS)

M. TAZI¹, F. ERCHIQUI¹, F. GODARD¹

¹Département de génie, Université de Québec en Abitibi Temiscamingue, Rouyn-Noranda, Canada.*

Résumé:

Nous nous intéresserons dans ce travail à la caractérisation des propriétés mécaniques et thermophysiques des biocomposites polymère-bois. À cet effet, on considère une matrice de polyéthylène haute densité (PEHD) renforcée par les sciures de bois. Six concentrations de bois ont été considérées (0%, 20%, 30%, 40%, 50%, et 60%), l'addition des sciures de bois augmente la rigidité mécanique de la matrice thermoplastique, diminue sa ténacité ainsi qu'allongement à la rupture et améliore sa stabilité thermique

Abstract:

This work consists in the study of the influence of concentration of the reinforcement on the mechanical and thermophysical properties, of thermoplastic resins reinforced with natural fibers. It was based on the reinforcement of high density polyethylene (HDPE) with a blend of sawdust. Six mass concentrations (0%, 20%, 30%, 40%, 50% and 60%) were used in the presence of a coupling agent (Maleic Anhydride grafted Polyethylene, PE-g-MA). The addition of sawdust increase the mechanical rigidity of the thermoplastic matrix, decreases the tenacity and elongation at break and improved thermal stability

1 Introduction

Les propriétés mécaniques des bio-composites à base de polymère (matrice) et de fibres végétales sont fortement influencées par l'interface entre ces deux composants. Toutefois, l'insuffisance de compatibilité entre les fibres (hydrophiles) et le polymère (hydrophobe) entraîne une faible adhésion des deux constituants et un problème d'agglomération des fibres causant ainsi, une diminution des propriétés mécaniques [1-3]. Pour contourner ce problème, plusieurs travaux ont été réalisés, soit sur la modification chimique de la surface des fibres ou de la matrice, soit sur la mise au point d'agent de couplage faisant le lien entre les fonctions hydroxyles des fibres et les liens hydrogène de la matrice [2,4]. La présence de fibres dans la matrice augmente sensiblement la viscosité du mélange, mais il faut s'assurer de ne pas excéder une certaine limite pour une mise en forme [5]. Toutefois, l'effet de la teneur des fibres sur les propriétés mécaniques et thermophysiques des composites plastique-bois n'est pas suffisamment élucidé dans la littérature. Ce travail consiste à étudier l'effet de la concentration des renforts sur les propriétés mécaniques et thermo-physiques des composites à base de matrice thermoplastique (polyéthylène haute densité) et de renforts végétaux (sciure de bois). Cette sciure a été fournie par la scierie Tembec située à Béarn (QC, Canada). Elle est constituée de 65% d'épinette

blanche (*Picea glauca*), 20 % d'épinette noire (*Picea marica*) et 15% de sapin baumier (*Abies balsamea*).

2 Résultats et discussion

2.1 Tests de traction

On remarque que la ductilité du thermo-composite est directement influencée par la présence de sciures de bois dans la matrice polymérique, la chute dramatique de l'élongation à la rupture est signalée par tous les auteurs [6,7,8]. De façon similaire la ténacité décroît avec l'augmentation de la teneur en sciure [Fig1]. L'addition des sciures dans la matrice rend le composite rigide mais fragile une fois la résistance maximale est atteinte. De plus, la résistance mécanique des biocomposites dépend sensiblement des forces à l'interface fibres-matrice et également du degré de lien entre les deux phases. L'utilisation de l'agent couplant permet d'augmenter considérablement la résistance mécanique à la rupture des biocomposites, en améliorant l'adhésion entre les fibres et la matrice. Toutefois cet effet peut être éclipsé par d'autres facteurs comme la dégradation de l'agent durant le processus du mélange, la granulométrie des fibres et les contraintes résiduelles élevées accumulées à leurs bordures [Fig1]

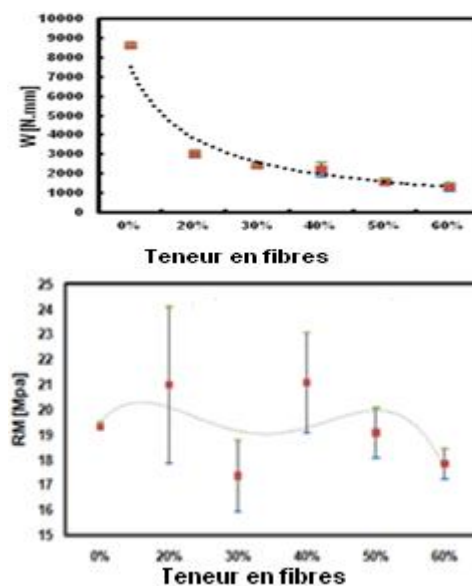


Fig 1: Résistance maximale et le travail à la rupture des composites en fonction de la teneur en sciures

2.2 Caractérisation des propriétés thermiques des B.C par analyses calorimétriques différentielles (DSC)

L'addition de fibres de bois et de l'agent couplant (PE-g-MA) à la matrice polymérique a entraîné une légère augmentation de la température de fusion du PEHD (voir Fig 2). Le même phénomène a été reporté dans la littérature. Bouafif [Bouafif et al 2009] a mentionné un décalage de la température de fusion du composite PEHD renforcé de fibres de bois vers des valeurs supérieures à celle de la matrice. Ce phénomène peut être traduit par une amélioration de la stabilité thermique des composites à des teneurs de sciures élevées. Également, la présence de sciures de bois dans la matrice polymérique (HDPE) a

engendrée une diminution de sa capacité calorifique (mC_p). Cet effet, devient apparent aux alentours du point de fusion. La variation de la capacité calorifique du polymère ΔC_p ($J/^\circ C$) est une fonction décroissante avec la teneur de bois, elle varie de façon linéaire (voir courbe)

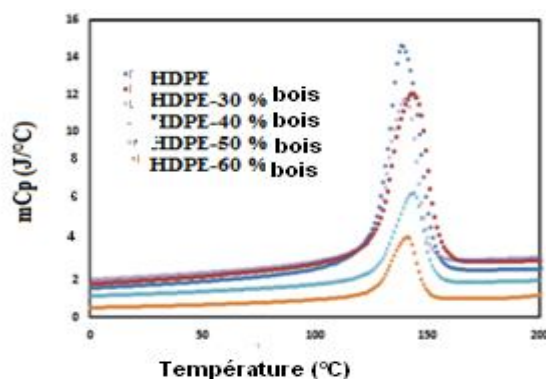


Fig2: Variations de $C_p(T)$ des biocomposites (HDPE-bois).

2.3 Caractérisation du volume spécifique en fonction de la température et de la teneur des fibres

La variation du volume spécifique des B.C pendant la mise en forme peut être utilisée comme un indice pour prévenir les instabilités géométriques durant et après la mise en forme. On remarque d'après la courbe dans la Figure 3 que le volume spécifique varie de manière croissante avec la température et décroissante avec la teneur en sciures.

Conclusion

Nous avons étudié les propriétés mécaniques en traction et les propriétés thermophysiques des biocomposites constitués d'un polyéthylène haute densité et de sciures de bois à différentes teneurs, en présence d'un agent couplant. Nos résultats indiquent que : l'addition des sciures de bois augmente la rigidité mécanique de la matrice thermoplastique, diminue sa ténacité ainsi qu'allongement à la rupture et améliore sa stabilité thermique

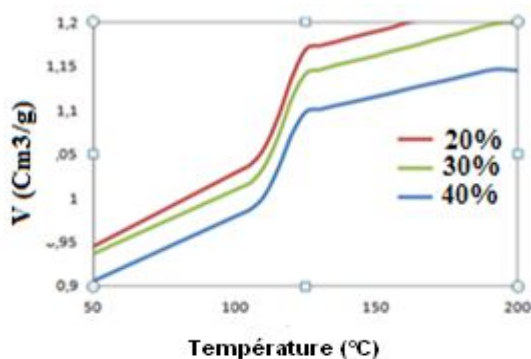


Fig3: variation du volume spécifique en fonction de la concentration des fibres

Références

- [1] Balasuriya, P.W., Ye, L and Y.-W. Mai. Composites Part A,32 (2001): 619-629.
- [2] Kumar, R.P., Amma, M.L.G. and S. Thomas. J. Applied Polymer Science, 58 (1995): 597-612.
- [3] Lu, M., Wood fiber reinforced polypropylene composites, Ph.D. thesis, Dept. Chemical Engineering, Louisiana State University (1997).
- [4] Bengtsson, M., Gatenholm, P. and K. Oksman. Composites science & technology, 65 (2005): 1468-1479.
- [5] Bledski, A.K., Letman, M., Viksne, A. and L. Rence. Composites Part A: applied science and manufacturing, 36 (2005): 789-797
- [6] Bouafif, H., Koubaa, A., Perré, P. et Cloutier, A. (2009). Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 40 (12), 1975-1981.
- [7] Migneault, S., Koubaa, A., Erchiqui, F., Chaala, A., Englund, K. et Wolcott, M. P. (2009). Applied Science and Manufacturing, 40 (1), 80-85.
- [8] Godard, F., Vincent, M., Agassant, J. F. et Vergnes, B. (2009). Journal of Applied Polymer Science, 112 (4), 2559-2566.

ETUDE DU COMPORTEMENT ET DE L'ENDOMMAGEMENT EN TRACTION ET AU CHOC DE L'ALLIAGE HYPOEUTECTIQUE 42000

AHMED HAKEM*¹, Y. BOUAFIA¹.

¹Laboratoire LaMoMS, Université Mouloud MAMMERI de Tizi-Ouzou, 15000 Algérie

* Auteur correspondant E-mail : a_hakem1951@yahoo.fr

Résumé : La présente étude a pour but de déterminer l'influence de l'ajout de Mg, du mode d'élaboration en sable et en coquille métallique par coulée par gravitation à température ambiante aussi bien mécanique que manuel des pièces métalliques destinées aux différentes réalisations de la SNVI (Unité Fonderie Aluminium de Rouiba) Algérie conjugués principalement de durcissement structural par précipitation sur l'évolution des caractéristiques de ductilité, de résistances et structurales de l'alliage de fonderie de désignation chimique AlSi7Mg et numérique 42000 en considérant deux états du matériau : brut de coulée et maturation 12h suivies d'un revenu ; l'ajout de 7% de silicium et d'un pourcentage de magnésium ($\leq 1\%$ Mg) à l'aluminium sont les principaux agents d'amélioration des caractéristiques mécaniques en plus des traitements thermiques spécifiques qui font apparaître des précipités de différents genres qui entravent le mouvement de dislocations.

Mots-clés : Al-Si-Mg, sable, coquille, maturation, revenu, propriétés mécaniques.

Introduction :

La détermination des propriétés mécaniques des mécanismes est d'une importance capitale car le concepteur ne peut donc ni calculer, ni dimensionner ces pièces constituants ces derniers sans identifier et chiffrer leurs caractéristiques. Pour les déterminer, on reproduit ces sollicitations à l'aide d'essais statiques ou dynamiques, généralement effectués sur des éprouvettes normalisées.

Les alliages à base d'aluminium sont très utilisés dans l'industrie et dans la pratique. Ceci grâce à leur légèreté et à leurs propriétés physiques, chimiques et mécaniques intéressantes. Parmi ces alliages, le système d'alliages Al-Si occupe une place particulière dans la fabrication et la réalisation de nombreuses pièces industrielles.

Pouvant supporter de grandes charges mécaniques et possédant une bonne résistance à la corrosion et à l'oxydation, ils sont très utilisés comme accessoires dans plusieurs réalisations (corps de pompe, poulies de commande etc.).

L'influence de l'ajout de Mg, des procédés industriels de moulage et du durcissement par précipitation sur l'évolution des caractéristiques mécaniques de cet alliage ont fait l'objet de nombreuses recherches, néanmoins son étude est insuffisante et reste d'actualité.

Dans cette contribution nous nous sommes intéressés à l'étude du comportement et de l'endommagement en traction de l'alliage hypoeutectique 42000

Problématique :

L'aluminium non allié ayant des propriétés mécaniques très réduites, conduit à ajouter deux éléments de très faible densité dont 7% de silicium et quelques traces de magnésium inférieur à 1% ($\leq 1\%$ Mg) qui est le plus léger de tous les métaux stables susceptibles d'un emploi industriel pour améliorer ses propriétés et obtenir ainsi un alliage AlSi7Mg super léger. L'adjonction d'un fort pourcentage de silicium et d'un faible pourcentage en magnésium à l'aluminium sont les principaux vecteurs et agents d'amélioration en grande partie des *caractéristiques mécaniques*.

Notre objectif consiste à apporter une contribution directe quant à l'étude des caractéristiques mécaniques de traction, de dureté, de résilience et structurale de l'alliage de fonderie AlSi7Mg utilisé dans le moulage en sable et en coquille métallique aussi bien mécanique que manuel.

L'état de référence est désigné par Brut de Coulée, noté : F. Pour chercher à augmenter plus les caractéristiques de résistances de l'état F et obtenir essentiellement de grandes contraintes d'élasticité, de grands modules de rigidité avec de faibles déformations, le matériau de désignation numérique 42000 est soumis aux traitements spécifiques T46.

Matériau étudié :

Le matériau utilisé est fourni gracieusement par la S.N.V.I. Il s'agit de l'alliage à base d'aluminium contenant 7% de silicium en pourcentage massique, une quantité de magnésium inférieure à 1% et quelques traces d'impuretés. Après analyse, les éprouvettes coulées en sable et en coquille métalliques par gravitation ont la composition chimique suivante :

Éléments chimiques	Si	Mg	Fe
% selon analyse effectuée	6,85	0,35	0,15

Tableau 1 : Résultats de l'analyse chimique après contrôle sur éprouvettes coulées en sable et en coquille

Elaboration de l'alliage étudié :

4.1. La coulée :

La fusion du métal se fait dans un four à gaz de production, se basculant de l'avant vers l'arrière, comportant un creuset en graphite de capacité 350Kg dont la charge est composée approximativement $\approx 40\%$ de lingots neufs en AlSi7Mg de dimensions normalisées, de composition et de caractéristiques bien déterminées., livrés par la société Française Pechiney et d'un mélange de jets de coulée $\approx 60\%$ de retour (appendices d'alimentation, d'évacuation, de régulation, pièces défectueuses et rebutées).

4.2. Moulage :

Cet alliage est élaboré par deux méthodes différentes : coulée en sable et coulée en coquille en considérant 02états ; brut de coulée et maturation 12h.

Caractéristiques de traction:

5.1 Coulée en sable

Pour une bonne comparaison des résultats obtenus, chaque groupe de courbes correspondant à l'un des états considérés a été rapporté sur un même graphe (fig.1) : a- brut de coulée, b- maturation.

L'analyse de la figure 1 montre que presque toutes les courbes coïncident entre elles pour les deux états précédents, excepté la courbe 4 de la figure 1,4 b qui s'écarte un petit peu de l'ensemble des courbes restantes.

Il est aussi important de noter que l'allongement à la rupture diffère d'une éprouvette à une autre. Cela est du probablement à la microstructure de chacune des éprouvettes considérées. Effectivement, il a été observé la présence des macro-pores à l'intérieur des échantillons à faible élongation à la rupture, tandis que les autres sont dépourvus de ces défauts.

La figure 2. représente la courbe de traction-déformation de l'alliage hypoeutectique étudié (élaboration en sable). Sur cette figure, chaque courbe, correspondant à l'un des états considérés, est obtenue en moyennant les valeurs des contraintes extérieures des échantillons dépourvus de pores (élongations élevées), on constate aussi que la courbe de la maturation est très en dessus de celle de brut de coulée prise comme référence.

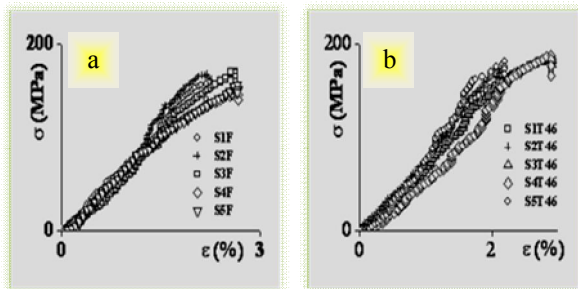


Fig.1 - Variation de la contrainte appliquée en fonction de la déformation pour une série de 5 éprouvettes identiques de l'alliage AlSi7Mg coulé en sable : a- brut de coulée, b- maturation.

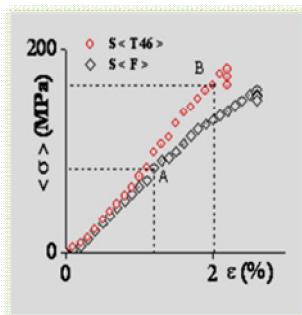


Fig.2 - Effet de la maturation sur la courbe de traction contrainte - déformation de l'alliage AlSi7Mg coulé en sable. A et B : points de la limite élastique

5.2 Coulée en coquille

Pour l'obtention des courbes de traction-déformation représentant la variation des valeurs moyennes de contraintes en fonction de la déformation (fig.4), nous avons procédé de la même manière que la méthode précédente concernant la coulée en sable, c'est à dire tout d'abord, nous avons regroupé toutes les courbes de chaque état dans un même graphe (fig.3), ensuite nous avons tracé les courbes moyennes (fig.4).

Toutes les caractéristiques mécaniques de traction de l'alliage AlSi7Mg coulé en coquille, déduites à partir des courbes des figures 3 et 4 nous montrent que la maturation

conduit à l'augmentation de la limite élastique, la résistance et l'allongement à la rupture, alors que les modules d'Young et de consolidation restent pratiquement invariants.

De même on constate aussi que la courbe de la maturation est très en dessus de celle de brut de coulée prise comme référence.

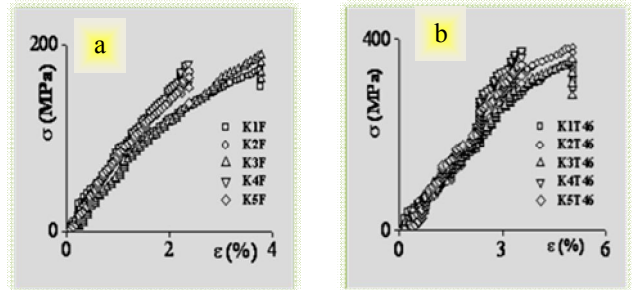


Fig.3 - Variation de la contrainte appliquée en fonction de la déformation pour une série de 5 éprouvettes identiques de l'alliage AlSi7Mg coulé en Coquille : a- brut de coulée, b- Maturation.

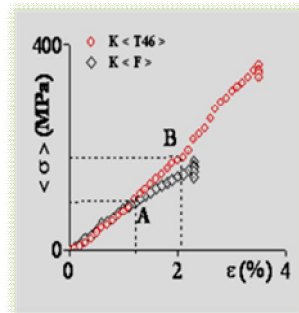


Fig.4 - Effet de la maturation sur la courbe de traction (contrainte-déformation) de l'alliage AlSi7Mg coulé en coquille. A et B : points de limite élastique.

5.3 Etude comparative des deux modes d'élaboration

Caractéristiques de résistances

Afin de choisir le meilleur mode d'élaboration de notre alliage, il est utile et nécessaire de confronter les résultats obtenus par coulée en sable et coulée en coquilles métalliques entre eux. Pour cela, nous avons tracé sur un même graphe les courbes de traction-déformation (contraintes moyennes) de chaque état. Les figures 5 correspondent respectivement à : (a) - état brut de coulée et (b) - état de maturation.

En observant la figure 5, (a) (état brut de coulée) et la figure 5(b) (maturation), nous remarquons que les allures des courbes des deux modes sont identiques et ceci pour les deux états considérés. Cependant pour l'état brut, la courbe de la coulée en coquille se situe toujours au-dessus de celle de la coulée en sable, tandis que les deux courbes suivantes relatives à l'état de maturation se confondent presque parfaitement jusqu'à 200MPa ; par contre la courbe de maturation en coquille continue de croître rapidement jusqu'à 400MPa tout en se situant en dessus de celle de la coulée en sable pour le même état considéré.

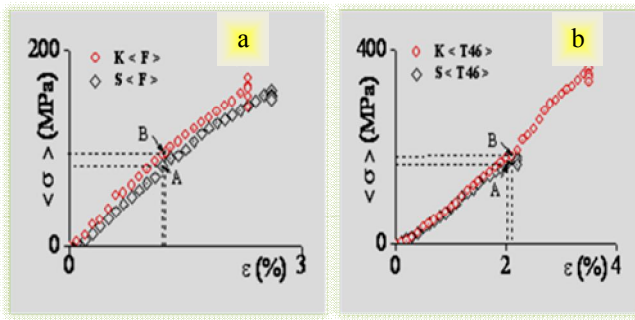


Fig.5 - Croissance de la contrainte appliquée en fonction de la déformation de l'alliage AlSi7Mg en sable et en coquille. (a) - état brut de coulée de $K < F > / S < F >$, (b) - état de maturation de $K < T46 > / S < T46 >$, A et B : points de la limite élastique.

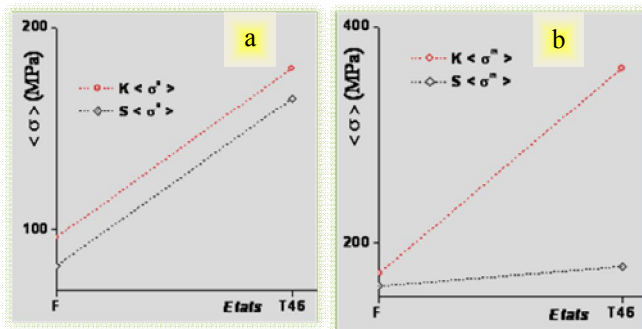


Fig.6 - Graphes de comparaison (contraintes moyennes - états) de l'alliage AlSi7Mg coulé en sable et en coquille, avec a - $K < \sigma^e \rangle / S < \sigma^e \rangle$ et b - $K < \sigma^m \rangle / S < \sigma^m \rangle$, $\langle \sigma^e \rangle$ - contrainte moyenne d'élasticité, $\langle \sigma^m \rangle$ - contrainte moyenne maximale, S - sable et K - coquille

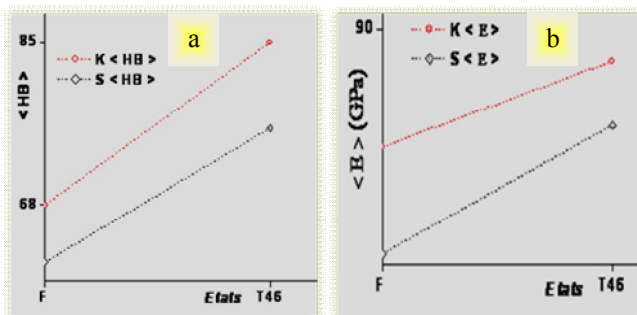


Fig.7 - Graphes de comparaison (HB et E moyens - états) de l'alliage AlSi7Mg coulé en sable et en coquille, avec a - $K < HB \rangle / S < HB \rangle$ et b - $K < E \rangle / S < E \rangle$, $\langle HB \rangle$ - dureté Brinell moyenne, $\langle E \rangle$ - Module d'Young moyen, S - sable et K - coquille

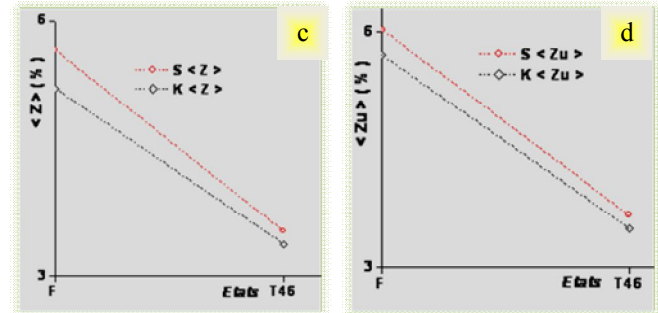
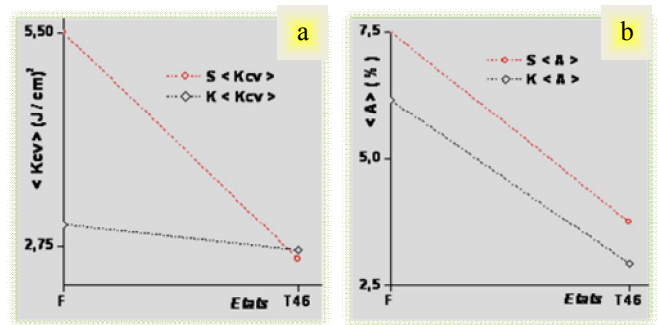


Fig.8 - Graphes de comparaison (Kcv , $A\%$, $Z\%$ et $Zu\%$ moyens - états) de l'alliage AlSi7Mg coulé en sable et en coquille, avec a - $K < Kcv \rangle / S < Kcv \rangle$, b - $K < A \rangle / S < A \rangle$, c - $K < Z \rangle / S < Z \rangle$ et d - $K < Zu \rangle / S < Zu \rangle$, $\langle Kcv \rangle$ - résilience moyenne, $\langle A \rangle$ - allongement moyen, $\langle Z \rangle$ - coefficient de striction moyen, $\langle Zu \rangle$ - allongement de striction moyen, S - sable et K - coquille

En conclusion,

Nous distinguons pratiquement que toutes les caractéristiques mécaniques de traction correspondant à l'état brut de coulée diffèrent entre elles d'un mode à un autre. Quant à la maturation et ceci quel que soit le mode d'élaboration, elle conduit à l'amélioration de la majorité de ces caractéristiques, excepté le module d'Young et d'érouissage qui restent presque constants. Les caractéristiques mécaniques du mûrissement sont nettement améliorées par rapport à celles de brut de coulée quel que soit le mode considéré. Il est très important de noter que les caractéristiques de résistances de l'alliage élaboré par coulée en coquille sont nettement supérieures par rapport à celles relatives à la coulée en sable quels que soient les états considérés au détriment des caractéristiques de ductilité.

Références bibliographiques

Ahmed Hakem, Y. Bouafia, S. Naïli, A. Bouhaci, Elaboration industrielle des alliages d'aluminium de fonderie AlSi7Mg, AlSi10Mg et AlSi13Mg, Colloque International - Caractérisation et Modélisation des Matériaux et Structures Les 16, 17 et 18 novembre 2008 - Université M. Mamméri de Tizi-Ouzou, Algérie.
 Ahmed Hakem, mémoire de magister, Microstructure et Propriétés Mécaniques de l'Alliage Hypoeutectique AlSi7Mg, 2005, Département Génie - Mécanique, Faculté du Génie de la Construction, Université Mouloud MAMMERRI de Tizi - Ouzou, Algérie.

ANALYSE DES PLAQUES STRATIFIEES EN MATERIAUX COMPOSITES PAR UNE NOUVELLE THEORIE A ORDRE ELEVE

K. BENSELAMA¹, N. EL MEICH¹, A. TOUNSI¹, E. A. ADDA BEDIA¹.

¹: Laboratoire des matériaux & Hydrologie, Université Djillali Liabes de Sidi Bel Abbés, Algérie.

kh.benselama@hotmail.fr

nouryel@hotmail.com

touabdel@yahoo.fr

addabed@yahoo.fr

Résumé: Le présent document a pour objet l'étude du comportement mécanique des plaques stratifiées en composites soumises à la flexion avec cisaillement transverse. Un nouveau modèle de déplacement à quatre variables est développé en tenant compte de la distribution parabolique des contraintes de cisaillement transversal. La théorie développée satisfait la nullité de la contrainte du cisaillement transversal dans les faces supérieure et inférieure de la plaque sans utiliser les facteurs de correction de cisaillement. Les résultats numériques obtenus avec cette théorie ont été comparés avec des solutions trouvées dans d'autres travaux, utilisant un champ de déplacement à cinq variables.

Abstract: The present work is to study the mechanical behavior of laminated composite plates subjected to bending. A new displacement model with four variables is developed taking into account the parabolic distribution of transverse shear stresses. The theory developed satisfies the condition of zero of transverse shear stresses in the upper and lower surfaces of the plate without using shear correction factors. The numerical results obtained with this theory have been compared with solutions found in other works, using a displacement field to five variables.

Mots-Clé: Matériaux composites, plaques stratifiées, flexion, cisaillement transversal, modèle à ordre élevé.

Keywords: Composite materials, laminated plate, bending, transverse shear, high-order model.

1. INTRODUCTION :

L'analyse des plaques stratifiées en composite ont pris, au cours des trois dernières décennies, un essor considérable et une variété de théories des stratifiées ont été introduites grâce aux chercheurs qui leurs attachent une grande importance.

Dans ce papier, on a utilisé ces nouvelles théories à quatre variables pour étudier le comportement statique en flexion des plaques stratifiées composites. La théorie de Touratier a été modifiée pour ce but et a été comparée avec les autres théories à cinq variables. Les équations d'équilibre ont été tirés par le principe des travaux virtuels. La solution de Navier est utilisée à fin d'obtenir les solutions pour le cas des stratifiées de géométrie [carré] simplement appuyée.

2. LA THEORIE D'ORDRE ELEVE A QUATRE VARIABLES ET SES HYPOTHESES :

Contrairement aux autres théories, le nombre de fonctions inconnues impliquées dans la présente théorie de déformation hyperbolique de cisaillement n'est que de quatre (u, v, w_b, w_s), contre cinq ($u, v, w, \theta_x, \theta_y$) dans le cas d'autres théories de déformation de cisaillement [Reddy 1984[1]; Touratier 1991[2]. Karama et al, 2003[3]].

La théorie présentée ne nécessite pas l'introduction de coefficients correcteurs pour le calcul des contraintes de cisaillement transverse et prend en compte leur distribution parabolique à travers l'épaisseur de la plaque et satisfait les conditions aux limites sur les faces supérieure et inférieure de la plaque.

Les hypothèses sont :- Les déformations transversales et la contrainte transversale normale σ_z sont négligées.

-Le déplacement transversal w comprend deux composantes : à la flexion w_b et au cisaillement w_s .

$$w(x, y, z) = w_b(x, y) + w_s(x, y) \quad (1)$$

-Les déplacements u dans la direction x et v dans la direction y sont les composantes d'extension, de flexion, et de cisaillement.

$$U = u_0 + u_b + u_s, \quad V = v_0 + v_b + v_s \quad (2)$$

$$u_b = -z \frac{\partial w_b}{\partial x}, \quad v_b = -z \frac{\partial w_b}{\partial y} \quad (3)$$

$$u_s = f(z) \frac{\partial w_s}{\partial x}, \quad v_s = f(z) \frac{\partial w_s}{\partial y} \quad (4)$$

3. CINEMATIQUE ET EQUATIONS CONSTITUTIVES:

Sur la base des hypothèses formulées dans le paragraphe précédent, le champ de déplacement peut être obtenu en utilisant les équations. (1) - (4) :

$$\begin{aligned} u(x, y, z) &= u_0(x, y) - z \frac{\partial w_b}{\partial x} + f(z) \frac{\partial w_s}{\partial x} \\ v(x, y, z) &= v_0(x, y) - z \frac{\partial w_b}{\partial y} + f(z) \frac{\partial w_s}{\partial y} \\ w(x, y, z) &= w_b(x, y) + w_s(x, y) \end{aligned} \quad (5.a)$$

$$\text{Où } f(z) = \left(\frac{h}{\pi}\right) \sin\left(\frac{\pi}{h} z\right) - z \quad (5.b)$$

$f(z)$ est la fonction de forme de Touratier modifiée.

4. LES EQUATIONS D'EQUILIBRE :

Les équations qui régissent l'équilibre peuvent être obtenues en utilisant le principe des travaux virtuels qui s'écrivent comme suit:(la somme des travaux internes +externes=0)

$$\delta W_{\text{int}} + \delta W_{\text{ext}} = 0$$

$$\delta \int_{-h/2}^{h/2} \int \left[\alpha_1 \delta \epsilon_x + \alpha_2 \delta \epsilon_y + \alpha_3 \delta \gamma_{xy} + \alpha_4 \delta \gamma_{yz} + \alpha_5 \delta \gamma_{xz} \right] d\Omega dt - \int_{\Omega} \left[\rho \delta w \right] d\Omega = 0$$

$$\int_{\Omega} \left[N_x \delta \varepsilon_x^0 + N_y \delta \varepsilon_y^0 + N_{xy} \delta \varepsilon_{xy}^0 + M_x^b \delta k_x^b + M_y^b \delta k_y^b + M_{xy}^b \delta k_{xy}^b + M_x^s \delta k_x^s + M_y^s \delta k_y^s + M_{xy}^s \delta k_{xy}^s + S_{xz}^s \delta \gamma_{xz}^s + S_{yz}^s \delta \gamma_{yz}^s \right] d\Omega - \int_{\Omega} q (\delta w_b + \delta w_s) d\Omega = 0 \quad (6)$$

En intégrant par parties, On obtient les équations d'équilibre associée à la présente théorie :

$$\begin{aligned} \delta u_0 : \quad & \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} = 0 \\ \delta v_0 : \quad & \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} = 0 \\ \delta w_b : \quad & \frac{\partial^2 M_x^b}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}^b}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y^b}{\partial y^2} + q = 0 \\ \delta w_s : \quad & \frac{\partial^2 M_x^s}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}^s}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y^s}{\partial y^2} + \frac{\partial S_{xz}^s}{\partial x} + \frac{\partial S_{yz}^s}{\partial y} + q = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

5. LES SOLUTIONS ANALYTIQUES:

Pour résoudre ce problème, on prend les solutions de Navier qui sont développées sous la forme d'une double série trigonométrique Fourier et qui satisfait les conditions aux limites suivantes:

Les expressions des solutions de Navier sont comme suit :

$$\begin{Bmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w_b \\ w_s \end{Bmatrix} = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \begin{Bmatrix} U_{mn} \cos(\lambda x) \sin(\mu y) \\ V_{mn} \sin(\lambda x) \cos(\mu y) \\ W_{bmn} \sin(\lambda x) \sin(\mu y) \\ W_{smn} \sin(\lambda x) \sin(\mu y) \end{Bmatrix}$$

$$q(x, y) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} q_{mn} \sin(\lambda x) \sin(\mu y)$$

Où $\lambda = m\pi/a$ et $\mu = n\pi/b$, et m et n sont les nombres de modes.

$$[K]\{\Delta\} = \{F\} \quad (9)$$

$$\{\Delta\}^T = \{U_{mn}, V_{mn}, W_{bmn}, W_{smn}\}, \quad (10)$$

$$\{F\}^T = \{0, 0, -q_{mn}, -q_{mn}\}.$$

Tel que les constantes de la matrice [K] s'écrivent comme ;

$$[K] = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{12} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{13} & a_{23} & a_{33} & a_{34} \\ a_{14} & a_{24} & a_{34} & a_{44} \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$a_{11} = -(A_{11}\lambda^2 + A_{66}\mu^2)$$

$$a_{12} = -\lambda \mu (A_{12} + A_{66})$$

$$a_{13} = \lambda [B_{11}\lambda^2 + (B_{12} + 2B_{66})\mu^2]$$

$$a_{14} = -\lambda [B_{11}^s\lambda^2 + (B_{12}^s + 2B_{66}^s)\mu^2]$$

$$a_{22} = -(A_{66}\lambda^2 + A_{22}\mu^2)$$

$$a_{23} = \mu [(B_{12} + 2B_{66})\lambda^2 + B_{22}\mu^2]$$

$$a_{24} = -\mu [(B_{12}^s + 2B_{66}^s)\lambda^2 + B_{22}^s\mu^2]$$

$$a_{33} = -(D_{11}\lambda^4 + 2(D_{12} + 2D_{66})\lambda^2\mu^2 + D_{22}\mu^4)$$

$$a_{34} = (D_{11}^s\lambda^4 + 2(D_{12}^s + 2D_{66}^s)\lambda^2\mu^2 + D_{22}^s\mu^4)$$

$$a_{44} = -(H_{11}^s\lambda^4 + 2(H_{11}^s + 2H_{66}^s)\lambda^2\mu^2 + H_{22}^s\mu^4 + A_{55}^s\lambda^2 + A_{44}^s\mu^2) \quad (12)$$

6. RESULTATS :

Un exemple d'un stratifié non symétrique croisé [0/90] carré ($\mathbf{b}=\mathbf{a}$)-simplement appuyé sur les quatre cotés (SSSS) soumis à une charge sinusoïdale transversale (q) est analysé. Nous allons effectuer des comparaisons numériques avec l'ensemble des modèles de structures composites stratifiées à cinq variables.

Les caractéristiques mécaniques de la plaque utilisée dans cette application numérique sont:

$$E_1=25 \times 10^6 \text{ Mpa}, E_2=10^6 \text{ Mpa}, G_{12}=0.5 \times 10^6 \text{ Mpa}, G_{13}=0.5 \times 10^6 \text{ Mpa}, G_{23}=0.2 \times 10^6 \text{ Mpa}, \nu_{12}=0.25. \quad 8$$

Le déplacement et les contraintes sont calculés avec les formules adimensionnelles suivantes :

$$\bar{w} = 100 \frac{h^3 E_2}{a^4 q_0} W \left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}, 0 \right)$$

$$\bar{\sigma}_x = \frac{h}{aq_0} \sigma_x \left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}, \frac{h}{2} \right)$$

$$\bar{\tau}_{xz} = \frac{h}{aq_0} \tau_{xz} \left(0, \frac{b}{2}, 0 \right)$$

$$\bar{\tau}_{xy} = \frac{h^2}{a^2 q_0} \tau_{xy} \left(0, 0, -\frac{h}{2} \right)$$

Tab.1 : Comparaison des Déplacements et Des contraintes.

a/h	Theories	$\bar{\omega}$	$\bar{\sigma}_{xx}$	$\bar{\tau}_{xy}$	$\bar{\tau}_{xz}$
2	Prés. étude (4v)	4.4336	2.1885	0.0718	0.1175
	Touratier (5v)	4.4336	2.1885	0.0718	0.1175
	Karama (5v)	4.2901	2.1606	0.0716	0.1177
	Reddy (5v)	4.5618	2.2121	0.0719	0.1170
5	Prés. étude (4v)	1.6538	1.9847	0.0559	0.1287
	Touratier (5v)	1.6538	1.9847	0.0559	0.1287
	Karama (5v)	1.6382	1.9804	0.0559	0.1310
	Reddy (5v)	1.6669	1.9881	0.0558	0.1262
10	Prés. étude (4v)	1.2131	1.9524	0.0533	0.1304
	Touratier (5v)	1.2132	1.9524	0.0533	0.1304
	Karama (5v)	1.2096	1.9513	0.0533	0.1331
	Reddy (5v)	1.2161	1.9532	0.0533	0.1271
20	Prés. étude (4v)	1.1011	1.9442	0.0527	0.1309
	Touratier (5v)	1.1011	1.9442	0.0527	0.1309
	Karama (5v)	1.1002	1.9439	0.0527	0.1337
	Reddy (5v)	1.1018	1.9444	0.0527	0.1280
100	Prés. étude (4v)	1.0651	1.9415	0.0525	0.1310
	Touratier (5v)	1.0651	1.9415	0.0525	0.1310
	Karama (5v)	1.0650	1.9415	0.0549	0.1339
	Reddy (5v)	1.0651	1.9415	0.0525	0.1281

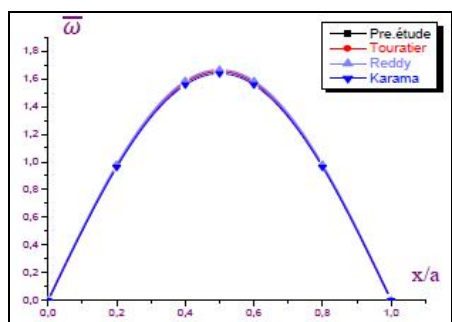


Fig.1 : Distribution du déplacement transversale à travers l'épaisseur d'une plaque carrée [0/90] avec a/h=5.

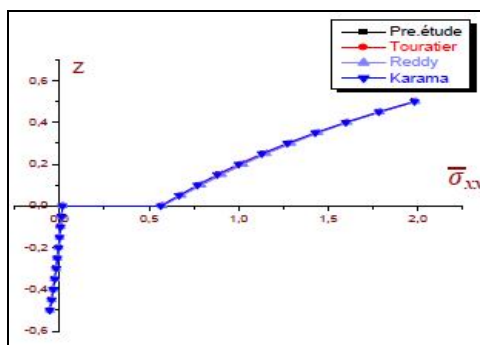


Fig.2 : Distribution de la contrainte normale $\bar{\sigma}_{xx}$ dans une plaque carrée [0/90] avec a/h= 5.

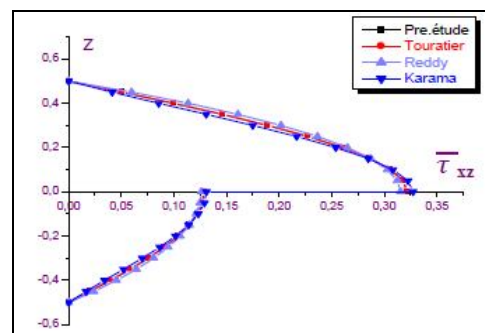


Fig.3 : Distribution de la contrainte $\bar{\tau}_{xz}$ à travers l'épaisseur d'une plaque carrée [0/90] avec a/h= 5.

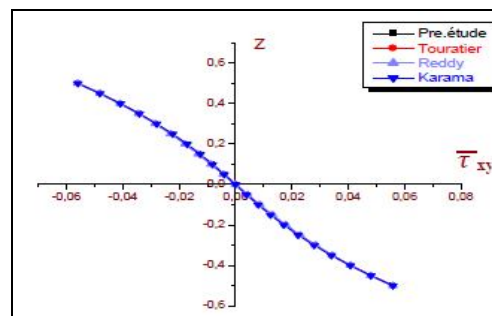


Fig.4 : Distribution de la contrainte $\bar{\tau}_{xy}$ dans une plaque carrée [0/90] avec a/h= 5.

7. DISCUSSION ET CONCLUSION :

Pour une plaque carrée antisymétrique sous chargement statique sinusoïdal, les équations d'équilibre et les conditions aux limites associées ont été tirés du principe des travaux virtuels. la méthode de Navier a été utilisée pour les solutions analytiques avec des conditions aux limites simplement appuyés.

Les résultats numériques obtenus ont été confrontés aux autres résultats de la littérature utilisant un champ de déplacement à cinq variables. Nous n'avons pas trouvé de grande différence, donc notre modèle de déplacement a montré son efficacité.

La nouvelle théorie remplit les conditions aux frontières et la distribution parabolique des contraintes tangentielles sans utiliser le coefficient de correction de cisaillement.

RÉFÉRENCES:

- [1] [Reddy.JN (1984)].A simple higher-order theory for laminated composite plates. J Appl Mech, Trans ASME 1984; 51:745–52. Pages 173,180.
- [2] [Touratier M. (1991)].An efficient standard plate theory. Engng Sci, vol. 29, no. 8, pages 901,916.
- [3] [Karama, M., Afaq, K.S., Mistou, S.,(2003)]. Mechanical behavior of laminated composite beam by the new multi-layered laminated composite structures model with transverse shear stress continuity. Int. J. Solids Struct. 40, 1525–1546.

ETUDE DU COMPORTEMENT ELASTIQUE DE L'ALLIAGE HYPOEUTECTIQUE 42000 EN MODE DE VIBRATION DE FLEXION AUTOMATIQUE

A. HAKEM^{1*}, Y. BOUAFIA¹.

¹Laboratoire LaMoMS, Université Mouloud MAMMERRI de Tizi-Ouzou, 15 000 Algérie
Auteur correspondant E-mail : a_hakem1951@yahoo.fr

Mots-clés : IET, caractéristiques élastiques, fréquences principales, flexion, automatique.

Résumé : L'Impulse Excitation Technique (IET) est l'une des récentes techniques non destructives qui permet de déterminer les fréquences de résonance, principales ou fondamentales d'une part et les fréquences d'amortissement ou de frottement interne d'autre part d'un spécimen de forme normalisée et bien déterminée. Ces fréquences de résonance ou d'amortissement sont intimement liées à la composition chimiques, la forme, les dimensions et la densité des éprouvettes usinées à partir de l'un des métaux choisis et qui régissent notre étude. Les caractéristiques fondamentales des éprouvettes utilisées à cet effet sont l'uniformité de leur forme et de leurs dimensions, la précision de leurs mesures ainsi de celle de leur densité et principalement le métal à étudier doit être isotrope. Une fois les fréquences principales sont déterminées, le logiciel Resonancy Frequency Dumping Analys (RFDA : Résonance Fréquence Amortissement Analyse) calcule le Module d'Young, le Module de cisaillement et le Coefficient de Poisson. L'Impulse Excitation Technique permet des mesures qui peuvent être prises à la température ambiante ou à haute température. Les éprouvettes normalisées peuvent être de forme rectangulaire, cylindrique plein ou creux et d'un disque plein ou percé d'un trou au centre. Comme la technique IET présente un grand avantage d'être non destructive, les éprouvettes peuvent être donc utilisées dans plusieurs expériences et sur des pièces réelles soit à température ambiante ou à basse ou haute température cryogénique.

INTRODUCTION

L'étude des propriétés élastiques des matériaux solides revêt une grande importance du point de vue aussi bien scientifique qu'industriel et pratique. Effectivement, dans des applications industrielles, il est exigé du constructeur et de l'ingénieur de connaître, au préalable et d'une manière précise, les caractéristiques élastiques des matériaux utilisés afin d'assurer un bon fonctionnement de leurs réalisations. Cette importance n'est pas l'une des moindres du point de vue scientifique, puisque ces propriétés nous renseignent aussi sur la nature des liaisons atomiques, c'est à dire des forces de liaisons atomiques. Ainsi, nous pouvons estimer les énergies d'interactions atomiques.

Afin de répondre à cette exigence tant souhaitée non seulement par les scientifiques mais aussi par les constructeurs, la méthode d'investigation *Impulse Excitation Technique*, qui fait partie des meilleures techniques utilisées jusqu'à présent, permet de déterminer de manière simple et précise les caractéristiques élastiques

de divers matériaux solides. De plus, sachant que cette méthode est non destructive, elle est très intéressante pour suivre l'évolution de ces caractéristiques au cours de différents aussi bien de traitements thermiques que d'opérations mécaniques sur une même éprouvette.

PRINCIPE DE LA MÉTHODE

L'Impulse Excitation Technique (IET), est l'une des récentes techniques dynamiques non destructives, qui permet de déterminer les caractéristiques élastiques des différents matériaux solides à température ambiante.

Les caractéristiques élastiques sont intimement liées à des fréquences particulières de résonance, appelées fréquences principales ou fondamentales, de vibration mécanique d'une éprouvette. Ces dernières dépendent considérablement de la composition chimique (propriétés élastiques intrinsèques), la masse, et la géométrie de l'éprouvette d'essai. Ainsi, les caractéristiques élastiques d'un matériau peuvent donc être calculées si et seulement si la forme géométrique (rectangulaire, cylindrique...etc.), la masse et les fréquences de résonance de vibration d'un spécimen donné sont connues.

A l'aide de cette technique, on peut déterminer le module d'Young dynamique E et le module de cisaillement dynamique G (modules de rigidité) en mesurant respectivement la fréquence de résonance de vibration en mode longitudinal, de flexion et de torsion. Ensuite, la formule reliant E et G est utilisée pour évaluer le coefficient de Poisson μ .

L'Impulse Excitation Technique est d'une grande importance parce qu'elle peut également suivre l'évolution des propriétés élastiques des matériaux solides au cours de la variation de température : températures cryogéniques et élevées, à condition d'apporter des modifications appropriées à l'équipement de l'appareil de mesure afin de compenser l'effet thermique.

A l'aide de cette méthode, pour calculer les valeurs des caractéristiques élastiques, on détermine d'abord les fréquences principales de résonance des éprouvettes d'une géométrie donnée.

L'IET est particulièrement appropriée pour déterminer les modules élastiques des matériaux homogènes, isotropes et qui ne présentent pas de défauts externes telles les fissures, retassures et d'autres déformations superficielles. Méthode simple, elle présente de nombreux avantages :

Cette méthode dynamique possède plusieurs avantages par rapport aussi bien aux techniques statiques de chargement qu'à celles de résonance qui exigent une excitation continue.

a- Elle est non destructive et peut être utilisée pour des éprouvettes destinées à d'autres essais.

b- A la différence des autres techniques, on utilise un outil d'impact et des supports très simples pour exciter par impulsion l'éprouvette.

c- Cette technique est très utile en contrôle de qualité des diverses pièces.

PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

Forme de l'éprouvette d'essai

Pour déterminer le module d'Young, nous avons utilisé le mode de vibration flexion automatique.

Les mesures ont été effectuées sur des éprouvettes parallélépipédiques (fig. 1) pour le mode précédent à température ambiante. Pour l'obtention des résultats fiables et précis et afin de mener à bien nos mesures, pratiquement

toutes les précautions ont été prises en compte. Parmi celles-ci nous pouvons citer les plus importantes :

La précision de mesures des côtes de l'éprouvette est largement supérieure à 0,1 mm.

La valeur de la dimension de l'épaisseur doit être uniforme le long de la longueur et de la largeur de l'éprouvette.

Avant de placer l'éprouvette sur le porte échantillon, nous avons effectué les opérations suivantes :

- Calcul des valeurs moyennes de ses dimensions en prélevant un certain nombre de mesures (de préférence au moins 05) en différents endroits de l'échantillon (il est recommandé que le pas de mesure soit identique et le prélèvement soit effectué le long de la dimension considérée).

- Effectuer la pesée de l'échantillon (au moins 03 mesures) pour déterminer sa masse moyenne.

MESURES EN MODE DE FLEXION AUTOMATIQUE :

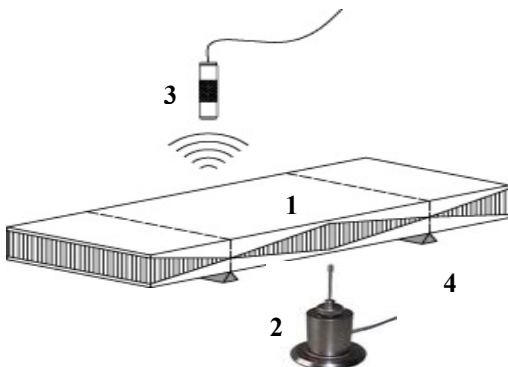


Fig 1 – Schéma de montage des pièces permettant d'effectuer des mesures du module d'Young en flexion automatique : 1 - échantillon, 2 - Impulser automatique, 3 - Microphone, 4 - Supports.

Après la prise des mesures de dimensions et la pesée de l'éprouvette, on place celle-ci horizontalement suspendue dans le porte échantillon à l'aide des fils spéciaux attachés à des ressorts, fixés à leur tour à la tablette. Un autre système est conçu spécialement pour le réglage de la tension des fils. Le tout repose sur un système d'amortisseur. Ce dernier élimine automatiquement toutes les vibrations extérieures qui viennent perturber considérablement les mesures. Après cette opération de mesures, on actionne le logiciel de l'appareil RFDA en choisissant tout d'abord la fenêtre *External measurement* puis *Set External measurement* information dans laquelle on introduit les données de masse et de dimensions. De l'ensemble du spectre de fréquences de résonance affichées, seules les fréquences principales, celles dont l'amplitude du signal *FFT* (*Fast Fourier Transformations*) est maximale, seront prises en considération.

EXPERIMENTATION

L'objectif consiste à suivre l'évolution des caractéristiques élastiques de l'alliage hypoeutectique *AlSi7Mg* pour trois états : brut de coulée noté : F, trempé désigné : T, vieilli noté : T46

L'*AlSi7Mg* est un alliage de fonderie à traitement thermique ayant une bonne coulabilité et une bonne tenue à la corrosion.

Les éprouvettes brutes de coulée subissent les traitements thermiques spécifiques suivants : chauffage et mise en solution avec homogénéisation à la température et un temps bien déterminés, - suivi immédiatement d'une trempe à l'eau à température ambiante, - vieillissements naturel et artificiel à des temps et température bien choisis.

	Longueur (mm)	Largeur (mm)	Epaisseur (mm)	Masse (gramme)
F	50,116	9,977	4,988	6,557
T	50,114	9,973	4,986	6,554
T46	50,116	9,974	4,984	6,555

Tableau 1 : Dimensions moyennes géométriques des éprouvettes d'essai de l'alliage hypoeutectique *AlSi7Mg*.

Tout d'abord, nous avons déterminé les modules d'Young correspondant aux différents états considérés de notre alliage par le mode de vibration de flexion automatique.

Les dimensions et les masses des éprouvettes utilisées, de forme parallélépipédique, sont données au **tableau.1**. Ces valeurs représentent les moyennes de 05 mesures prises sur chacune des dimensions de l'éprouvette.

Dans le but d'obtenir des valeurs très approchées des caractéristiques élastiques, les mesures ont été prélevées avec une très grande précision dépassant largement celles exigées pour le calcul de *E*. En outre, toutes les recommandations ont été respectées :

- l'uniformité des dimensions de l'échantillon.
- la longueur de l'échantillon soit largement supérieure à 2,5 fois la dimension de l'épaisseur..

Dans notre cas, le matériau considéré a une structure polycristalline. Il peut être alors considéré comme homogène et isotrope.

EQUATIONS DES CARACTERISTIQUES ELASTIQUES

Vibration en mode de flexion : Barre rectangulaire

Le module d'Young dynamique *E* de l'éprouvette ayant une fréquence principale de résonance de vibration en mode de flexion f_f est donné par l'équation ci-dessous (ref. ASTM E 1876-97):

$$E = 0.9465 \left(\frac{mf_f^2}{w} \right) \left(\frac{l^3}{t^3} \right) T$$

Width : *E* = Young 's modulus

f_f = Flexural frequency

m = mass

l = Length

w = Width

t = Thickness

T = Correction coefficient

MODULE D'YOUNG EN MODE DE FLEXION AUTOMATIQUE

Après avoir injecté les valeurs moyennes de dimensions et de masse de l'éprouvette d'essai pour chaque état du matériau étudié dans le programme du logiciel de l'appareil RFDA, nous avons obtenu les valeurs des fréquences de résonance, de *E* et de l'incertitude absolue ΔE . A noter que nous avons répété plusieurs fois l'opération précédente (mesures répétitives de l'ordre 20) et à chaque fois, nous retrouvons le même résultat. Ceci prouve la bonne fiabilité et fidélité de notre appareil. Après cela, les valeurs moyennes des caractéristiques précédentes ont été calculées. Sur la *figure 2*, qui correspond à la 13^{ème} mesure, sont représentées les caractéristiques de la vibration flexion de l'éprouvette, excitée *automatique*, de notre matériau pour l'état trempé. Toutes les caractéristiques de la vibration peuvent être sauvegardées dans un fichier. Tous les résultats obtenus pour l'ensemble des états du matériau étudié, sont regroupés dans les *tableaux 2*. A la différence des résultats de *E* de traction (E

reste presque constant), l'analyse de ceux de IET (tableau 3) montre que les valeurs du module E diminuent progressivement en allant de l'état brut de coulée à celui de revenu. En comparant les modules d'Young de traction à ceux donnés par IET, nous remarquons que les valeurs de la traction sont très supérieures à celles de l'IET. Or, selon la littérature, il est connu que le module d'Young des alliages Al-Si est approximativement égal à 70 GPa. Ce grand écart peut être expliqué par le fait que la méthode de traction n'est pas précise pour la détermination du module d'Young, tandis que la méthode IET est conçue spécialement pour la détermination des valeurs des caractéristiques élastiques. Par conséquent, les résultats de E obtenus par traction ne peuvent pas être assez fiables que ceux donnés par l'IET.

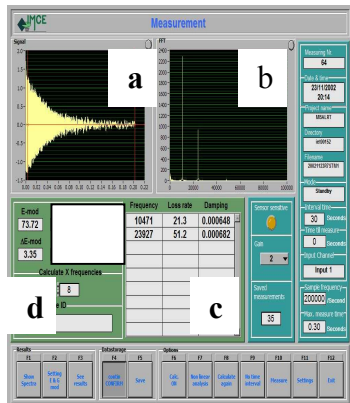


Fig.2 - Fenêtre montrant la forme du signal de la vibration en mode de flexion automatique (a), le pic de la fréquence principale(b), les valeurs de la fréquence principale de résonance et la capacité d'atténuation(c), les valeurs de E et ΔE (d).

RESULTATS EXPERIMENTAUX

Etat F			
(a)	ff _a (Hz)	E (GPa)	ΔE (GPa)
1	10546	75,18	1,21
2	10546	75,18	1,21
3	10546	75,18	1,21
4	10546	75,18	1,21
5	10546	75,18	1,21
Moyenne	10546	75,18	1,21
Etat T			
(b)	ff _a (Hz)	E (GPa)	ΔE (GPa)
1	10475	73,78	1,54
2	10475	73,78	1,54
3	10475	73,78	1,54
4	10475	73,78	1,54
5	10475	73,78	1,54
Moyenne	10475	73,78	1,54
Etat T46			
(c)	ff _a (Hz)	E (GPa)	ΔE (GPa)
1	10254	67,01	2,15
2	10257	67,04	2,15
3	10253	66,99	2,15
4	10256	67,03	2,15
5	10254	67,01	2,15
Moyenne	10255	67,02	2,15

Tableaux 2 : Valeurs des Caractéristiques élastiques de AlSi7Mg mesurées en mode de flexion automatique : ff_a - fréquence de résonance, E - module d'Young, ΔE – incertitude absolue.

	ff _a (Hz)	E (GPa)	ΔE (GPa)
F	10546	75	1

T	10475	74	2
T46	10253	67	2

Tableau 3 – Valeurs moyennes des Caractéristiques élastiques et de la capacité d'amortissement mesurées en mode de flexion automatique.

CONCLUSION

Pendant le traitement d'homogénéisation les atomes du soluté migrent probablement vers les dislocations et les joints de grains qui constituent des sièges favorables pour l'accueil de toute sorte de défauts ponctuels. Cette diffusion s'accroît d'avantage pendant la maturation et le revenu. Ce phénomène de déplacement des atomes vers les joints de grains provoque un appauvrissement de l'élément de soluté à l'intérieur des grains.

D'autre part, les modules d'Young et de cisaillement sont intimement liés à l'énergie d'interaction créée par l'ensemble des forces de liaison atomique. De ce constat, la diminution de la teneur en Si à l'intérieur des grains entraîne une chute de l'énergie d'interaction. Par conséquent les caractéristiques élastiques décroissent de l'état F à l'état T46 en passant par l'état T.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Ahmed.Hakem, mémoire de magister, Microstructure et Propriétés Mécaniques de l'Alliage Hypoeutectique AlSi7Mg, 2005, Département Génie - Mécanique, Faculté du Génie de la Construction, Université Mouloud MAMMARI de Tizi – Ouzou.
- Spinner and W. E. Tefft, A Method for determining Mechanical Resonance Frequencies and for Calculating Elastic Moduli from These Frequencies, Proceedings, ASTM, 1961, pp. 1212 –1238.
- G. Roebben, B. Bollen, A. Brebels, J. Van Humbeek, O. Van Der Biest, "Impulse excitation apparatus to measure resonant frequencies, elastic moduli and internal friction at room and high temperature", Review of Scientific Instruments, Vol. 68, pp. 4511-4515 (1997).
- G. Roebben, O. Van Der Biest, "Damping and elastic properties by impulse excitation technique for Quality Control", presented at the Intl. Sympos. On Ceramic Materials and Components for Engines, Arita, Japan, (oct. 97).
- G. Roebben, O. Van Der Biest, *Elastic and anelastic properties of silicon nitride at high temperatures by non-destructive impulse excitation*", Materials Science Forum, 325-326, 167-172, (2000).
- G. Roebben, R.G. Duan, D. Sciti, O. Van der Biest, "Assessment of the high temperature elastic and damping properties of silicon nitrides and carbides with the impulse excitation technique (IET)", J. Europ. Ceram. Soc., 2002.

MICROGRAPHIE ET ANALYSE EDS-X DES CONSTITUANTS D'UNE STRUCTURE SANDWICH

AIT TAHAR K., SAIDANI K.

Laboratoire LaMoMS , F. G. C- Université Mouloud Mammeri de Tizi ouzou – Algérie

Résumé

Dans ce travail, une analyse EDS-X des différents constituants d'une structure sandwich à âme combinée est présentée. Le composite sandwich est constitué de deux peaux en fibres métalliques et de résine époxyde de type STR et d'une âme constituée d'une combinaison de deux matériaux différents. Les résultats mettent en exergue la bonne compatibilité entre les constituants.

Mots clés. Composite, sandwich, analyse EDS-X, micrographie.

1. Introduction

La microscopie électronique à balayage (MEB ou SEM pour Scanning Electron Microscopy) est une technique de microscopie électronique capable de produire des images en haute résolution de la surface d'un échantillon en utilisant le principe des interactions électrons-matière.

Aujourd'hui, la microscopie électronique à balayage est utilisée dans le domaine de la science des matériaux. Les appareils sont équipés de détecteurs d'électrons secondaires dont la résolution se situe entre 0,4 nanomètre et 20 nanomètres.

La structure composite sandwich présente de nombreux intérêts : légèreté, excellent rapport rigidité/masse, pouvoirs isolants (thermiques et phoniques) importants. En revanche, elle présente certains inconvénients, à titre d'exemple, on peut citer : le risque de flambement et une tenue thermique variable suivant les natures des composants.

Une analyse EDS-X des différents constituants d'un sandwich composé de deux peaux en fibres métalliques et de résine époxyde de type STR et d'une âme constituée d'une combinaison de deux matériaux tissus et carton dont la cannellure a une forme ondulée, est présenté dans ce travail.

2. Procédure expérimentale

2.1. Appareillage

Afin de révéler la microstructure de nos échantillons, nous avons utilisé un microscope électronique à balayage de type PHILIPS ESEM XL30 à filament de W, équipé d'un système de microanalyse par dispersion d'énergie (EDS-X). Les structures ont été observées en électrons secondaires et rétrodiffusés. Le bâti (fig.1) qui constitue le microscope comporte le canon (1) produisant des électrons primaires d'énergie compris entre 1 et 35 keV et un système de lentilles condensatrices (2) permettant de réduire la taille du faisceau d'électrons primaires émis, une autre lentille objective (3) dont le rôle est de réduire à nouveau le faisceau d'électron et le focaliser sur l'échantillon massif (5). Grâce à un module de balayage (4), le faisceau balaye une région de largeur « L » de l'échantillon. Un des signaux

produits par le bombardement de l'échantillon est capté par un détecteur approprié qui l'amplifie et module la brillance de l'écran de largeur « L » dont la fréquence de balayage est similaire à celle utilisée par le bombardement des électrons primaires sur l'échantillon.

Les analyses ponctuelles sont effectuées par détection des rayons X caractéristiques émis par les atomes de l'échantillon.

L'impact d'un électron primaire à haute énergie peut ioniser un atome à une couche interne. La désexcitation, le remplissage de l'ordre énergétique de la structure électronique, se produit avec émission de rayons X

L'analyse de ces rayons permet d'obtenir des informations sur la nature chimique de l'atome.

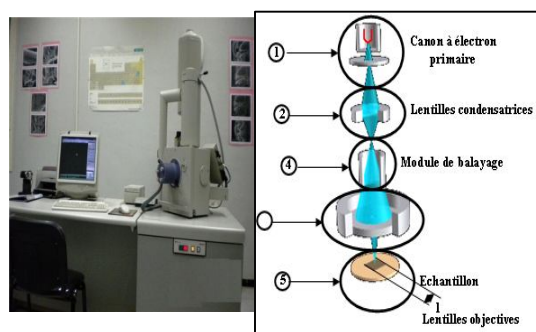


Figure 1. Microscope électronique à balayage

2.2. Matériaux utilisés

L'âme d'une structure sandwich est recherchée pour sa résistance au cisaillement et pour ses propriétés thermiques. Les liaisons à l'interface âme/peau sont un élément capital pour les performances du sandwich. Le sandwich est constitué de deux peaux en fibres métalliques imprégnées de résine époxyde de type STR et d'une âme constituée d'une combinaison de deux matériaux : tissus et d'un assemblage rigide de feuilles planes. Les collages des différents éléments du sandwich ont été réalisés à base d'une résine STR conçue par Granitex Algérie. Les propriétés mécaniques sont données dans le tableau 1. Le renfort métallique utilisé dans le stratifié est une grille de fils d'acier de diamètre 0,17 mm. Sa résistance à la rupture est de 512,9 MPa. L'âme combinée est constituée de carton ondulé, qui peut être décrit comme un assemblage rigide de feuilles planes.

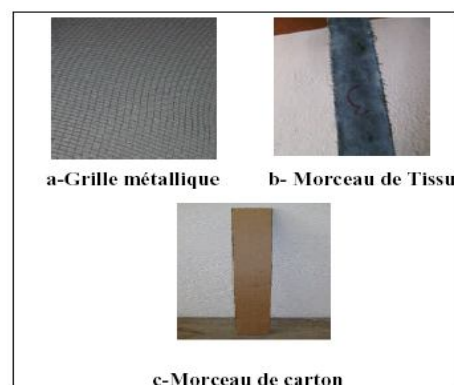


Figure 2. Matériaux utilisés.

Les propriétés mécaniques sont données par le tableau 2 et la composition des éprouvettes est donnée dans le tableau 3.

constituant	densité	Rm compression [MPa]	Rm traction par flexion [MPa]
Résine Medapoxy STR	13,5 ± 0,05	>70	25

constituant	densité	E [GPa]	σ Elastique [MPa]	A%
Tissu	1,5-1,6	5,5-12,6	287-597	7-8
Carton	1,45	19-21	350-700	3-7

Variante	composition		L x l x e (mm)	poids (g)
	âmes	peaux		
1	2 Jeans et 1 carton		600 x 60 x 19	776,5
	4 Jeans et 1 carton			
2	3 Jeans et 2 cartons	Grille métallique		880

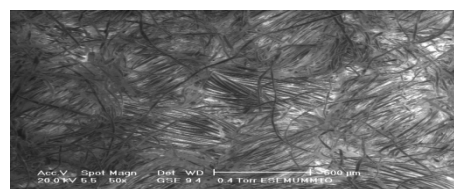


Figure 4.b. Micrographie du tissu

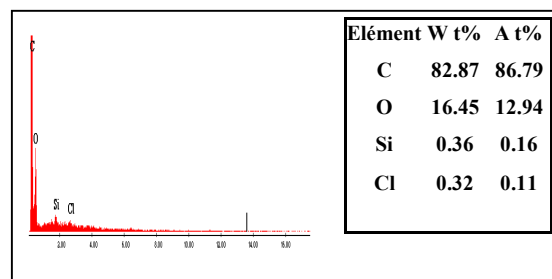


Figure 5.a. Analyse EDS-X globale de la résine

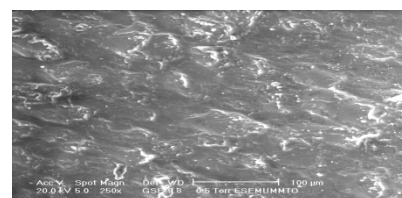


Figure 5.b. Micrographie de la résine

3. Présentation des résultats

Les différents résultats obtenus par l'analyse EDS-X des différents constituants du sandwich sont présentés dans les figures 3, 4,5 et 6.

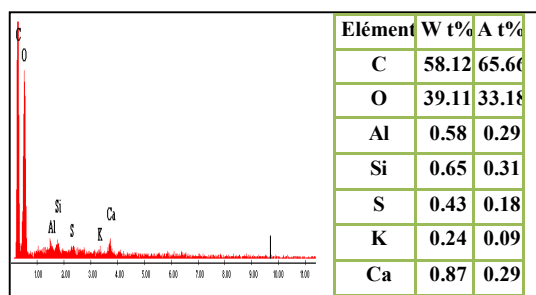


Figure 3.a. Analyse EDS-X globale du carton

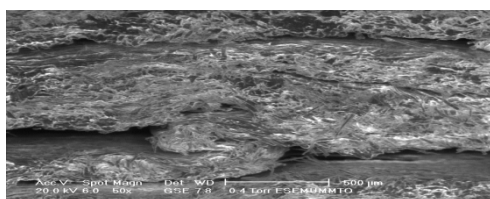


Figure 3.b. Micrographie du carton

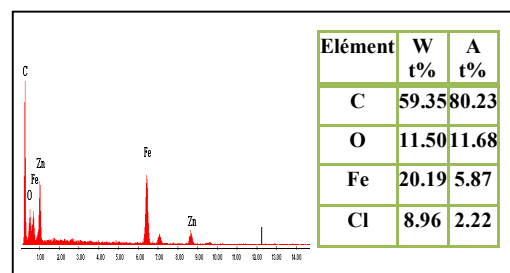


Figure 6.a. Analyse EDS-X globale de la fibre

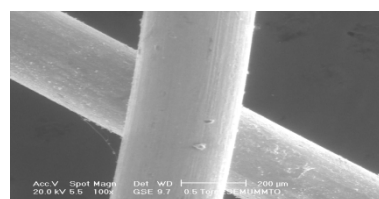


Figure 6.b. Micrographie de la fibre métallique

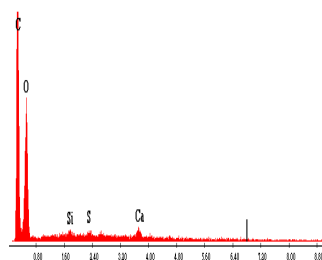


Figure 4.a. Analyse EDS-X globale du tissu

4. Analyse des résultats et conclusion

La micrographie du carton prise par des électrons secondaires montre des couches de mâts de fibres avec des cavités représentées en couleur sombre. L'analyse EDS-X globale de l'échantillon de carton révèle une grande teneur en masse de carbone et d'oxygène atteignant respectivement 58.12% et 39.11% et des teneurs insignifiantes en aluminium, silicium, soufre, potassium et calcium. Ces teneurs insignifiantes peuvent être des impuretés. Pour le tissu, la morphologie est fibreuse. L'analyse EDS-X globale de l'échantillon de tissu révèle une grande teneur en masse de carbone et d'oxygène atteignant respectivement 60.69% et 37.64% et des teneurs

insignifiantes en silicium, soufre et calcium. La morphologie de la résine est de forme irrégulière. L'analyse EDS-X globale de l'échantillon de la résine présente une grande teneur en masse de carbone (82.87%) et une teneur de 16.45% en oxygène et des traces de silicium et chlore. Enfin, pour les fibres métalliques, la morphologie est de forme régulière de couleur blanchâtre. L'analyse EDS-X globale de l'échantillon de la fibre métallique présente une grande teneur en masse de carbone (59.35%) et des teneurs moins élevées d'oxygène, de fer et de chlore de teneurs respectives de 11.50% 20.19% et 8.96%..

En conclusion, on remarque l'existence des deux éléments prépondérants (carbone, oxygène) en forte quantité dans tous les constituants du sandwich, ceci peut justifier la bonne compatibilité du travail mécanique entre les constituants. Une investigation du champ de déplacement du cisaillement au niveau de l'âme est nécessaire pour quantifier l'apport apporté par le tissu en termes de résistances et performances physico-mécaniques, en général.

Références

- [1] Berthelot, J.M., *matériaux composites – comportement mécanique et analyse des structures*, 3ème édition, technique & documentation, 1999 pp 642.
- [2] .Luo S, Suhling J.C., The bending stiffnesses of corrugated board, Journal ASME, Mechanics of cellulosic materials, AMD-Vol. 145 / MD-Vol 36. 1992.
- [3] Spatz H.CH., Köhler L. et Niklas K.J.: Mechanical behaviour of plant tissue: composite materials or structures, The Journal of Experimental Biology, 202, p. 3269-3272 (1999)
- [4] Goldstein J, Newbury,D E, Echlin,P, Charles E. Lyman, David C. Joy, Lifshin, E, Sawyer L. C., Michael J. R., *Scanning Electron Microscopy and X-ray Microanalysis*, Springer Verlag, 1992(ISBN 978-0306472923).

CONTRIBUTION A L'AMELIORATION DES PROPRIETES MECANIQUES DU BETON PAR DES AJOUTS MINERAUX

M. S. MANSOUR ⁽¹⁾, M.T. ABADLIA ⁽¹⁾, A.
AFALFIZ ⁽²⁾, W. LADAOUI ⁽³⁾

(1)Unité de recherche : Matériaux, Procédés et Environnement UR-MPE / Université M'Hamed Bougara, Avenue de l'indépendance, 35000 Boumerdes, Algérie (mansabri2002@yahoo.fr).

(2) Ceramines, Z. I.16100 Dar El Beida, Alger, Algérie.

(3) Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions, LMDC/ UPS, INSA, Université de Toulouse, 135 Avenue de Rangueil, F-31077 Toulouse cedex 04 France.

RÉSUMÉ : L'intérêt majeur qui a été à l'origine de cette étude est la possibilité de remplacer une partie d'un matériau industriel qui est le ciment par 10% d'ajouts minéraux algériens et pas chers comme la pouzzolane, les déchets de brique (chamotte) et le métakaolin. Les propriétés mécaniques des différents bétons à base de ces ciments ont été étudiées. Les résultats montrent que les résistances en compression des bétons avec ajouts augmentent sans dépasser celle du béton de référence BR. Ceci est dû au ralentissement de la réaction pouzzolanique par les ajouts minéraux. De plus, il s'avère que la chamotte est le meilleur ajout qui contribue à l'amélioration en augmentant la résistance à la traction et à la flexion du béton. Le béton contenant le métakaolin BMK n'est pas loin d'atteindre les résistances du béton de référence BR par rapport au béton avec la pouzzolane BPZ. Les essais mécaniques donnent des résultats prometteurs qui encouragent l'utilisation du ciment avec les ajouts cités comme composants d'un béton de hautes performances désigné pour l'industrie en Algérie.

MOTS-CLÉS: Béton, Déchets de briques, Métakaolin, Pouzzolane, Résistances mécaniques.

ABSTRACT: The major interest has been the source of this study is the possibility of replacing part of an industrial material that is cement by 10% of Algerian and cheap mineral additives as pozzolan, waste brick (chamot) and metakaolin. The mechanical properties of different concretes were studied. The results show that the compressive strengths of concrete with additions increase without exceeding that of the reference concrete BR. This is due to the slower pozzolanic reaction with mineral additions. In addition, it appears that the chamot is the best addition that helps to improve by increasing the tensile and flexural strength of concrete. Concrete containing metakaolin BMK is not far from reaching the resistance of the reference concrete BR compared to concrete with pozzolan BPZ. Mechanical tests show promising results that encourage the use of cement with additions mentioned as components of a high performance concrete designated for industry in Algeria.

KEY WORDS: Concrete, Waste brick, Metakaolin, Pozzolan, Mechanical strengths.

1. Introduction

Dans ce travail, l'effet d'un taux de remplacement de 10% d'ajouts minéraux algériens tels que le métakolin, la chamotte (déchets de briques) et la pouzzolane sur les propriétés mécaniques du béton a été analysé. Récemment, le métakaolin a été introduit comme une pouzzolane très active et efficace pour le remplacement partiel du ciment dans le béton. Le métakaolin est un produit à base de silice qui, par réaction avec $\text{Ca}(\text{OH})_2$ obtenu lors de l'hydratation du ciment, produit un gel de silicates de calcium hydraté CSH qui augmente les résistances mécaniques [1,2]. Par ailleurs, de grandes quantités de déchets de briques sont produites chaque année en Algérie. Il est donc intéressant d'exploiter cette source de déchets comme une pouzzolane artificielle substituée au ciment. Ce déchet de brique broyé finement est appelé la chamotte. Sa composition chimique laisse penser qu'elle peut être utilisée en substitution partielle du ciment des bétons. Cette dernière présente des intérêts, à la fois écologiques par la diminution de gaz à effet de serre lors de la fabrication du ciment mais aussi évite de mettre en décharge des matériaux. Quelques études [2] ont démontré que la roche de pouzzolane de Beni-Saf (Algérie) possède des propriétés pouzzolaniques. Ainsi, elle est employée et commercialisée principalement auprès des cimenteries qui l'utilisent comme ajout actif à des taux de 15 à 20 % dans la fabrication des ciments composés.

2. Programme expérimental

2.1 Matériaux

Le ciment utilisé pour la confection des bétons est un CEM I 52,5R conforme à la norme européenne EN 197-1 Le métakaolin est une pouzzolane de synthèse, obtenu par calcination du kaolin originaire de la région de TAMAZERT (MILIA-ALGERIE) [3]. La chamotte provient du broyage et du tamisage de la brique de la région de BORDJ MENAEL (wilaya de Boumerdes). Enfin, la pouzzolane qui est un matériau d'origine volcanique extrait du gisement de Bou Hamidi situé à 2.5 km de Béni- Saf (Nord- Ouest algérien) [2]. 2% de superplastifiant à base de polycarboxylate phosphonate modifiés a été employé, directement incorporé sous la forme de solution commerciale dans l'eau de gâchage. Des granulats tels que le sable 0/4mm et les gravillons 4/10mm, roulés alluvionnaires sont utilisés. Le tableau 1 regroupe les principales propriétés des différents constituants.

2.2 Compositions des bétons

La formulation des bétons est déterminée à partir d'un logiciel d'aide à la formulation des bétons « BétonLab.Pro » [4] en tenant compte des différentes données relatives aux matériaux utilisés. Les compositions des bétons sont indiquées dans le tableau 2. A partir d'une formulation de référence, trois formulations ont été déduites en substituant 10% de la masse de ciment par les ajouts utilisés. La teneur en eau a été maintenue constante pour toutes les formulations afin d'apprécier l'effet de chaque ajout sur les propriétés des matériaux.

Tableau 1 : Propriétés physiques des matériaux

Materiaux	Ciment	MK	CH	PZ
Surface spécifique (cm ³ /g)	4200	8722	8703	8240
Densité	3.12	2.54	2.83	2.79
Activité minérale mg Ca(OH) ₂ /g	-	137.5	126.1	149.8
Demande en eau (%)	27.4	28.6	27.4	27.6

Tableau 2: Compositions des bétons [kg/m³]

Désignation des bétons	BR	BMK	BPZ	BCH
Ciment	400	360	360	360
Sable	861	861	861	861
Gravier	861	861	861	861
MK	-	40	-	-
PZ	-	-	40	-
CH	-	-	-	40
Etotale	187.5	187.5	187.5	187.5
Efficace	160	144	144	144
SP	32	32	32	32

2.3 Préparation des bétons

Pour chaque type de béton, trois éprouvettes cylindriques (118x235) préparées et rectifiées sont testées en compression après une cure de 7 jours et 28 jours, conformément à la norme EN NF 196-1. La charge maximale atteinte est enregistrée et la résistance en compression calculée. Par ailleurs, trois autres éprouvettes cylindriques (118x235) sont testées à l'essai de traction par fendage à 54 jours selon la norme EN NF. De plus, trois éprouvettes prismatiques (70x70x280) sont testées à l'essai de flexion trois points à 28 jours.

3. Résultats et discussion

3.1 Effet des ajouts sur la résistance en compression

La figure 1 illustre les valeurs moyennes des résistances en compression des bétons testés à 7j et 28j ainsi que les écarts-types correspondants. Celle-ci montre clairement que pour tous les bétons (avec ou sans ajout), la résistance augmente avec l'échéance. Pour une échéance donnée, le béton de référence présente la résistance la plus élevée, les bétons BMK et BCH sont comparables tandis que le béton BPZ présente la résistance la plus faible.

Dans la littérature [5, 6], les principaux facteurs qui affectent la contribution des ajouts notamment le métakaolin dans la résistance sont: l'effet filler, l'effet de dilution et la réaction pouzzolanique avec l'hydroxyde de calcium Ca(OH)₂ obtenu lors de l'hydratation du ciment. Ici l'hydratation ainsi que la réaction pouzzolanique paraissent lentes puisque les résistances des bétons avec ajouts ne dépassent pas celle du béton BR avant 28 jours. En effet, Caldarone et al [7] produisent des bétons avec 5% et 10% MK, et ont montré que la résistance augmente jusqu'à l'âge de 365 jours. Wild et al [6] ont constaté que des gains de

résistance sont toujours présents après 90 jours. Par ailleurs, Nacéri et Chikouche [9] trouvent des résistances mécaniques en compression et en flexion améliorées à 90 jours pour des mortiers contenant 10% de déchets de brique. Belaribi et al [2] ont trouvé que substituer 20% de pouzzolane naturelle de Béni-Saf au ciment portland, confère au béton des performances qui égalent sinon surpassent à long terme celle du béton témoin.

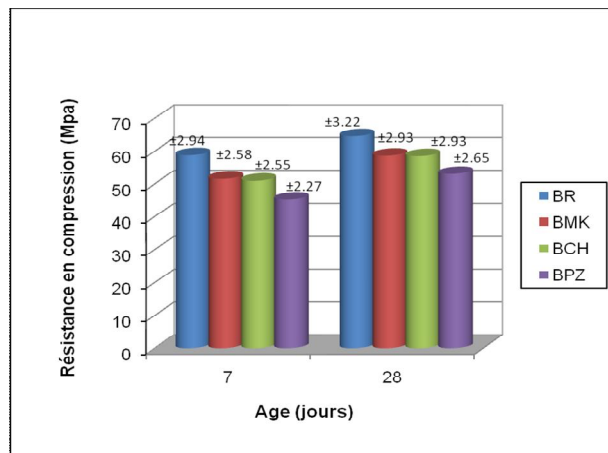


Figure 1. Evolution des résistances en compression des bétons.

3.2 Effet des ajouts sur la résistance à la flexion

La figure 2 illustre le développement de la force moyenne appliquée à l'éprouvette de béton lors de l'essai de flexion en fonction de la flèche moyenne subie. Elle montre que par comparaison au béton de référence, et pour la charge maximale atteinte, il n'y a pas de différence significative avec les bétons BCH et BMK. BPZ présente la charge maximale significativement la plus faible. Par ailleurs, la figure 3 illustre le développement de la résistance à la flexion à 28 jours des différents bétons. Le taux de remplacement du ciment par 10% de métakaolin et 10% de pouzzolane induit une diminution de la résistance à la flexion avant 28 jours. En effet, la résistance de BPZ est plus petite que celle de BR mais celle de BMK lui est presque identique en considérant un écart type de +5%. Cette différence est due peut être à la nature lente de la réaction pouzzolanique des ajouts. Par contre, 10% CH engendre dans le béton une résistance égale à celle de BR. Des résultats similaires ont été trouvés par Siddique et al [8]: Pour la résistance à la flexion, le remplacement du ciment par le métakaolin induit une diminution de cette dernière durant les premiers jours, mais une résistance égale à 28 jours. Nacéri et Chikouche [9] et Belaribi et al [2] ont trouvé des résistances à la flexion améliorées à 90 jours pour des mortiers contenant 10% de pouzzolane de Béni-Saf ou de chamotte respectivement.

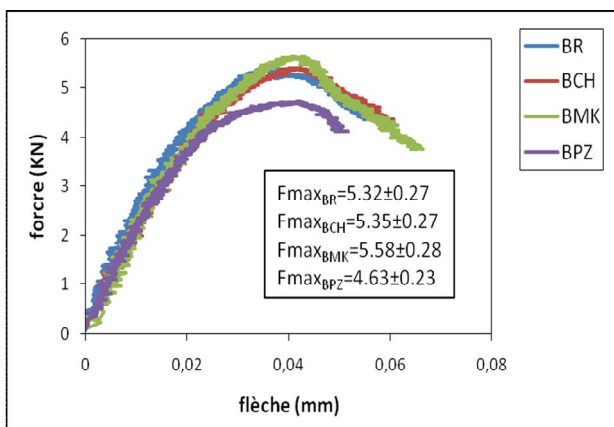


Figure 2. Relation entre la force de flexion et la flèche subies par les bétons.

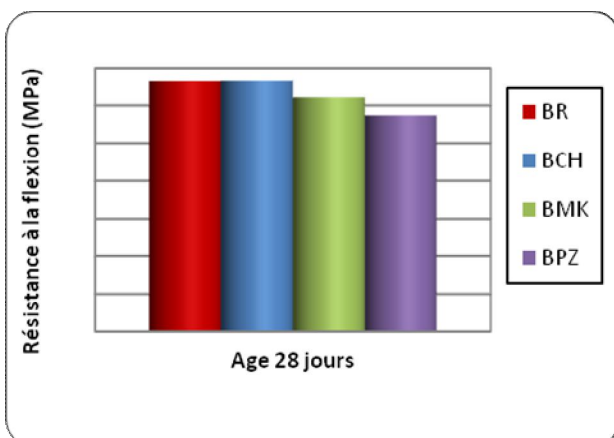


Figure 3. Résistances à la flexion des bétons à 28 jours.

3.3 Effet des ajouts sur la résistance à la traction

La figure 4 montre que la chamotte augmente la résistance à la traction du béton de 15%, le métakaolin développe une résistance qui s'approche de celle du béton de référence de 1.6%. Alors que la pouzzolane diminue la résistance du béton de 14%. Il s'avère d'après ces résultats que la chamotte est le meilleur ajout qui contribue à améliorer la résistance à la traction du béton.

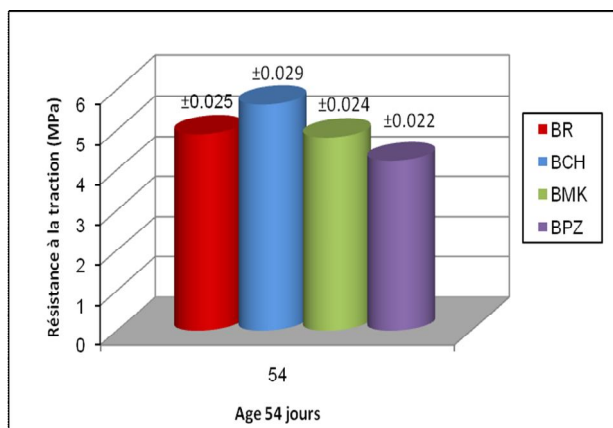


Figure 4. Résistances à la traction à 54 jours des bétons BR, BCH, BMK, BPZ.

4. Conclusion

Les tests mécaniques effectués ont révélé l'influence du taux de 10% d'ajouts sur le comportement des bétons. Les

résistances en compression des bétons avec ajouts augmentent sans dépasser celle du béton de référence BR. Néanmoins, à plus long terme, la réaction pouzzolanique doit contribuer à une diminution des écarts entre les bétons incorporant les ajouts et le béton de référence. Il s'avère que la chamotte et le métakaolin sont les meilleurs ajouts qui améliorent la résistance à la traction et à la flexion du béton. Les essais mécaniques donnent des résultats prometteurs qui encouragent l'utilisation du ciment avec les ajouts cités comme composants d'un béton de hautes performances désigné pour l'industrie en Algérie. Les bétons à base de l'un des trois ajouts utilisés permettent une économie en clinker dans la composition du ciment tout en préservant de bonnes résistances mécaniques et sans avoir recours ni à un traitement thermique, ni à une activation chimique. Ce qui est favorable pour un pays comme l'Algérie.

Références

- [1] Merabet, D. & Belkacemi, H. caractérisation minéralogique et chimique du kaolin de Tamazert (Algérie). *Annales de chimie.*, Vol. 28, pp. 61-83, 2003.
- [2] Belaribi, N. B. Semcha, M. & Laoufi, L. Influence de la pouzzolane de Beni-Saf sur les caractéristiques mécaniques des bétons, *Can.j.Civ.Eng.*, Vol. 30, pp. 580-584, 2003.
- [3] Kaid, N., Cyr, M., Julienand, S., & Khelafi. H., Durability of concrete containing a natural pozzolan as defined by a performance-based approach, *Construction and Building Materials*, Vol. 23, pp. 3457- 3467, 2009.
- [4] Sedran, T., & De Larrard F., *BetonlabPro 2*, Computer Aided Mix Design Software, Presses de l'Ecole nationale des Ponts et Chaussées, 28 rue des Saints-Pères, 75007 PARIS, France, 2000.
- [5] Wong, H.S., Efficiency of calcined kaolin and silica fume as cement replacement material for strength performance, *Cem.Concr.Res.*, Vol. 35, pp. 696-702, 2005.
- [6] Wild, S., Khatib, J. M., & Jones, A., Relative strength, pozzolanic activity and cement hydration in superplasticized metakaolin, concrete, *Cem. Concr. Res.*, Vol. 26, pp. 1537-1544, 1999.
- [7] Caldarone, MA., Gruber, KA., & Burg, RG., High reactivity metakaolin: a new generation mineral admixture, *Concrete*, pp. 37-40, 1994.
- [8] Siddique, R., & Klaus, J., Influence of metakaolin on the properties of mortar and concrete: A review, *Applied Clay Science*, Vol. 43, pp. 392-400, 2009.
- [9] Naceri, A., & Chikouche, H. M. Use of waste brick as a partial replacement of cement in mortar, *Waste Management*, Vol. 29, pp. 2378-2384, 2009.

DURABILITE DES BHP ELABORES AVEC LE MARBRE DANS LES MILIEUX AGRESSIFS

M. BELOUDAH¹, N. TEBBAL¹, Z. RAHMOUNI²

^{1,2,3} Université de M'sila, Algérie,

¹tebbalnadia@yahoo.fr, ²rahmouniz@yahoo.fr

¹sara_belw@yahoo.fr

Résumé : Ce travail vise à améliorer certaines propriétés physico-mécaniques d'un béton à hautes performances en augmentant sa compacité par l'addition d'un résidu minéral finement broyé qui est la poudre de marbre. A cet effet, on a utilisé plusieurs procédés expérimentaux de caractérisation pour étudier l'effet de la poudre de marbre sur les performances de ce type de béton. Les résultats obtenus, nous ont permis de confirmer que l'addition de poudre comme un ajout cimentaire dans les bétons à hautes performances, apporte une amélioration significative sur non seulement les propriétés physico-mécanique mais aussi sur les indicateurs de durabilité.

Abstract: This work aims to improve certain physical and mechanical properties of high performance concrete by increasing its compactness by the addition of an inorganic residue is finely ground marble powder. For this purpose, we used several experimental methods of characterization to study the effect of marble powder on the performance of this type of concrete. Results, we have confirmed that the addition of powder as a supplementary cementing material in high performance concretes provides a significant improvement over not only the physico-mechanical but also on sustainability indicators.

Mots-clés : Marbre, durabilité, béton à haute performance, porosité, compacité.

1 INTRODUCTION

Dans l'industrie cimentaire, la recherche d'un liant moins coûteux en utilisant des déchets industriels et des ressources naturelles est devenue une préoccupation majeure pour palier au déficit dans la fabrication du ciment Portland. Ces ajouts proviennent de sources naturelles (pouzzolane naturelle, calcaire, métakaolin, etc...) ou de sous-produits d'autres industries (cendres volantes, laitier, fumée de silice, etc...) [1]. La durabilité des bétons dans différents milieux plus ou moins agressifs (eau de mer, eau séléniteuse) peut être quantifiée par l'évolution de leurs résistances mécaniques.

Dans ce travail, nous présentons les résultats d'une étude expérimentale portant sur l'évolution de l'effet de la poudre de marbre sur l'évolution des résistances à la compression des bétons vis-à-vis d'une eau de robinet et deux solutions (NaCl, MgSO₄). La particularité de cette étude est d'utiliser

la poudre de marbre comme ajout au ciment CEM II/A on comparant les résultats avec celle de Chaid [2].

2 .MATERIEL ET METHODE

2.1 Le ciment

Le ciment utilisé CEM II/A 42,5 a une surface spécifique Blaine SSB de 4200 cm²/g.

2.1 Poudre de marbre

La poudre de marbre utilisée est un déchet de marbreries. L'analyse chimique réalisée la cimenterie de AinKebira Setif (Algérie) par donnée en oxydes révèle un taux assez élevé de calcium (près de 40 % en oxyde), associée à de la magnésie et de silice en faibles teneurs.

Les granulats

Les granulats utilisés sont des granulats concassés (3/8 et 8/15). Ils viennent de carrière COSIDER en Algérie. Le sable (0/5) contient 80,14% SiO₂, 10,5% CaCO₃, 1,84% de Al₂O₃ et d'autres minéraux tandis que le gravier est composé de 36,66% de SiO₃, 34,16% de CaCO₃, de 2,83% MgO et d'autres minéraux. Les granulats sont caractérisés par leur densité absolue respectivement $\rho_s = 2,50$ et $\rho_g = 2,52$.

2.4 Super plastifiants

Medaplast SP40'' : une solution hydrosoluble de PH égale à 8.2 et de densité égale à 1.22.

Trois bétons ont été fabriqués en utilisant la méthode de Scherbrook. La substitution de 5 et 10% du ciment par le marbre conduit à l'obtention de deux bétons (B5, B10) optimaux. Le béton témoin sans adjuvant et sans marbre est noté Bt.

Constituants		Composition		
		B ₅	B ₁₀	B _t
Ciment	kg/m ³	332.5	315	350
Gravier (3/8)		427.46		
Gravier (8/15)		954.58		
Sable (0/5)		388.9		
PM %		17.5	35	////
Eau		l/m ³	201.36	
Super 1.5%	5.25		////	
E/C		0.42	0.44	0.57

Tab 1 : La composition d'un 1m³ de béton

3. RESULTATS

3.1. Évolution de l'affaissement au cône d'Abrams en fonction de taux de substitution

On observe que l'addition de la poudre fait diminuer l'affaissement au cône d'Abrams, ceci peut être expliqué par la nécessité de mouiller les très grandes surfaces spécifiques des micro-sphère des grains de la poudre de marbre.

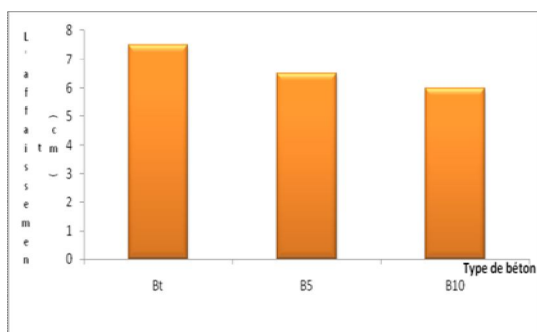


Fig 1. Évaluation de l'affaissement au cône d'Abrams

3.2. L'effet de porosité en fonction de taux de substitution

Malgré que les deux types de béton appartiennent à la même classification, c'est-à-dire ce sont des bétons très maniables. On observe que l'addition de la poudre fait diminuer la porosité est donne une amélioration de porosité à l'état durci à celles du béton avec la même formulation et sans ajouts du marbre.

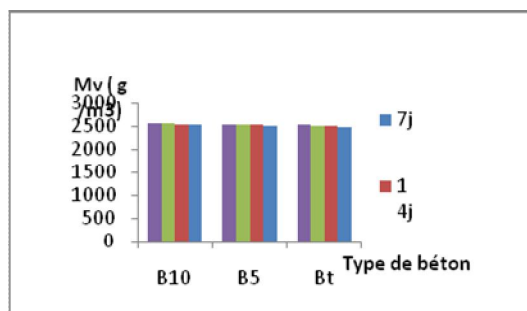


Fig 2. Influence du taux de substitution en poudre de marbre sur la variation de la masse volumique

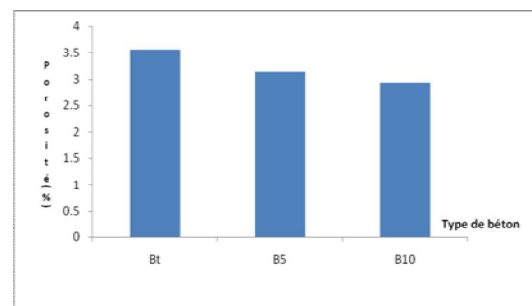


Fig 3. Influence du taux de substitution en poudre de marbre sur la porosité

3.4 Effet des milieux agressifs sur la durabilité des bétons

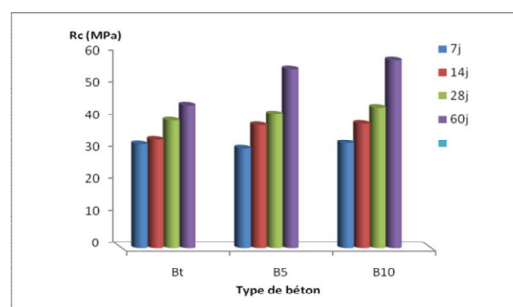


Fig4. Évolution de la résistance à la compression dans le temps (conservation à l'eau)

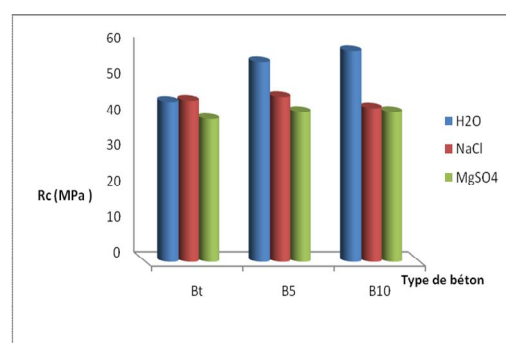


Figure 5. Évolution des résistances à la compression à 60 jours

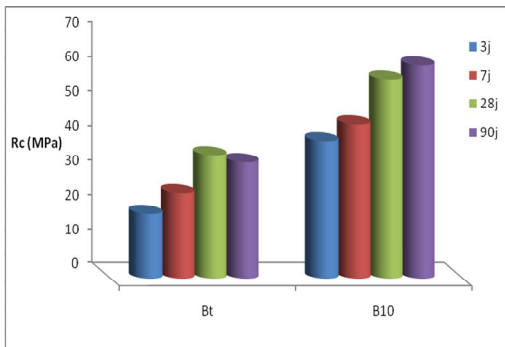


Fig 6. Évolution des résistances à la compression en fonction de la durée de conservation dans l'eau de mer (R.Chaid 2011)

Les valeurs des résistances augmentent avec l'augmentation de la teneur en filler de marbre tous en restant supérieure à la valeur de résistance minimale. Il est plus marqué avec 10% marbre pour les éprouvettes soumises à la conservation de l'eau et de façon légèrement moindre les éprouvettes conservées dans le milieu $MgSO_4$. Les résistances augmentent 40% au cours de temps quelque soit le milieu de conservation. Les valeurs des résistances diminuent avec l'augmentation de la teneur en filler de marbre au delà de 10% quelque soit le milieu de conservation.

Le milieu de conservation $MgSO_4$ influe négativement sur la résistance à long terme et de moins pour $NaCl$ et l'eau de robinet. Le béton placé dans l'eau contenant une quantité considérable de $NaCl$ est susceptible à une attaque chimique ou une détérioration résultant de la cristallisation des sels à l'intérieur du béton sous des conditions de cycle alternes d'humidité. Mais le béton placé dans de l'eau contenant du $MgSO_4$ est susceptible à une agressivité plus grande à celle obtenue dans le premier cas, parce que $MgSO_4$ contient le sulfate qui entraîne l'augmentation de l'agressivité du milieu [3].

Selon R.Chaid Les mécanismes d'hydratation de C_3S et C_2S donnent principalement des silicates de calcium hydratés accompagnés de Portlandite. Les observations effectuées par microscopie électronique à balayage pour les échantillons conservés 1 an dans l'eau de mer présentent une morphologie particulièrement dense. En ce qui concerne les pâtes avec ajout de poudre de marbre, les amas de CSH sont très denses ce qui induit une grande compacité.

4. CONCLUSION

Cette étude a pour objectif la valorisation de résidus minéraux comme ajout dans les matériaux de construction à matrice cimentaire. En mettant à profit différentes techniques expérimentales, une attention particulière est accordée au comportement de la poudre de marbre finement broyée associée au ciment Portland avec addition de calcaire. Cette étude confirme l'amélioration des propriétés physico-chimiques des bétons avec ajout de poudre de marbre, ce qui est de bon augure quant à son utilisation en tant qu'ajout cimentaire.

Selon Gagné *et al.*, (1993), dans l'eau de mer les sels dissous sont principalement des chlorures et des sulfates.

L'attaque du béton est le résultat de réactions séparées mais plus ou moins simultanées entre les sulfates, les chlorures et les constituants du ciment. Le chlore peut s'insérer dans le réseau cristallin des C-S-H. Il fait disparaître les fibres et crée une structure alvéolaire : il se forme un treillis dont les mailles qui deviennent de plus en plus lâches quand la quantité de chaux dissoute augmente. Le mécanisme de ces dégradations fait intervenir de nombreux paramètres en relation avec les caractéristiques du ciment et du béton, la nature de l'agent agressif et les conditions d'exposition.

RÉFÉRENCES

- [1] Menendez, G., Bonavetti, V. and Irassar, E.F. (2003), *Strength development of ternary blended cement with limestone filler and blast-furnace slag*, Cement and Concrete Composites, Vol. 25, N°11.
- [2] R. Chaid. (2012), *'Effet des déchets de marbre sur la durabilité des bétons en milieu marin'* XXIXe Rencontres Universitaires de Génie Civil. Tlemcen, 29 au 31 Mai 2011.
- [3] Gagné R., Aïtcin P-C. and Lamoth P., « Chloride-ion permeability of different concretes », In : Proceedings of the 6th International Conference on durability of building materials and components, Omiya, Japan, E & FN Spon, London, ISBN 0-419-18690-5, 1993, p. 1171-1180.

PERFORMANCE DES BITUMES MODIFIES A L'EVA

K. BENSEBAA¹, K. AIT-MOKHTAR²

^{1,2}Laboratoire d'Environnement, Eau Géomécanique et Ouvrages BP 32 EL ALIA 16111 Bab-Ezzouar ALGER

Résumé:

Sous l'effet de longues périodes de températures élevées, les chaussées souples sont souvent endommagées par l'accumulation de déformations permanentes. Le trafic de plus en plus important et agressif ainsi que les températures élevées causent ainsi des déformations plastiques importantes des couches supérieures de la chaussée.

L'objectif de notre travail consistera à effectuer une étude comparative entre les caractéristiques mécaniques des bitumes pur et modifié à l'EVA (Acétate de Vinyle d'Ethylène) pour une amélioration des enrobés bitumineux formant les couches de chaussées.

MOTS-CLES: Modification – enrobés bitumineux – bitume – polymère – environnement.

Introduction:

L'objectif premier reste donc l'amélioration des caractéristiques mécaniques des différentes couches de chaussées en vue d'un meilleur dimensionnement et, au vu des températures durablement élevées en Algérie, le bitume pur ne permet plus à l'enrobé de type traditionnel d'assurer dans tous les cas une résistance à l'orniérage satisfaisante sous trafic lourd.

Par conséquent, l'amélioration des caractéristiques des liants bitumineux s'avère indispensable; ce qui rend nécessaire le développement des techniques et procédés de modification des produits bitumineux employés en construction routière.

Etude des liants modifiés au polymère EVA:

Les bitumes modifiés sont fabriqués en général par dispersion du polymère dans le bitume sous agitation à chaud.

Après avoir préchauffé le bitume pur à une température comprise entre 170°C et 180°C, sous agitation mécanique (hélice), on introduit ensuite l'agent modifiant en agitant à vitesse réduite pendant 10mn. Ensuite on augmente la vitesse de malaxage à 300 tr/min pendant 4heures.

Ceci permet une augmentation de la viscosité du liant. Le polymère gonflé rend donc, même à faible teneur, le bitume plus élastique et plus résistant à l'écoulement

Le polymère d'EVA utilisé comme agent modifiant se présente sous forme de lentilles blanchâtres. La teneur en

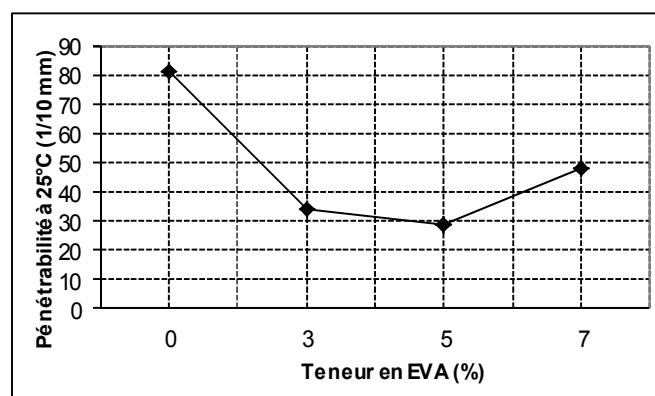
polymère est déterminée en pourcentage de la masse de bitume entrant dans le mélange de l'enrobé bitumineux. Les caractéristiques des bitumes modifiés à différents pourcentages d'EVA (3%, 5% et 7%) sont représentées sur le tableau ci-dessous.

Caractéristiques des bitumes modifiés à l'EVA

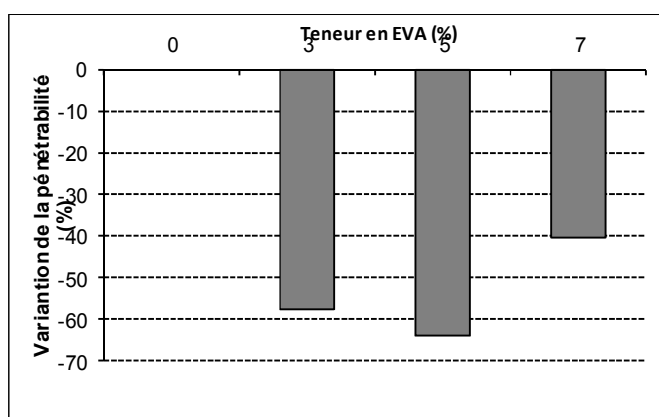
Teneur en EVA (%)	0	3	5	7
Pénétrabilité à 25°C	80,4	34,08	29	48
Ramollissement TBA (°C)	45,7	62,9	71,45	73,28

Influence de l'EVA sur la pénétrabilité du bitume:

Les figures suivantes nous montrent l'apport du polymère dans la variation de la pénétrabilité entre le bitume pur et le bitume modifié.



Pénétrabilité du bitume en fonction de la teneur en polymère

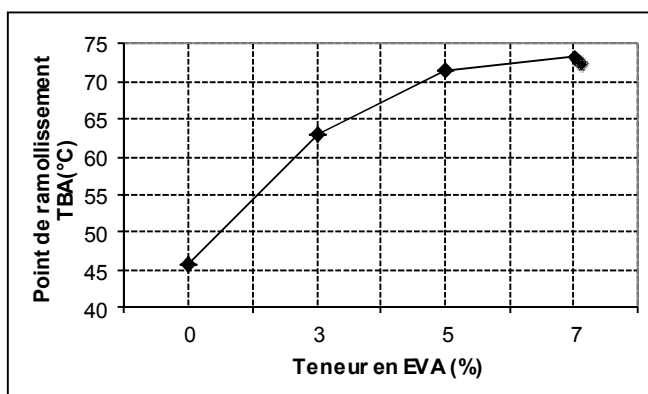


Variation de la pénétrabilité du bitume en fonction de la teneur en polymère par rapport au bitume pur

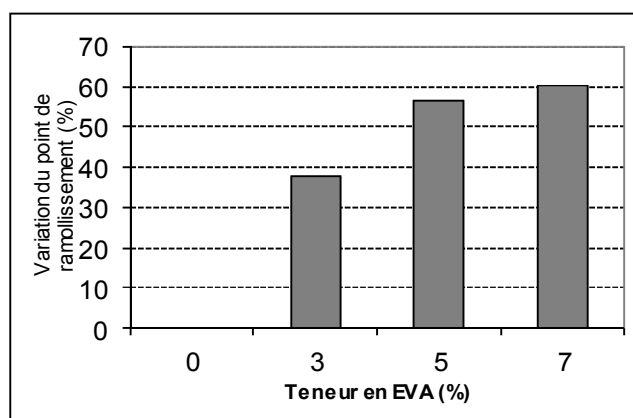
Le plus fort taux de variation est observé pour une teneur en polymère de 5% pour laquelle on note une diminution de la pénétrabilité de près de 64% par rapport au bitume pur d'origine. Aussi, ce taux chute à nouveau pour une teneur en polymère de 7% en gardant toutefois une pénétrabilité moindre que le bitume pur d'origine.

Influence de l'EVA sur le point de ramollissement du bitume:

Les graphes suivants montrent l'influence du polymère EVA sur la variation des caractéristiques du bitume d'origine.



Point de ramollissement du bitume en fonction de la teneur en polymère



Variation du point de ramollissement avec la teneur en EVA par rapport au bitume pur

On constate que le point de ramollissement augmente avec l'augmentation de la teneur en polymère EVA.

CONCLUSION

D'après ce qui précède, on peut dire que l'emploi du polymère a pour conséquence l'amélioration des caractéristiques mécaniques du bitume pur. La modification à une teneur de 5% de polymère EVA présente de meilleurs résultats

Notre bitume polymère présente donc les mêmes caractéristiques que le bitume dur de grade 20/30 et peut être utilisé dans des régions sollicitées par des températures élevées.

L'ajout de l'EVA a eu une grande influence sur la variation des caractéristiques de l'enrobé bitumineux.

Il est donc nécessaire voir indispensable de développer des techniques de modification basées sur l'emploi d'additifs pour l'amélioration des caractéristiques mécaniques des produits bitumineux.

Ceci nous permet de dire que le procédé de modification à base d'additifs est plus avantageux d'autant plus que cela représente un meilleur compromis entre les caractéristiques mécaniques acceptables et les considérations économiques (L'emploi du bitume modifié n'est donc pas indispensable).

RENFORCEMENT PAR PRF DES POTEaux RECTANGULAIRES EN BETON ARME

MADI RAFIK⁽¹⁾, GUENFOUD MOHAMED⁽¹⁾

⁽¹⁾ Laboratoire LGCH, Université 8 mai 45, B.P. 401, Guelma, Algérie.
mdirafik2000@yahoo.fr
GUE2905M@yahoo.fr

Résumé : Durant ces dernières années, la réhabilitation a fait l'objet d'une recherche extensive en raison de l'augmentation des dépenses de travaux de renforcement et de réparation des ouvrages bâtis. Dans tous les cas, il est impérativement indispensable de procéder à des méthodes de renforcement ou de réparation des éléments structuraux, et cela suite à une inspection d'analyses et de méthodologie d'un bon diagnostic. Les poteaux en béton armé sont des éléments importants dans les structures des bâtiments. Ils supportent les charges verticales et assurent le contreventement vis-à-vis des charges horizontales. Cette recherche traite le comportement des poteaux rectangulaires en béton armé, confinés par tissu en PRF. Elle permet de comparer entre l'apport du procédé utilisé de point de vue résistance de la section des éléments réhabilités par rapport à celle qui n'est pas renforcée ou réparée. Les différents résultats obtenus permis de constater un gain considérable de la capacité portante à la rupture des sections renforcées.

Abstract : In recent years, rehabilitation has been the subject of extensive research due to increased spending on building work and repair of built works. In all cases, it is absolutely essential to carry out methods of strengthening or repair of structural elements, and that following an inspection analysis and methodology of a correct diagnosis. The reinforced concrete columns are important elements in building structures. They support the vertical loads and provide bracing against the horizontal loads. This research about the behavior of rectangular columns of reinforced concrete confined by FRP fabric. It allows to compare the contributions of the processes used perspective section resistance elements rehabilitated compared to that is not reinforced or repaired. The results obtained revealed a considerable gain in bearing capacity failure of reinforced sections.

Mots clés : Réhabilitation, poteaux en béton armé, confinement, matériaux composites.

1. Introduction

Le suivi et le contrôle des ouvrages mis en évidence soit des erreurs de conceptions initiales, soit des erreurs de réalisation, soit des vieillissements et endommagements évolutifs [1] qui donnent des structures incapables de répondre aux exigences voulues en terme de résistance, rigidité et ductilité, ces anomalies nécessitent des méthodes de réparation ou de renforcement qui constituent assurément l'un des sérieux problèmes que rencontre actuellement le domaine de la construction. Avant de s'engager dans la réhabilitation des structures présentant

des dégradations, il est indispensable de procéder à un diagnostic pour déterminer les causes. Le choix de la méthode de réparation ou de renforcement et des matériaux à mettre en œuvre est défini en fonction de la nature et de l'importance des désordres constatés en tenant compte des critères économiques de matériaux de construction et des techniques choisies. Les produits utilisés pour la réhabilitation doivent être compatibles avec le support et présenter une durabilité par rapport aux conditions environnementales. L'avantage de la réhabilitation par rapport à la démolition puis la reconstruction est de limiter, voire supprimer les pertes d'exploitation. Les principales raisons de réhabilitation sont : la mise en conformité vis-à-vis des règlements en vigueur, les dégradations et les désordres que subissent les matériaux, les changements de fonctionnalité et l'esthétique. Dans la réhabilitation on peut être amené à procéder :

- A des remise en états d'éléments structurels présentant des défauts que l'on cherche à atténuer, pour obtenir un aspect satisfaisant tels que : l'obturation de fissures qui sont dues le plus souvent au retrait et aux variations environnementales.

- Au renforcement ou à la réparation d'éléments insuffisamment résistants, les réparations sont souvent réalisées dans les zones où les sections sont trop sollicitées et défaillantes, par contre le renforcement des éléments consiste à améliorer leurs caractéristiques mécaniques de manière à ce qu'elles offrent une meilleure solidité aussi bien en état de service qu'en état de résistance ultime. Généralement le renfort des éléments se base sur une augmentation de la section du support original avec une section en acier, en béton armé ou mixte, ou par confinement par tissu en PRF. Il est essentiel que le renfort soit lui-même mis en charge. Ceci nécessite la connaissance de la transmission des efforts entre le support original et la nouvelle section. Dans ce cas il est nécessaire de savoir évaluer l'efficacité des ces techniques de réhabilitation et de faire évoluer les règles de calcul et de dimensionnement des ouvrages vis-à-vis des réparations ou des renforcements appliqués.

2. Confinement des poteaux rectangulaire par TFC

Les matériaux composites à base de fibres (PRF) ne sont utilisés pour le confinement du béton que pour le début des années 1980. Avec le progrès dans le domaine des matériaux composites, plusieurs études ont été effectuées sur le confinement des colonnes de béton avec des PRF [2], [3] et [4]. Ils ont constaté que les colonnes confinés montrent une augmentation considérable de la résistance à la compression par rapport aux méthodes de confinement conventionnelles. Lorsque le béton est soumis à une compression axiale, celui-ci se déforme latéralement. Cette déformation produit une fissuration qui augmente avec l'accroissement de la charge et qui conduit finalement à la rupture du béton. Si le béton est retenu latéralement de façon à réduire cette déformation, la résistance du béton et sa ductilité seront augmentées. Ce phénomène est communément appelé confinement du béton [5]. Le confinement peut être réalisé soit par une enveloppe externe, soit par un faible espacement entre les étriers. L'effet du renforcement sur la résistance limite à la rupture est d'autant plus important que le béton initial est résistant

[6]. L'épaisseur du renforcement conditionne le confinement de l'élément et donc améliore sa résistance à contrainte axiale. Plus l'épaisseur du renforcement augmente, plus la résistance à la compression de l'élément chemisé s'améliore. L'épaisseur du renfort est pourtant limitée car au-delà de certain nombre de couches la ductilité du renfort se trouve affectée et donc il sera moins performant car moins apte à se déformer pour confiner le béton [7]. Pour les PRF à fort module et faible nombre de couches, au-delà d'une certaine longueur, des contraintes négatives apparaissent dans la circonférence de la colonne, détériorant les propriétés de résistance et menant une rupture rapide. Ces contraintes sont dues à l'apparition de microfissures en haut et en bas là où le renforcement subit les contraintes radiales maximales. Considérons un poteau rectangulaire de largeur b et de hauteur h (figure 1).

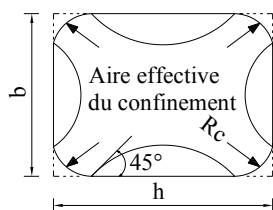


Fig. 1 : Action du confinement pour poteau rectangulaire
La contrainte latérale de confinement f_l en fonction de la limite élastique f_{fpp} et l'épaisseur t_{fpp} du tissu est définie par :

$$f_l = \frac{2 f_{fpp} t_{fpp}}{\sqrt{h^2 + b^2}} \quad (1)$$

La résistance du béton confiné f'_{cc} en fonction de la résistance du béton de la section initiale $f_{c,e}$ et les facteurs de forme k_1 et k_2 est donnée par :

$$f'_{cc} = f_{c,e} + k_1 k_s f_l \quad (2)$$

K_1 et K_s sont donnés par :

$$k_1 = 2 \text{ et } k_s = \frac{b A_e}{h A_c} \quad (3)$$

$$\frac{A_e}{A_c} = \frac{1 - [(b/h)(b - 2R_c)^2 + (h/b)(h - 2R_c)^2] / (3A_g) - \rho_{sc}}{1 - \rho_{sc}} \quad (4)$$

$$\rho_{sc} = \frac{A_l}{bh} \text{ et } A_g = bh - (4 - \pi)R_c^2 \quad (5)$$

Avec :

A_g : Aire de l'ensemble des surfaces délimitées par le confinement en PRF;

A_e : La surface de la zone de béton qui est influencée par le renforcement externe en composite FRP;

A_l : Section totale des armatures longitudinales.

En cas de réparation on peut déterminer l'épaisseur

nécessaire du tissu en PRF pour atteindre la résistance demandée f_{cd} à partir de l'équation (6) :

$$t_{fpp} = \frac{f_l \cdot \sqrt{h^2 + b^2}}{2 \cdot f_{fpp}} \quad (6)$$

Le nombre n de couches en tissu TFC en fonction de l'épaisseur d'une couche e est donné par (figure 2) :

$$n = \frac{t_{fpp}}{e} \quad (7)$$

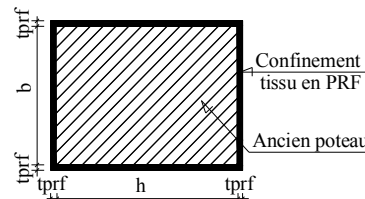


Fig. 2 : confinement par TFC

3. Etude du renforcement d'un poteau rectangulaire en béton armé

Pour cette étude nous considérons un poteau rectangulaire de dimensions (30x40) cm armé initialement de 8HA16 et nous étudions l'influence du renforcement à travers l'utilisation de tissus de fibres de carbone Type STFC, Sika Wrap-230C ayant une épaisseur nette de fibres de 0.13mm, une résistance nominale à la traction de $f_{fpp} = 4300 \text{ MPa}$ et un allongement nominal $\epsilon_{fpp} = 1,8\%$. La résistance du béton $f_{c,e} = 25 \text{ MPa}$ [8]. Les valeurs des différents paramètres sont : $K_1 = 2$, $b = 30 \text{ cm}$, $h = 40 \text{ cm}$, $R_c = 5 \text{ cm}$, $A_g = 1178,50 \text{ cm}^2$, $\rho_{sc} = 1,33\%$, $(A_e/A_s) = 0,57$, $K_s = 0,43$.

La résistance du béton après renforcement f'_{cc} est donnée par le tableau 1.

Tab. 1 : Résistance du béton après chemisage

Epaisseur t_{prf} (mm)	f'_c (MPa)	f_l (MPa)	f'_{cc} (MPa)
0,13 (1 couche)	25,00	3,66	28,15
0,26 (2 couches)	25,00	7,32	31,29
0,39 (3 couches)	25,00	10,98	34,44
0,52 (4 couches)	25,00	14,63	37,58
0,65 (5 couches)	25,00	18,29	40,73
0,78 (6 couches)	25,00	21,95	43,88

Les valeurs des courbures et des moments ϕ_y , M_y à la plastification des aciers, des moments max M_{max} et des courbures correspondantes et ϕ_u , M_u à la rupture ainsi que mode de rupture de la section en fonction de l'épaisseur du tissu $t_{fpp} = e_{fpp}$ [9] sont mentionnées sur les tableaux 2, 3 et 4.

Tab. 2 : Moments et courbures pour S1, S2 et S3

Section	S ₁	S ₂	S ₃
	$e_{fpp} = 0 \text{ mm}$	$e_{fpp} = 0,13$	$e_{fpp} = 0,26$
M_y, ϕ			
ϕ_y (m ⁻¹)	0,005	0,0049	0,0049
M_y (tf.m)	5,5240	5,2000	5,219
Φ_{max} (m ⁻¹)	0,1667	0,1983	0,1955
M_{max} (tf.m)	9,2376	9,3995	9,4566
ϕ_u (m ⁻¹)	0,2581	0,3070	0,3027
M_u (tf.m)	9,0750	8,131	8,1700
Failure mode	E. B.	P. A. suivi E. B.	P. A. suivi E. B.

Avec :

E. B.: écrasement du béton

P. A. : plastification des aciers.

Tab. 3 : Moments et courbures pour S1, S4 et S5

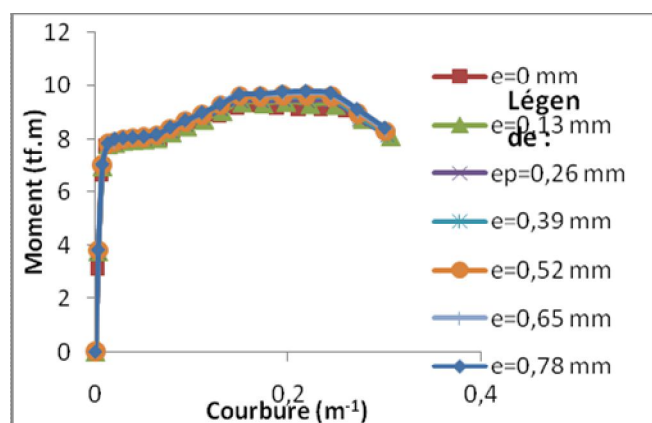
Section	S ₁	S ₄	S ₅
	e _{ch} =0 mm	e _{frp} =0,39	e _{frp} =0,52
M, φ			
φ _v (m ⁻¹)	0,005	0,0049	0,0049
M _v (tf.m)	5,5240	5,2270	5,2730
Φ _{max} (m ⁻¹)	0,1667	0,2198	0,2193
M _{max} (tf.m)	9,2376	9,5463	9,6295
φ _u (m ⁻¹)	0,2581	0,3022	0,3016
M _u (tf.m)	9,0750	8,1860	8,2940
Failure mode	E. B.	P. A.	P. A.

Tab. 4 : Moments et courbures pour S1, S6 et S7

Section	S ₁	S ₆	S ₇
	e _{ch} =0 mm	e _{frp} =0,65	e _{frp} =0,78
M, φ			
φ _v (m ⁻¹)	0,005	0,0048	0,0048
M _v (tf.m)	5,5240	5,2830	5,2910
Φ _{max} (m ⁻¹)	0,1667	0,2189	0,194
M _{max} (tf.m)	9,2376	9,7113	9,7657
φ _u (m ⁻¹)	0,2581	0,3010	0,3004
M _u (tf.m)	9,0750	8,354	8,4280
Failure mode	E. B.	P. A.	P. A.

La relation entre les moments et les courbures correspondantes en utilisant le logiciel SAP2000, est représentée sur la figure 3.

A partir de **S2(e_{prf}=0,13 mm)** jusqu'à **S7(e_{prf}=0,78 mm)** des différences de comportement apparaissent par rapports à la section non confinée S₁. Le palier plastique observé dans le cas de la section S₁ est absent pour les autres sections renforcées, ce qui traduit une augmentation de la rigidité. Les moments à la rupture sont: 8,13 tf.m pour S₂, 8,17 pour S₃, 8,19 pour S₄, 8,30 pour S₅, 8,35 pour S₆ et 8,43 pou S₇. Ce qui représente des pertes par rapport à la section non renforcée S₁ respectivement de: 10%, 10%, 10%, 9%, 8% et 7%.

**Fig. 3 :** Diagramme moment-courbure des sections confinées par TFC

Les courbures à la rupture sont respectivement de 0,31, 0,30, 0,30, 0,30, 0,30 et 0,30, alors qu'elles étaient de 0,26 m⁻¹ pour la section S₁.

L'augmentation du nombre de couche du TFC diminue le moment à la rupture et réduit la courbure.

4. Conclusion

Dans le cas du renforcement par TFC, la contrainte du béton s'améliore avec l'augmentation du nombre de couches du tissu avec une légère augmentation dans la rigidité. L'analyse du renforcement à l'aide de TFC, a montré que le cout du matériau est supérieur à celui de la tôle d'acier, mais il est largement compensé par l'économie réalisée sur le temps de main d'œuvre et la mobilisation du matériel. Les matériaux composites ont une grande flexibilité en s'adaptant aux formes géométriques les plus complexes des éléments renforcés, une légèreté aux aciers, facilités de manutention, de transport et de mise en œuvre sur site ainsi que leurs résistances assez importantes que les autres moyens de renforcement. Ces multiples avantages, permet l'utilisation des matériaux composites comme méthode de renforcement et de réparation des structures en béton armé. L'application de TFC est une alternative intéressante par rapport aux méthodes traditionnelles de réhabilitation. C'est pour cette raison que le choix de réhabilitation par matériaux composites est jugé favorable.

Références

- [1] Perfectionnement sur les techniques de réhabilitation et de renforcement des structures, rencontres scientifiques, SOCOTEC-CTC, 2002.
- [2] Wu G., Lu Z. T. et Wu Z. S. Strength and ductility of concrete cylinders confined with FRP composites. *Construction and building materials* vol. 20, pp. 134-148, 2006.
- [3] Promis G., Ferrier E, Hamelin P. Effect of external FRP retrofitting on reinforced concrete short columns for seismic strengthening. *Composite Structures*, Vol. 88, pp. 367-379, 2009.
- [4] Tastani S. P., Pantazopoulou S. J. Detailing procedures for seismic rehabilitation on reinforced concrete members with fiber reinforced polymers, *Engineering Structure*, vol. 30, pp. 450-461, 2008.
- [5] Nawy E. G. *Prestressed concrete, a fundamental approach*. 4th Edition, Prentice Hall, pp. 939, 2003.
- [6] Parvin A., Jamwal A. S. Performance of externally FRP reinforced columns for changes in angle and thickness of the wrap and concrete strength, *Composite Structures*, vol. 73, pp. 451-457, 2006.
- [7] Rochette P., Labossiere P. Axial testing of rectangular columns models confined with composites, *Journal of composite Construction*, ASCE, vol. 4, Issue 3, pp. 129-136, 2000.
- [8] COMITE EUROPEEN DE NORMALISATION, Eurocode 2: Calcul des structures en béton- Partie 1: Règles générales et règles pour les bâtiments, Afnor, 1992.
- [9] CSI. SAP2000 V-1. Integrated finite element analysis and design of structures basic analysis reference anual. Berkeley (CA, USA): Computers and Structures Inc, section designer, 2007.

VIBRATION LIBRE DES PLAQUES SANDWICHES EN FGM UTILISANT UN CŒUR RIGIDE ET HOMOGENE

LAZREG HADJI^{1,2}, MOHAMED ZIDOUR^{1,2}, TAHAR HASSAINE DAOUADJI^{1,2}, YUCEF TLIDJI^{1,2}, ABDELOUHEH TOUNSI², EL ABESS ADDA BEDIA²

¹Université Ibn Khaldoun, BP 78 Zaaroura, Tiaret, Algérie,
²Laboratoire des Matériaux & Hydrologie, Université de Sidi Bel Abbès, Algérie.

Résumé — Cet article utilise la théorie des plaques raffinées de quatre variables pour l'analyse de la vibration libre des plaques sandwiches à propriétés graduellement variés (FGM) utilisant un cœur rigide et homogène. La théorie présentée est de forme compatible et fortement similaire à la théorie classique des plaques dans plusieurs cotés. Elle n'exige pas des facteurs de correction de cisaillement, et donne lieu à des variations parabolique des contraintes de cisaillement transversale à travers l'épaisseur pour satisfaire les conditions des contraintes de cisaillement nulles dans les faces supérieure et inférieure de la plaque. Les fréquences fondamentales sont trouvées par la résolution des problèmes aux valeurs propres. La théorie proposée est précise et simple dans la résolution du comportement de vibration libre des plaques sandwiches en FGM.

Mots clé — Fréquence, Cœur rigide, Plaques sandwiches, Solution de Navier, Vibration libre.

INTRODUCTION

Dans ce travail on étudié le comportement vibratoire des structures fonctionnellement graduées (plaques sandwiches), avec prise en compte de l'effet de cisaillement transverse, tout en assumant que les propriétés matérielles varient selon une loi de puissance suivant la direction transversale de la structure. Nous utilisons une théorie simple et raffinée de déformation de cisaillement transverse d'ordre élevé pour la réponse dynamique des plaques sandwiches en FGM avec cœur rigide et homogène. Les équations du mouvement seront obtenues en appliquant le principe d'Hamilton. Les fréquences fondamentales sont trouvées par la résolution du problème aux valeurs propres. La théorie proposée est précise et simple dans la résolution du comportement de vibration libre des plaques sandwiches en FGM en utilisant un cœur rigide et homogène.

THEORIE DES PLAQUES RAFINEES POUR LES PLAQUES SANDWICHES A GRADIENT DE PROPRIETE

Configuration géométrique

Prenons le cas d'une plaque sandwich FGM d'épaisseur uniforme, composée de trois couches hétérogènes voir la Fig.1, de longueur a , de largeur b et d'épaisseur h . Les faces supérieure et inférieure de la plaque sont à $z = \pm h/2$, et les bords de la plaque sont parallèles aux axes x et y .

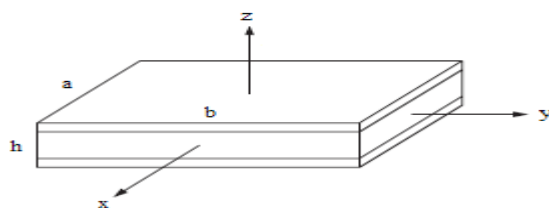


Fig. 1. La géométrie de la plaque sandwich rectangulaire FGM.

La plaque sandwich est composée de trois couches élastiques, voir la Fig. 2, Les ordonnées verticales de ces couches de bas vers le haut de la plaque sandwich FGM, sont désignées par $h_1 = -h/2$, h_2 , h_3 , $h_4 = h/2$, respectivement.

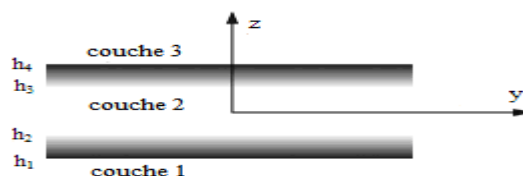


Fig. 2. La variation de corps le long de l'épaisseur de la plaque sandwich FGM.

Propriétés des matériaux

Les propriétés du FGM varient continuellement due au changement gradué de la fraction volumique des matériaux constitutifs (céramique et métal), généralement dans le sens de l'épaisseur. La fonction de loi de puissance est couramment utilisée pour décrire ces variations des propriétés des matériaux.

La fraction volumique du FGM est supposé varier suivant l'épaisseur de la plaque selon une fonction simple en loi de puissance :

$$V^{(1)} = \left(\frac{z - h_1}{h_2 - h_1} \right)^k, \quad z \in [h_1, h_2] \quad (1a)$$

$$V^{(2)} = 1, \quad z \in [h_2, h_3] \quad (1b)$$

$$V^{(3)} = \left(\frac{z - h_4}{h_3 - h_4} \right)^k, \quad z \in [h_3, h_4] \quad (1c)$$

Où, $V^{(n)}$, ($n=1,2,3$) désigne la fonction de la fraction volumique de la couche n ; k est l'indice de puissance qui décrit le profil de variation des matériaux suivant l'épaisseur.

Les propriétés matérielles effectives, comme le module de Young E , coefficient de Poisson ν , et la densité de masse ρ , peuvent être exprimée par une loi de mélange comme :

$$P^{(n)}(z) = P_2 + (P_1 - P_2)V^{(n)} \quad (2)$$

où $P^{(n)}$ est la propriété matérielle effective du FGM de la couche n . Pour ce type de plaque, P_1 et P_2 sont les propriétés des faces supérieure et inférieure de la couche 1, respectivement, et vice versa pour la couche 3 en fonction de la fraction de volume $V^{(n)}$, ($n=1,2,3$);

Cinématique et Équations Constitutives

Le champ de déplacement utilisé dans cette étude est le suivant :

$$U(x, y, z) = u(x, y) - z \frac{\partial w_b}{\partial x} + z \left(\frac{1}{4} - \frac{5}{3} \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right) \frac{\partial w_s}{\partial x}$$

$$V(x, y, z) = v(x, y) - z \frac{\partial w_b}{\partial y} + z \left(\frac{1}{4} - \frac{5}{3} \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right) \frac{\partial w_s}{\partial y}$$

(3)

$$W(x, y, z) = w_b(x, y) + w_s(x, y).$$

Les déformations associées avec les déplacements dans l'équation (3) sont :

$$\varepsilon_x = \varepsilon_x^0 + z k_x^b + f k_x^s$$

$$\varepsilon_y = \varepsilon_y^0 + z k_y^b + f k_y^s$$

$$\gamma_{xy} = \gamma_{xy}^0 + z k_{xy}^b + f k_{xy}^s$$

$$\gamma_{yz} = g \gamma_{yz}^s$$

$$\gamma_{xz} = g \gamma_{xz}^s$$

$$\varepsilon_z = 0$$

Où

$$f = -\frac{1}{4}z + \frac{5}{3}z \left(\frac{z}{h} \right)^2, \quad g = \frac{5}{4} - 5 \left(\frac{z}{h} \right)^2 \quad (5)$$

Équations Gouvernantes

L'énergie de déformation de la plaque peut être écrite comme :

$$U_e = \frac{1}{2} \int_V [\sigma_x \varepsilon_x + \sigma_y \varepsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy} + \tau_{yz} \gamma_{yz} + \tau_{xz} \gamma_{xz}] dV \quad (6)$$

En intégrant par partie suivant l'épaisseur de la plaque sandwich, l'énergie de déformation de la plaque peut être écrite comme :

$$U_e = \frac{1}{2} \int_A [N_x \varepsilon_x^0 + N_y \varepsilon_y^0 + N_{xy} \varepsilon_{xy}^0 + M_x^b k_x^b + M_y^b k_y^b + M_{xy}^b k_{xy}^b + M_x^s k_x^s + M_y^s k_y^s + M_{xy}^s k_{xy}^s + S_{yz}^s \gamma_{yz}^s + S_{xz}^s \gamma_{xz}^s] dx dy \quad (7)$$

Les forces et moments résultants sont donnés comme :

$$\begin{Bmatrix} N \\ M^b \\ M^s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B & B^s \\ B & D & D^s \\ B^s & D^s & H^s \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon \\ k^b \\ k^s \end{Bmatrix}, \quad \begin{Bmatrix} S_{yz}^s \\ S_{xz}^s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{44}^s & 0 \\ 0 & A_{55}^s \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{yz}^s \\ \gamma_{xz}^s \end{Bmatrix} \quad (8)$$

$$A = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & 0 \\ B_{12} & B_{22} & 0 \\ 0 & 0 & B_{66} \end{bmatrix}, \quad D = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 \\ D_{12} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & D_{66} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$B^s = \begin{bmatrix} B_{11}^s & B_{12}^s & 0 \\ B_{12}^s & B_{22}^s & 0 \\ 0 & 0 & B_{66}^s \end{bmatrix}, \quad D^s = \begin{bmatrix} D_{11}^s & D_{12}^s & 0 \\ D_{12}^s & D_{22}^s & 0 \\ 0 & 0 & D_{66}^s \end{bmatrix}, \quad H^s = \begin{bmatrix} H_{11}^s & H_{12}^s & 0 \\ H_{12}^s & H_{22}^s & 0 \\ 0 & 0 & H_{66}^s \end{bmatrix} \quad (10)$$

L'énergie cinétique de la plaque peut être écrite comme :

$$T = \frac{1}{2} \int_V \rho [\dot{U}^2 + \dot{V}^2 + \dot{W}^2] dV = \frac{1}{2} \int_A I_0 [\dot{u}^2 + \dot{v}^2 + (\dot{w}_b + \dot{w}_s)^2] dx dy + \frac{1}{2} \int_A \left\{ I_2 \left[\left(\frac{\partial \dot{w}_b}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \dot{w}_b}{\partial y} \right)^2 \right] + \frac{I_2}{84} \left[\left(\frac{\partial \dot{w}_s}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \dot{w}_s}{\partial y} \right)^2 \right] \right\} dx dy \quad (11)$$

Les équations du mouvement sont obtenues en utilisant le principe d'Hamilton, qui peut être écrit comme :

$$0 = \int_0^t \delta (U_e - T) dt \quad (12)$$

En rassemblant les coefficients δu , δv , δw_b et δw_s , les équations du mouvement pour la plaque sandwich FGM résultantes sont :

$$\delta u: \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} = I_0 \ddot{u} \quad (13)$$

$$\delta v: \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} = I_0 \ddot{v}$$

$$\delta w_b: \frac{\partial^2 M_x^b}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}^b}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y^b}{\partial y^2} = I_0 (\ddot{w}_b + \ddot{w}_s) - I_2 \left(\frac{\partial^2 \ddot{w}_b}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \ddot{w}_b}{\partial y^2} \right)$$

$$\delta w_s: \frac{\partial^2 M_x^s}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}^s}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y^s}{\partial y^2} + \frac{\partial S_{yz}^s}{\partial x} + \frac{\partial S_{xz}^s}{\partial y} = I_0 (\ddot{w}_b + \ddot{w}_s) - \frac{I_2}{84} \left(\frac{\partial^2 \ddot{w}_s}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \ddot{w}_s}{\partial y^2} \right)$$

Équation (13) peuvent être exprimée en termes des déplacements (u, v, w_b, w_s) en remplaçant les forces résultantes de l'équation (8). Pour la plaque de FGM, les équations d'équilibre (13) prennent la forme :

$$A_{11} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + A_{66} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + (A_{12} + A_{66}) \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} - B_{11} \frac{\partial^3 w_b}{\partial x^3} - (B_{12} + 2B_{66}) \quad (14a)$$

$$- B_{11}^s \frac{\partial^3 w_s}{\partial x^3} - (B_{12}^s + 2B_{66}^s) \frac{\partial^3 w_s}{\partial x \partial y^2} = I_0 \ddot{u}$$

$$(A_{12} + A_{66}) \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + A_{66} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + A_{22} \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} - (B_{12} + 2B_{66}) \frac{\partial^3 w_b}{\partial x^2 \partial y} \quad (14b)$$

$$- B_{22} \frac{\partial^3 w_b}{\partial y^3} - B_{22}^s \frac{\partial^3 w_s}{\partial y^3} - (B_{12}^s + 2B_{66}^s) \frac{\partial^3 w_s}{\partial x^2 \partial y} = I_0 \ddot{v}$$

$$B_{11} \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} + (B_{12} + 2B_{66}) \frac{\partial^3 u}{\partial x \partial y^2} + (B_{12} + 2B_{66}) \frac{\partial^3 v}{\partial x^2 \partial y} + B_{22} \frac{\partial^3 v}{\partial y^3} - D_{11} \frac{\partial^4 w_b}{\partial x^4} - 2(D_{12} + 2D_{66}) \frac{\partial^4 w_b}{\partial x^2 \partial y^2} \quad (14c)$$

$$- D_{22} \frac{\partial^4 w_b}{\partial y^4} - D_{11} \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^4} - 2(D_{12}^s + 2D_{66}^s) \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^2 \partial y^2}$$

$$- D_{22} \frac{\partial^4 w_b}{\partial y^4} - D_{11} \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^4} - 2(D_{12}^s + 2D_{66}^s) \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^2 \partial y^2}$$

$$- D_{22}^s \frac{\partial^4 w_s}{\partial y^4} = I_0 (\ddot{w}_b + \ddot{w}_s) - I_2 \nabla^2 \ddot{w}_b$$

$$B_{11} \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} + (B_{12} + 2B_{66}) \frac{\partial^3 u}{\partial x \partial y^2}$$

$$+ (B_{12}^s + 2B_{66}^s) \frac{\partial^3 v}{\partial x^2 \partial y} + B_{22} \frac{\partial^3 v}{\partial y^3} - D_{11} \frac{\partial^4 w_b}{\partial x^4} \quad (14d)$$

$$- 2(D_{12}^s + 2D_{66}^s) \frac{\partial^4 w_b}{\partial x^2 \partial y^2} - D_{22} \frac{\partial^4 w_b}{\partial y^4} - H_{11} \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^4}$$

$$- 2(H_{12}^s + 2H_{66}^s) \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^2 \partial y^2} - H_{22} \frac{\partial^4 w_s}{\partial y^4}$$

$$+ A_{55} \frac{\partial^2 w_s}{\partial x^2} + A_{44} \frac{\partial^2 w_s}{\partial y^2} = I_0 (\ddot{w}_b + \ddot{w}_s) - \frac{I_2}{84} \nabla^2 \ddot{w}_b$$

Solution de Navier pour une plaque sandwich sur appuis simples

Pour une solution analytique des équations (14), la méthode de Navier est utilisée pour une plaque sandwich FGM avec des conditions de bords spécifiques (appuyée - appuyée).

Les fonctions des déplacements qui satisfont les équations des conditions aux limites sont développées en séries de Fourier comme suit :

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w_b \\ w_s \end{Bmatrix} = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \begin{Bmatrix} U_{mn} \cos(\lambda x) \sin(\mu y) e^{i\omega t} \\ V_{mn} \sin(\lambda x) \cos(\mu y) e^{i\omega t} \\ W_{bmn} \sin(\lambda x) \sin(\mu y) e^{i\omega t} \\ W_{smn} \sin(\lambda x) \sin(\mu y) e^{i\omega t} \end{Bmatrix} \quad (15)$$

Les équations, ci-dessous, des valeurs propres pour n'importe quelle valeur fixe de m et n , pour le problème de vibration libre peut être écrite comme :

$$([K] - \omega^2 [M])\{\Delta\} = \{0\} \quad (16)$$

RESULTATS NUMERIQUES ET DISCUSSIONS

Pour la plaque FGM Les propriétés matérielles utilisées dans la présente étude sont :

Céramique (P_1 , alumine, Al_2O_3)

$$E_c = 380GPa, \quad \nu = 0.3 \quad \text{et} \quad \rho_c = 3800kg/m^3.$$

Métal (P_2 , Aluminium, Al)

$$E_m = 70GPa, \quad \nu = 0.3 \quad \text{et} \quad \rho_m = 2707kg/m^3.$$

Le paramètre de fréquence naturelle adimensionnel est défini comme :

$$\bar{\omega} = \frac{\omega b^2}{h} \sqrt{\frac{\rho_0}{E_0}} \quad (17)$$

Où $\rho_0 = 1kg/m^3$, et $E_0 = 1GPa$.

La figure 3 montre les paramètres de fréquences fondamentaux en fonction du rapport épaisseur - côté des plaques sandwiches P - FGM simplement appuyées avec un cœur rigide et homogène.

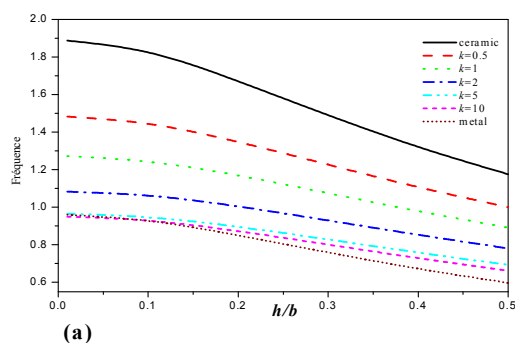


Fig.3. Fréquences fondamentales des plaques sandwiches P-FGM avec un cœur rigide et homogène : (a) plaque sandwich FGM 1-0-1, (b) plaque sandwich FGM 1-8-1.

Les fréquences sont maximales pour les plaques en céramiques et minimales pour les plaques en métal. On constate que les résultats augmentent lentement lorsque la quantité de la céramique augmente dans la plaque sandwich.

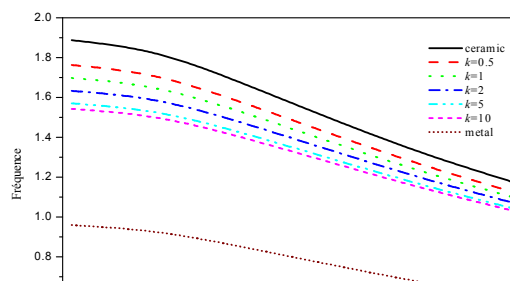
Il est montré que l'effet de l'indice k sur la plaque sandwich 1-0-1 sans la couche du cœur homogène, est plus grand que celle de sandwich 1-8-1 avec un cœur rigide et homogène.

CONCLUSION

En conclusion, on peut dire que la théorie raffinée proposée est exacte et simple pour la résolution du comportement des vibrations libres des plaques sandwiches en FGM. La théorie prend en compte les effets de cisaillement transversal et la distribution parabolique des contraintes de cisaillement transversales à travers l'épaisseur de la plaque.

REFERENCES

Bao, Young, G., Wang, L. Multiple cracking in functionally graded ceramic/metal coatings. International Journal of Solids and Structures 32, 2853–2871 (1995).
 Marur, P.R. Fracture Behaviour of Functionally Graded Materials, PhD Thesis, Auburn University, Alabama (1999).
 Li, Q., Iu, V.P., Kou, K.P. Three-dimensional vibration analysis of functionally graded material sandwich plates. Journal of Sound and Vibration 311, 498–515 (2008).



CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DE LA VIBRATION DES PLAQUES SANDWICHES EN FGM À CŒUR SOUPLE ET HOMOGÈNE

YOUCEF TLIDJI^{1,2}, LAZREG HADJI^{1,2}, MOHAMED ZIDOUR^{1,2}, TAHAR HASSAINE DAOUADJI^{1,2}, ABDELOUHED TOUNSI², EL ABESS ADDA BEDIA²

¹ :Université Ibn Khaldoun, BP 78 Zaaroura, Tiaret, Algérie,

² : Université de Sidi Bel Abbes, Laboratoire des Matériaux & Hydrologie, Algérie.

Résumé — Ce travail présente une étude de la vibration libre des plaques sandwichs en matériaux à gradient de propriété type FGM avec un cœur souple et homogène en utilisant une nouvelle théorie raffinée des plaques RPT de quatre variables. La théorie présentée est de forme compatible et fortement similaire à la théorie classique des plaques dans plusieurs cotés, et donne lieu à des variations parabolique des contraintes de cisaillement transversale à travers l'épaisseur pour satisfaire les conditions des contraintes de cisaillement nulles dans les faces supérieure et inférieure de la plaque. Les fréquences fondamentales sont trouvées par la résolution des problèmes aux valeurs propres. La théorie proposée est efficace dans la résolution de la vibration libre des plaques sandwichs à gradient de propriété type FGM.

Mots clé — Cœur souple, Sandwichs, Solution de Navier, Vibration libre.

INTRODUCTION

La construction sandwich a été développée et utilisée depuis 50 ans à cause de sa grande rigidité en flexion, de faible poids spécifique, et des bonnes qualités d'isolation.

Les structures sandwichs représentent une forme spéciale d'une structure en couches qui se composent de deux peaux minces à rigidité et résistance élevées, et cœur de matériau souple, de poids léger relativement épaisse.

En raison de la large application du FGM, plusieurs études ont été effectuées pour analyser les comportements des structures FGM.

Dans ce travail on étudie la vibration des plaques sandwichs à gradient de propriété type FGM avec un cœur souple et homogène en utilisant une nouvelle théorie raffinée des plaques RPT de quatre variables. Les équations du mouvement seront obtenues en appliquant le principe d'Hamilton. La théorie proposée est efficace dans la résolution de la vibration libre des plaques sandwichs à gradient de propriété.

THEORIE DES PLAQUES RAFFINEES POUR LES PLAQUES SANDWICHES EN FGM

Modèle mathématique

On considère le cas d'une plaque sandwich FGM, composée de trois couches hétérogènes voir la Fig.1. Les faces supérieure et inférieure de la plaque sont à

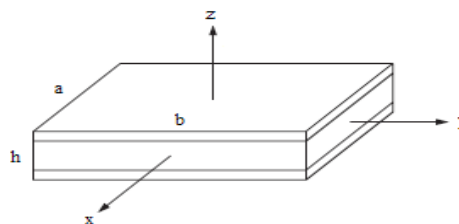


Fig. 1. Plaque sandwich rectangulaire en FGM.

La plaque sandwich est composée de trois couches élastiques, voir la Fig. 2.

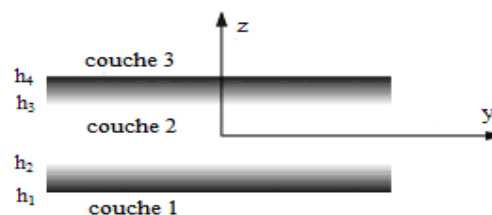


Fig. 2. Variation matérielle suivant l'épaisseur de la plaque sandwich en FGM.

Propriétés des matériaux

Les propriétés du FGM varient continuellement due au changement gradué de la fraction volumique des matériaux constitutifs (céramique et métal), généralement dans le sens de l'épaisseur. La fonction de loi de puissance est couramment utilisée pour décrire ces variations des propriétés des matériaux.

La fraction volumique du FGM est supposé varier suivant l'épaisseur de la plaque selon une fonction simple en loi de puissance :

$$V^{(1)} = \left(\frac{z - h_1}{h_2 - h_1} \right)^k, \quad z \in [h_1, h_2]$$

(1a)

$$V^{(2)} = 1, \quad z \in [h_2, h_3]$$

(1b)

$$V^{(3)} = \left(\frac{z - h_4}{h_3 - h_4} \right)^k, \quad z \in [h_3, h_4] \quad (1c)$$

Où, $V^{(n)}$, ($n = 1, 2, 3$) désigne la fonction de la fraction volumique de la couche n ; k est l'indice de puissance qui décrit le profil de variation des matériaux suivant l'épaisseur.

Les propriétés matérielles effectives, comme le module de Young E , coefficient de Poisson ν , et la densité de masse ρ , peuvent être exprimée par une loi de mélange comme :

$$P^{(n)}(z) = P_2 + (P_1 - P_2)V^{(n)} \quad (2)$$

où $P^{(n)}$ est la propriété matérielle effective du FGM de la couche n . Pour ce type de plaque, P_1 et P_2 sont les propriétés des couches 3 et 1, respectivement.

Cinématique et Equations Constitutives

Le champ de déplacement utilisé dans cette étude est sous la forme suivante :

$$U(x, y, z) = u(x, y) - z \frac{\partial w_b}{\partial x} + z \left(\frac{1}{4} - \frac{5}{3} \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right) \frac{\partial w_s}{\partial x}$$

$$V(x, y, z) = v(x, y) - z \frac{\partial w_b}{\partial y} + z \left(\frac{1}{4} - \frac{5}{3} \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right) \frac{\partial w_s}{\partial y}$$

(3)

$$W(x, y, z) = w_b(x, y) + w_s(x, y).$$

Les déformations associées avec les déplacements dans l'équation (3) sont :

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \varepsilon_x^0 + z k_x^b + f k_x^s \\ \varepsilon_y &= \varepsilon_y^0 + z k_y^b + f k_y^s \\ \gamma_{xy} &= \gamma_{xy}^0 + z k_{xy}^b + f k_{xy}^s \end{aligned} \quad (4)$$

$$\gamma_{yz} = g \gamma_{yz}^s$$

$$\gamma_{xz} = g \gamma_{xz}^s$$

$$\varepsilon_z = 0$$

Où

$$f = -\frac{1}{4}z + \frac{5}{3}z \left(\frac{z}{h} \right)^2, \quad g = \frac{5}{4} - 5 \left(\frac{z}{h} \right)^2 \quad (5)$$

Équations Gouvernantes

L'énergie de déformation de la plaque peut être écrite comme :

$$U_e = \frac{1}{2} \int_V [\sigma_x \varepsilon_x + \sigma_y \varepsilon_y + \tau_{xy} \gamma_{xy} + \tau_{yz} \gamma_{yz} + \tau_{xz} \gamma_{xz}] dV \quad (6)$$

En intégrant par partie suivant l'épaisseur de la plaque sandwich, l'énergie de déformation de la plaque peut être écrite comme :

$$U_e = \frac{1}{2} \int_A [N_x \varepsilon_x^0 + N_y \varepsilon_y^0 + N_{xy} \varepsilon_{xy}^0 + M_x^b k_x^b + M_y^b k_y^b + M_{xy}^b k_{xy}^b + M_x^s k_x^s + M_y^s k_y^s + M_{xy}^s k_{xy}^s + S_{yz}^s \gamma_{yz}^s + S_{xz}^s \gamma_{xz}^s] dx dy \quad (7)$$

Les forces et moments résultants sont donnés comme :

$$\begin{Bmatrix} N \\ M^b \\ M^s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B & B^s \\ B & D & D^s \\ B^s & D^s & H^s \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon \\ k^b \\ k^s \end{Bmatrix}, \quad \begin{Bmatrix} S_{yz}^s \\ S_{xz}^s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{44}^s & 0 \\ 0 & A_{55}^s \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{yz}^s \\ \gamma_{xz}^s \end{Bmatrix} \quad (8)$$

$$A = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & 0 \\ B_{12} & B_{22} & 0 \\ 0 & 0 & B_{66} \end{bmatrix}, \quad D = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 \\ D_{12} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & D_{66} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$B^s = \begin{bmatrix} B_{11}^s & B_{12}^s & 0 \\ B_{12}^s & B_{22}^s & 0 \\ 0 & 0 & B_{66}^s \end{bmatrix}, \quad D^s = \begin{bmatrix} D_{11}^s & D_{12}^s & 0 \\ D_{12}^s & D_{22}^s & 0 \\ 0 & 0 & D_{66}^s \end{bmatrix}, \quad H^s = \begin{bmatrix} H_{11}^s & H_{12}^s & 0 \\ H_{12}^s & H_{22}^s & 0 \\ 0 & 0 & H_{66}^s \end{bmatrix} \quad (10)$$

L'énergie cinétique de la plaque peut être écrite comme :

$$T = \frac{1}{2} \int_V \rho [\dot{U}^2 + \dot{V}^2 + \dot{W}^2] dV = \frac{1}{2} \int_A I_0 [\dot{u}^2 + \dot{v}^2 + (\dot{w}_b + \dot{w}_s)^2] dx dy + \frac{1}{2} \int_A \left\{ I_2 \left[\left(\frac{\partial \dot{w}_b}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \dot{w}_b}{\partial y} \right)^2 \right] + \frac{I_2}{84} \left[\left(\frac{\partial \dot{w}_s}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \dot{w}_s}{\partial y} \right)^2 \right] \right\} dx dy \quad (11)$$

Les équations du mouvement sont obtenues en utilisant le principe d'Hamilton :

$$0 = \int_0^t \delta (U_e - T) dt \quad (12)$$

En rassemblant les coefficients δu , δv , δw_b et δw_s , les équations du mouvement pour la plaque sandwich FGM résultantes sont :

$$\delta u: \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} = I_0 \ddot{u} \quad (13)$$

$$\delta v: \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} = I_0 \ddot{v}$$

$$\delta w_b: \frac{\partial^2 M_x^b}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}^b}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y^b}{\partial y^2} = I_0 (\ddot{w}_b + \ddot{w}_s) - I_2 \left(\frac{\partial^2 \dot{w}_b}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \dot{w}_b}{\partial y^2} \right)$$

$$\delta w_s: \frac{\partial^2 M_x^s}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}^s}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y^s}{\partial y^2} + \frac{\partial S_{xz}^s}{\partial x} + \frac{\partial S_{yz}^s}{\partial y} = I_0 (\ddot{w}_b + \ddot{w}_s) - \frac{I_2}{84} \left(\frac{\partial^2 \dot{w}_s}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \dot{w}_s}{\partial y^2} \right)$$

Équation (13) peuvent être exprimée en termes des déplacements (u, v, w_b, w_s) en remplaçant les forces résultantes de l'équation (8). Pour la plaque de FGM, les équations d'équilibre (13) prennent la forme :

$$A_{11} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + A_{66} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + (A_{12} + A_{66}) \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} - B_{11} \frac{\partial^3 w_b}{\partial x^3} - (B_{12} + 2B_{66}) \quad (14a)$$

$$- B_{11}^s \frac{\partial^3 w_s}{\partial x^3} - (B_{12}^s + 2B_{66}^s) \frac{\partial^3 w_s}{\partial x \partial y^2} = I_0 \ddot{u}$$

$$(A_{12} + A_{66}) \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + A_{66} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + A_{22} \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} - (B_{12} + 2B_{66}) \frac{\partial^3 w_b}{\partial x^2 \partial y} \quad (14b)$$

$$- B_{22} \frac{\partial^3 w_b}{\partial y^3} - B_{22}^s \frac{\partial^3 w_s}{\partial y^3} - (B_{12}^s + 2B_{66}^s) \frac{\partial^3 w_s}{\partial x^2 \partial y} = I_0 \ddot{v}$$

$$B_{11} \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} + (B_{12} + 2B_{66}) \frac{\partial^3 u}{\partial x \partial y^2} + (B_{12} + 2B_{66}) \frac{\partial^3 v}{\partial x^2 \partial y} \quad (14c)$$

$$+ B_{22} \frac{\partial^3 v}{\partial y^3} - D_{11} \frac{\partial^4 w_b}{\partial x^4} - 2(D_{12} + 2D_{66}) \frac{\partial^4 w_b}{\partial x^2 \partial y^2}$$

$$- D_{22} \frac{\partial^4 w_b}{\partial y^4} - D_{11}^s \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^4} - 2(D_{12}^s + 2D_{66}^s) \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^2 \partial y^2}$$

$$- D_{22}^s \frac{\partial^4 w_s}{\partial y^4} = I_0 (\ddot{w}_b + \ddot{w}_s) - I_2 \nabla^2 \dot{w}_b$$

$$\begin{aligned}
 & B_{11}^s \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} + (B_{12}^s + 2B_{66}^s) \frac{\partial^3 u}{\partial x \partial y^2} \\
 & + (B_{12}^s + 2B_{66}^s) \frac{\partial^3 v}{\partial x^2 \partial y} + B_{22}^s \frac{\partial^3 v}{\partial y^3} - D_{11}^s \frac{\partial^4 w_b}{\partial x^4} \\
 & - 2(D_{12}^s + 2D_{66}^s) \frac{\partial^4 w_b}{\partial x^2 \partial y^2} - D_{22}^s \frac{\partial^4 w_b}{\partial y^4} - H_{11}^s \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^4} \\
 & - 2(H_{12}^s + 2H_{66}^s) \frac{\partial^4 w_s}{\partial x^2 \partial y^2} - H_{22}^s \frac{\partial^4 w_s}{\partial y^4} \\
 & + A_{55}^s \frac{\partial^2 w_s}{\partial x^2} + A_{44}^s \frac{\partial^2 w_s}{\partial y^2} = I_0 (\ddot{w}_b + \ddot{w}_s) - \frac{I_2}{84} \nabla^2 \ddot{w}_b
 \end{aligned} \quad (14d)$$

Solution de Navier pour une plaque sandwich sur appuis simples

Pour une solution analytique des équations (14), la méthode de Navier est utilisée pour une plaque sandwich FGM avec des conditions de bords spécifiques (appuyée - appuyée). Les fonctions des déplacements qui satisfont les équations des conditions aux limites sont développées en séries de Fourier comme suit :

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w_b \\ w_s \end{Bmatrix} = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \begin{Bmatrix} U_{mn} \cos(\lambda x) \sin(\mu y) e^{i\omega t} \\ V_{mn} \sin(\lambda x) \cos(\mu y) e^{i\omega t} \\ W_{bmn} \sin(\lambda x) \sin(\mu y) e^{i\omega t} \\ W_{smn} \sin(\lambda x) \sin(\mu y) e^{i\omega t} \end{Bmatrix} \quad (15)$$

Les équations, ci-dessous, des valeurs propres pour n'importe quelle valeur fixe de m et n , pour le problème de vibration libre peut être écrite comme :

$$([K] - \omega^2 [M]) \{\Delta\} = \{0\} \quad (16)$$

$$[K] = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{12} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{13} & a_{23} & a_{33} & a_{34} \\ a_{14} & a_{24} & a_{34} & a_{44} \end{bmatrix}, [M] = \begin{bmatrix} m_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m_{22} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_{33} & m_{34} \\ 0 & 0 & m_{34} & m_{44} \end{bmatrix} \quad (17)$$

RESULTATS NUMERIQUES ET DISCUSIONS

Pour la plaque FGM Les propriétés matérielles utilisées dans la présente étude sont :

Céramique (P_1 , alumine, Al_2O_3)

$$E_c = 380 \text{ GPa}, \quad \nu = 0.3 \quad \text{et} \quad \rho_c = 3800 \text{ kg/m}^3.$$

Métal (P_2 , Aluminium, Al)

$$E_m = 70 \text{ GPa}, \quad \nu = 0.3 \quad \text{et} \quad \rho_m = 2707 \text{ kg/m}^3.$$

Le paramètre de fréquence naturelle adimensionnel est défini comme :

$$\bar{\omega} = \frac{\omega b^2}{h} \sqrt{\frac{\rho_0}{E_0}} \quad (18)$$

Où $\rho_0 = 1 \text{ kg/m}^3$, et $E_0 = 1 \text{ GPa}$.

La figure 3 montre les paramètres de fréquences fondamentaux en fonction du rapport épaisseur - côté

des plaques sandwiches P - FGM simplement appuyées avec un cœur souple et homogène.

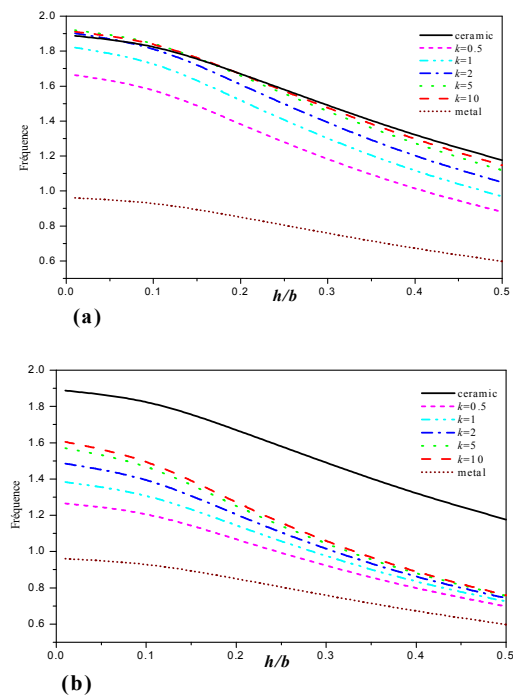


Fig.3. Fréquences fondamentales des plaques sandwiches P-FGM avec un cœur souple et homogène : (a) plaque sandwich FGM 1-0-1, (b) plaque sandwich FGM 1-8-1.

Les fréquences sont maximales pour les plaques en céramiques et minimales pour les plaques en métal. On constate que les résultats augmentent lentement lorsque la quantité de la céramique augmente dans la plaque sandwich.

CONCLUSION

En conclusion, on peut dire que la théorie raffinée proposée est efficace pour la résolution de la vibration libre des plaques sandwiches en FGM.

REFERENCES

- Li, Q., Iu, V.P., Kou, K.P. Three-dimensional vibration analysis of functionally graded material sandwich plates. *Journal of Sound and Vibration* 311, 498–515 (2008).
- Naotake Noda. Thermal stresses in functionally graded materials. *Journal of Thermal Stresses* 22, 477–512 (1999).
- Naotake Noda. Thermal stresses in functionally graded materials. *Journal of Thermal Stresses* 22, 477–512 (1999).

A NEW HYPERBOLIC SHEAR DEFORMATION THEORY FOR BENDING OF FUNCTIONALLY GRADED SANDWICH PLATE

A. ATTIA, R. BENTABET, A. TOUNSI, E ADDA BEDIA

Laboratoire des matériaux et hydrologie, Université de Sidi Bel Abbès, BP 89 Cité Ben M'hidi 22000 Sidi Bel Abbès, Algérie

attia-amina@hotmail.fr

ABSTRACT :

A refined hyperbolic shear deformation theory (RHSDT) is developed for a bending analysis of functionally graded sandwich plates. Unlike any other theory, the number of unknown functions involved is only four, as against five in case of other shear deformation theories. The developed models are variationally consistent, have strong similarity with classical plate theory in many aspects, do not require shear correction factor, and give rise to transverse shear stress variation such that the transverse shear stresses vary parabolically across the thickness satisfying shear stress-free surface conditions. The accuracy of the analysis presented is demonstrated by comparing the results with solutions derived from other higher-order models. The functionally graded layers are assumed to have isotropic, two-constituent material distribution through the thickness, and the modulus of elasticity, Poisson's ratio of the faces, and thermal expansion coefficients are assumed to vary according to a power-law distribution in terms of the volume fractions of the constituents. The core layer is still homogeneous and made of an isotropic ceramic material. Numerical results for deflections and stresses of functionally graded metal-ceramic plates are investigated. It can be concluded that the proposed models are accurate and simple in solving the bending behavior of functionally graded plates.

Keywords: Functionally graded plates, refined theory, Shear deformation, Higher-order theories

1. Introduction:

Composite materials have been successfully used in aircraft and other engineering applications for many years because of their excellent strength to weight and stiffness to weight ratios. Recently, advanced composite materials known as functionally graded material have attracted much attention in many engineering applications due to their advantages of being able to resist high temperature gradient while maintaining structural integrity [1]. Developing theoretical methodologies and numerical modeling for the analysis of FGM plates has attracted considerable attention from researchers [2–7].

In this study, A refined hyperbolic shear deformation theory (RHSDT) is proposed. Numerical results for displacements and stresses are presented for a metal-ceramic FG plate. To make the study reasonable, displacements and stresses are given for different homogenization schemes and exponents in the power-law that describes the variation of the constituents.

2. Problem formulation

Consider the case of a uniform thickness, rectangular FGM sandwich plate composed of three microscopically heterogeneous layers. The top and bottom faces of the plate are at $z = \pm h/2$, and the edges of the plate are parallel to axes x and y .

The sandwich plate is composed of three elastic layers, namely, "Layer 1", "Layer 2", and "Layer 3" from bottom to top of the plate (Fig. 1). The vertical ordinates of the bottom, the two interfaces, and the top are denoted by $h_1 = -h/2$, h_2 , h_3 , $h_4 = h/2$, respectively.

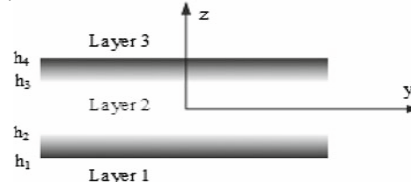


Fig 1 : The material variation along the thickness of the FGM sandwich plate

The volume fraction of the FGMs is assumed to obey a power-law function along the thickness direction:

$$V^{(1)} = \left(\frac{z - h_1}{h_2 - h_1} \right)^k, \quad z \in [h_1, h_2] \quad (1a)$$

$$V^{(2)} = 1, \quad z \in [h_2, h_3] \quad (1b)$$

$$V^{(3)} = \left(\frac{h - h_4}{h_3 - h_4} \right)^k, \quad z \in [h_3, h_4] \quad (1c)$$

Where $V^{(n)}$ ($n = 1, 2, 3$) denotes the volume fraction of layer n ; k is the volume fraction index ($0 \leq k \leq +\infty$), which indicates the material variation profile through the thickness.

The effective material properties like Young's modulus E , Poisson's ratio ν , and thermal expansion coefficient α then can be expressed by the rule of mixture [8–9] as

$$P^{(n)}(z) = P_2 + (P_1 - P_2) V^{(n)} \quad (2)$$

2.1.1 Assumptions of the present plate theory:

The displacements are small in comparison with the plate thickness, and, therefore, strains involved are infinitesimal. The transverse displacement w includes two

components of bending w_b , and shear w_s . These components are functions of coordinates x, y only.

$$w(w, y, z) = w_b(x, y) + w_s(x, y) \quad (3)$$

(iii) The transverse normal stress σ_z is negligible in comparison with in-plane stresses σ_x and σ_y .

(iv) The displacements u in x -direction and v in y -direction consist of extension, bending, and shear components.

$$u = u_0 + u_b + u_s, \quad v = v_0 + v_b + v_s \quad (4)$$

The bending components u_b and v_b are assumed to be similar to the displacements given by the classical plate theory. Therefore, the expression for u_b and v_b can be given as

$$u_b = -z \frac{\partial w_b}{\partial x}, \quad v_b = -z \frac{\partial w_b}{\partial y} \quad (5)$$

The shear components u_s and v_s give rise, in conjunction with w_s , to the parabolic variations of shear strains γ_{xz} , γ_{yz} and hence to shear stresses τ_{xz} , τ_{yz} through the thickness of the plate in such a way that shear stresses τ_{xz} , τ_{yz} are zero at the top and bottom faces of the plate. Consequently, the expression for u_s and v_s can be given as

$$u_s = -f(z) \frac{\partial w_s}{\partial x}, \quad v_s = -f(z) \frac{\partial w_s}{\partial y} \quad (6)$$

2.1.2 Displacement field and constitutive equations:

Based on the assumptions made in preceding section, the displacement field can be rewritten as

$$\begin{aligned} u(x, y, z) &= u_0(x, y) - z \frac{\partial w_b}{\partial x} - f(z) \frac{\partial w_s}{\partial x} \\ v(x, y, z) &= v_0(x, y) - z \frac{\partial w_b}{\partial y} - f(z) \frac{\partial w_s}{\partial y} \\ w(x, y, z) &= w_b(x, y) + w_s(x, y) \end{aligned} \quad (7a)$$

where the function $f(z)$ is chosen in the form Rhsdt

$$f(z) = z - \frac{\cosh\left(\frac{\pi}{2}\right)}{\left[\cosh\left(\frac{\pi}{2}\right) - 1\right]} z - \frac{\left(\frac{h}{\pi}\right) \sinh\left(\frac{\pi}{h} z\right)}{\left[\cosh\left(\frac{\pi}{2}\right) - 1\right]} \quad (7b)$$

The strains associated with the displacements in Eq. (7) are:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} k_x^b \\ k_y^b \\ k_{xy}^b \end{Bmatrix} + f(z) \begin{Bmatrix} k_x^s \\ k_y^s \\ k_{xy}^s \end{Bmatrix} \quad \text{et} \quad \begin{Bmatrix} \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{Bmatrix} = g(z) \begin{Bmatrix} \gamma_{yz}^s \\ \gamma_{xz}^s \end{Bmatrix} = g(z) \begin{Bmatrix} \frac{\partial w_s}{\partial y} \\ \frac{\partial w_s}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_x^0 &= \frac{\partial u_0}{\partial x}, \quad k_x^b = -\frac{\partial^2 w_b}{\partial x^2}, \quad k_x^s = -\frac{\partial^2 w_s}{\partial x^2} \\ \varepsilon_y^0 &= \frac{\partial v_0}{\partial x}, \quad k_y^b = -\frac{\partial^2 w_b}{\partial y^2}, \quad k_y^s = -\frac{\partial^2 w_s}{\partial y^2} \\ \gamma_{xy}^0 &= \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x}, \quad k_{xy}^b = -2 \frac{\partial^2 w_b}{\partial x \partial y}, \quad k_{xy}^s = -2 \frac{\partial^2 w_s}{\partial x \partial y} \\ \gamma_{yz}^s &= \frac{\partial w_s}{\partial y}, \quad \gamma_{xz}^s = \frac{\partial w_s}{\partial x}, \quad g(z) = 1 - f'(z) \quad \text{et} \quad f'(z) = \frac{\partial f(z)}{\partial z} \end{aligned} \quad (9)$$

For elastic and isotropic FGMs, the constitutive relations can be written as:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad \text{et} \quad \begin{Bmatrix} \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{44} & 0 \\ 0 & Q_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{Bmatrix} \quad (10)$$

Where $(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz})$ and $(\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{xz})$ are the stress and strain components, respectively. stiffness coefficients, Q_{ij} , can be expressed as

$$Q_{11} = Q_{22} = \frac{E(z)}{1 - \nu^2} \quad (11a)$$

$$Q_{12} = \frac{\nu E(z)}{1 - \nu^2} \quad (11b)$$

$$Q_{44} = Q_{55} = Q_{66} = \frac{E(z)}{2(1 + \nu)} \quad (11c)$$

2.1.3 Equilibrium equations:

The equilibrium equations are derived by using the

virtual work principle, which can be written for the plate as

$$\int_{\Omega} \int_{-h/2}^{h/2} [\sigma_x \delta \varepsilon_x + \sigma_y \delta \varepsilon_y + \tau_{xy} \delta \gamma_{xy} + \tau_{yz} \delta \gamma_{yz} + \tau_{xz} \delta \gamma_{xz}] d\Omega dz - \int_{\Omega} q(x, y) \delta w d\Omega = 0 \quad (12)$$

where Ω is the top surface.

The FG plate is taken to be made of aluminum and alumina with the following material properties:

-Metal (Aluminum, Al): $E_m = 70 \times 10^9 \text{ N/m}^2$; $\nu = 0.3$

-Ceramic (Alumina, Al₂O₃): $E_c = 380 \times 10^9 \text{ N/m}^2$; $\nu = 0.3$.

$$\begin{aligned} \int_{\Omega} \int_{\Omega} [N_x \delta \varepsilon_x - M_x^b \delta w_{b,xx} - M_x^s \delta w_{s,xx} + N_y \delta \varepsilon_y - M_y^b \delta w_{b,yy} - M_y^s \delta w_{s,yy}] + N_{xy} (\delta u_{0,y} + \delta v_{0,x}) \\ - 2M_{xy}^b \delta w_{b,xy} - 2M_{xy}^s \delta w_{s,xy} + S_{xz}^s \delta w_{s,xz} + S_{yz}^s \delta w_{s,yz}] d\Omega - \int_{\Omega} q(x, y) (\delta w_b + \delta w_s) d\Omega \end{aligned} \quad (13)$$

Where

$$\begin{Bmatrix} N_x & N_y & N_{xy} \\ M_x^b & M_y^b & M_{xy}^b \\ M_x^s & M_y^s & M_{xy}^s \end{Bmatrix} = \sum_{n=1}^3 \int_{h_n}^{h_{n+1}} (\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy})^{(n)} \begin{Bmatrix} 1 \\ z \\ f(z) \end{Bmatrix} dz \quad (14a)$$

$$(S_{xz}^s, S_{yz}^s) = \sum_{n=1}^3 \int_{h_n}^{h_{n+1}} (\tau_{xz}, \tau_{yz})^{(n)} g(z) dz \quad (14b)$$

Where h_{n+1} and h_n are the top and bottom z -coordinates of the n th layer.

The equilibrium equations associated with the present shear deformation theory $\forall (\delta u_0, \delta v_0, \delta w_b, \delta w_s)$.

$$\begin{aligned} \delta u_0: \quad \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} = 0 \\ \delta v_0: \quad \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} = 0 \end{aligned} \quad (15)$$

$$\delta w_b: \quad \frac{\partial^2 M_x^b}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}^b}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y^b}{\partial y^2} + q = 0$$

$$\delta w_s: \quad \frac{\partial^2 M_x^s}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}^s}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y^s}{\partial y^2} + \frac{\partial S_{xz}^s}{\partial y} + \frac{\partial S_{yz}^s}{\partial x} + q = 0$$

To solve this problem, Navier presented the external force and The displacements (u_0, v_0, w_b, w_s) in the form of a double trigonometric series, that satisfies the boundary conditions.

3. Numerical results:

In the following, we note that several kinds of sandwich plates are used:

- The (1-0-1) FGM sandwich plate: The plate is symmetric and made of only two equal thickness FGM layers, i.e., there is no core layer. Thus, $h_1 = h_2 = 0$.
- The (1-1-1) FGM sandwich plate: Here, the plate is symmetric and made of three equal thickness layers. In this case, we have, $h_1 = -h/6$, $h_2 = h/6$.
- The (1-2-1) FGM sandwich plate: The plate is symmetric and we have: $h_1 = -h/4$, $h_2 = h/4$

Table 1 contains the dimensionless center deflection W for an FG sandwich plate subjected to a sinusoidally distributed load. The deflections are considered for $k = 0$, 2, and 4 and different types of sandwich plates. Table 2 shows that the effect of shear deformation is to increase

the deflection. The difference between the Shear deformation theories is insignificant for fully ceramic plates ($k = 0$). It can be observed that the results obtained by the present refined theory RHSDT are identical to those of sinusoidal shear deformation plate theory (SSDPT) and parabolic shear deformation plate theory (PSDPT), respectively.

Table 1: Effects of volume fraction exponent on the dimensionless center \bar{w} deflections of the different sandwich square plates

k	Theory	\bar{w}		
		1-0-1	1-1-1	1-2-1
0	RHSDT	0.077909688	0.077909688	0.077909688
	SSDPT	0.077903038	0.077903038	0.077903038
	PSDPT	0.077909688	0.077909688	0.077909688
2	RHSDT	0.284902382	0.210709088	0.169236277
	SSDPT	0.284786614	0.210674331	0.169240872
	PSDPT	0.284902382	0.210709088	0.169236277
4	RHSDT	0.364743819	0.267673921	0.204306828
	SSDPT	0.364515637	0.267602857	0.204302609
	PSDPT	0.364743819	0.267673921	0.204306828

Table 2 shows similar results of transverse shear stress τ_{xz} for a FGM sandwich plate subjected to a sinusoidally distributed load. As the volume fraction exponent increases for FG plates, the shear stress will increase and the fully ceramic plates give the smallest shear stresses.

The various non-dimensional parameters used are:

$$\bar{w} = \frac{10hE_0}{a^2q_0} w\left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}\right); \bar{\tau}_{xz} = \frac{h}{aq_0} \tau_{xz}\left(0, \frac{b}{2}, 0\right)$$

Where the reference value is taken as $E_0 = 1 \text{ GPa}$

Table 2 Effects of volume fraction exponent on the dimensionless transverse shear stress $\bar{\tau}_{xz}$ of the FGM sandwich square plates

k	Theory	$\bar{\tau}_{xz}$		
		1-0-1	1-1-1	1-2-1
0	RHSDT	0.238572236	0.23857223	0.23857226
	SSDPT	0.246180078	0.24618007	0.24618007
	PSDPT	0.238572236	0.23857223	0.23857223
2	RHSDT	0.409186951	0.29892620	0.27451370
	SSDPT	0.414262188	0.30480045	0.2819062070
	PSDPT	0.409186951	0.29892620	0.27451370
4	RHSDT	0.525407989	0.32070315	0.28537844
	SSDPT	0.528267844	0.32500241	0.29217294
	PSDPT	0.525407989	0.32070315	0.28537844

4. Conclusion:

In this study, a new shear deformation theory was proposed to analyze the static behavior of FGM sandwich

plates. The accuracy and efficiency of the present theories has been demonstrated for static behavior of symmetric and non-symmetric functionally graded sandwich plates. All comparison studies demonstrated that the deflections and stresses obtained using the present new shear deformation theory (with four unknowns) and other higher shear deformation theories such as PSDPT and SSDPT (with five unknowns) are almost identical. In conclusion, it can be said that the proposed theory RHSDT is accurate and simple in solving the static behaviors of symmetric and non-symmetric FGM sandwich plates.

5. REFERENCES

- [1] Koizumi M., 1997.FGM activities in Japan. Composites Part B; 28:1–4.
- [2] Şimşek M.,2010. Fundamental frequency analysis of functionally graded beams by using different higher-order beam theories. Nucl. Eng. Des. 240, 697–705.
- [3] Ying, J., Lü, C.F., Lim, C.W. 2009.3D thermoelasticity solutions for functionally graded thick plates. J. Zhejiang Univ. Sci. A10(3), 327–336
- [4] Lü, C.F., Lim, C.W., Chen, W.Q.2009. Exact solutions for free vibrations of functionally graded thick plates on elastic foundations. Mech. Adv. Mater. Struct. 16, 576–584
- [5] Lü, C.F., Lim, C.W., Chen, W.Q.2009.Semi-analytical analysis for multi-directional functionally graded plates: 3-D elasticity solutions. Int. J. Numer. Meth. Eng. 79, 25–44
- [6] Wu, C.P., Huang, S.E.2009. Three-dimensional solutions of functionally graded piezothermo-elastic shells and plates using a modified Pagano method. Comput. Mater. Continua 12, 251–282
- [7] Reissner, E.1945.The effect of transverse shear deformation on the bending of elastic plates. J. Appl. Mech. 12, 69–77
- [8] Sallai, B.O., Tounsi, A., Mechab, I., Bachir, B.M., Meradjah, M., Adda, E.A.2009. A theoretical analysis of
- [9] Chi, S., Chung, Y.2006. Mechanical behavior of functionally graded material plates under transverse load—part I: analysis. Int.J. Sol. Struct. 43, 3657–3674

ETUDE DU COMPORTEMENT MECANIQUE ET ANALYSE DE L'INTERACTION ENTRE CONDUCTEUR ELECTRIQUE ET JONCTIONS POUR LES CABLES ELECTRIQUES SOUTERRAINS BT : MODELISATION ET EXPERIMENTATION

M. ZAHLOUL¹ ; A. CHOUARI¹ ; A. BENALI¹; M. EL GHORBA¹

¹Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et des structures, B.P 8118, Oasis-Route El Jadida – ENSEM / Casablanca, Maroc.

Email : maryama.zahloul@gmail.com

chouairi.asmaa@gmail.com

MOTS-CLES : vieillissement des câbles électriques, endommagement par frottement, Défauts de câble électrique, fiabilité des raccords, localisation des défauts, usure par frottements

Introduction

Les économies développées sont fondées sur des systèmes complexes offrant un haut niveau de qualité de service. Dans ce contexte, les industriels cherchent à exploiter leurs équipements à leur plein régime, dans un souci de compétitivité et de respect des délais tout en cherchant à garantir les exigences de qualité et de sécurité requises. Ces objectifs peuvent difficilement être atteints sans une amélioration progressive de la fiabilité et une maintenance adéquate.

Le présent travail, consiste à évaluer premièrement l'effet du vieillissement des couches isolantes des câbles électriques souterrain BT, puis à développer un modèle d'analyse fiabiliste pour assimiler les endommagements des câbles ainsi qu'au d'évaluer le bon fonctionnement des jonctions qui constitue un problème majeur des réseaux électriques.

Grâce à l'analyse de ces paramètres ils nous seraient possibles de détecter les composants défectueux des câbles et éventuellement de les localiser grâce à un moyen que nous mettrons en œuvre par la suite.

2. Matériel et Méthodes

2.1. Matériels

Nous premier essais seront effectués à l'aide d'une machine MTS810 disposées à l'ENSEM (figure 1).

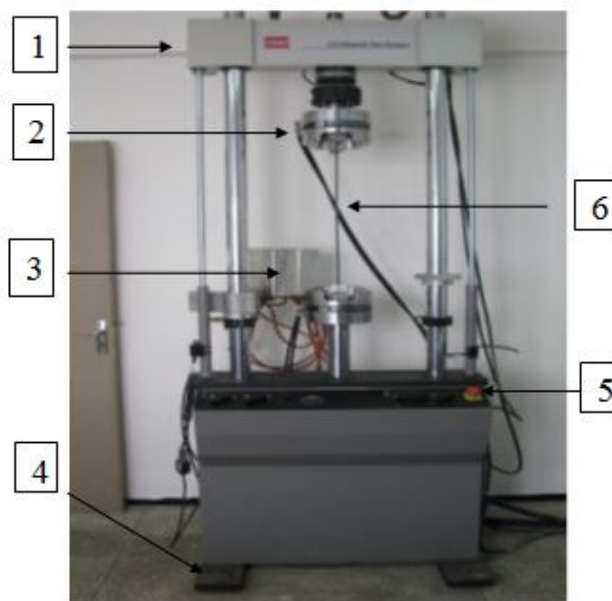


Figure 1 : Représentation des différents éléments du banc de la machine MTS810[1].

- 1 : Traverse fixe
- 2 : Mord supérieur
- 3 : le four
- 4 : Bloc d'isolation
- 5 : Arrêt d'urgence
- 6 : Eprouvette

2.2. Matériaux

Lors de nos travaux de thèse nous avons fait des essais expérimentaux sur des câbles électriques souterrains BT séctoral U 1000 RVFV3x240² +95 comme illustrés dans la figure 2.

Ces derniers sont exploités par la Lyonnaise des eaux de Casablanca il y a 5 ans environ.

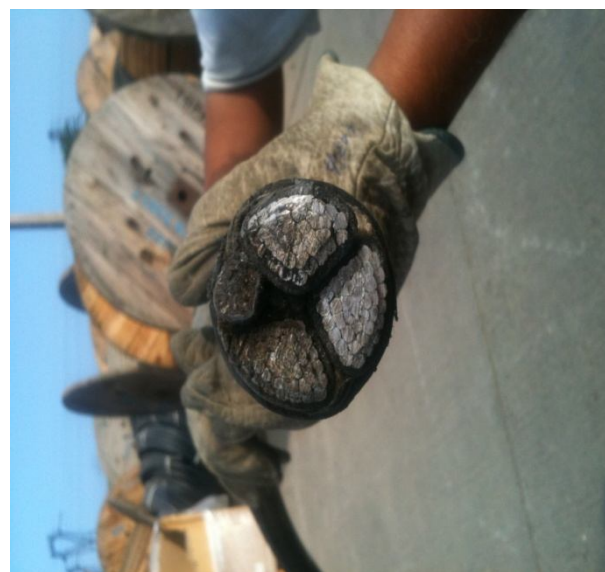


Figure 2 : Câbles électriques U1000 RVF souterrains BT [2].

2.3. Etude expérimentales

Il s'agit d'un ensemble d'essais de caractérisations des câbles électriques souterrains BT, selon différentes conditions comme (méthodes de poses, nature du matériau d'isolation, matériau de remblai), afin de comprendre

l'influence de ces paramètres les uns sur les autres lors du fonctionnement.

La procédure de nos essais sera détaillé ci-dessous :

Caractériser mécaniquement et électriquement les câbles à l'état sain.

Sur un câble électrique sain nous effectuerons des essais de caractérisations ou nous allons à l'aide d'un moyen sophistiqué séparées la partie isolante de la partie électrique que nous caractériserons premièrement chacune à part.

Caractérisation du câble endommagé

Sur des câbles électriques endommagés que nous avons récupérés de différentes délégations préfectorales du grand Casablanca, nous évaluerons le taux de dégradations de ces derniers.

Ci-dessous nous présenterons quelques figures d'endommagement des câbles enterrés rencontrées dans des préfectures comme la délégation de Ghandi et de Ain Sbaa par exemple.



Figure 3 : Sur intensité d'un câble électriques souterrains BT. [3].

Testez la fiabilité des raccordements des câbles électriques.

Comme cité au par avant les raccordements des câbles électriques est l'un des problèmes primordial des installations souterraines. La figure 4 illustre une voie de dégradation de ces boites.



Figure 4 : Dégradation d'une boîte de jonction de la région d'Ain Sbaà [4].

Conclusion

Ce projet de recherche est conçu à l'intention des personnes qui sont en contact permanent avec les câbles électriques. Le projet, ci- après, traite le point à la fois théorique et pratique des

principaux maillons de défauts des câbles.

Les thèmes développés sont :

- La formulation et l'expérimentation du comportement des câbles électriques : la caractérisation mécanique et physico-chimique, vieillissement, les frottements et micro-glisserment, l'usure au niveau des raccordements et des jonctions (fretting), la corrosion et l'effet d'environnement ;

L'exploitation de l'historique existant pour la conception et la vérification de ou des modèles de fiabilité des câbles électriques.

La surveillance des câbles électriques :

Approche théoriques, appareillages et mises en œuvre ;

Critères d'examen et d'interventions, prédiction de durée de vie résiduelle.

Références :

[1] : MTS 810 machine disposé à l'ENSEM ayant une force de 500KN comme force maximale, et une vitesse max et min de 0,0005 à 750 mm.mm-1.

[2] : Magasins centrale de LYDEC en Bernoussi Casablanca.

[3] : Prélevé de la délégation de Ghandi - Casablanca.

[4] : Système aéro-souterrain enstéré dans la délégation d'Ain Sbaà du grand Casablanca.

ETUDE DE LA PRÉCIPITATION ET L'EFFET DE L'USURE DANS L'ALLIAGE AL-AG

H. YOUSFI¹, M. LARIBI¹ ET D. TREHEUX²

¹ Laboratoire des Sciences et Génie des Matériaux, Département de Métallurgie, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Algérie.

h_yousfi@yahoo.fr

² Laboratoire IFoS UMR 5621, Département STMS, Ecole Centrale de Lyon, 36 Avenue Guy de Collongue, 69134 Ecully cedex, France

RESUME- L'étude du durcissement structural du système Al-20%Ag et l'existence de la séquence de précipitation : zone de Guinier-Preston (GP) - précipités semi-cohérents et précipités incohérents avec la matrice confirment les études antérieures, en particulier sur l'effet de la température et du temps de vieillissement ainsi que les conséquences induites sur la dureté. Le comportement tribologique de ce type d'alliage est par contre peu abordé. Nous montrons ici que le coefficient de frottement et l'usure sont réduits pour des alliages à durcissement structural, à la fois par l'effet de la dureté mais aussi par des effets chimiques sur le troisième corps.

MOTS-CLES - PRÉCIPITATION, ZONES G.P, USURE

I. Introduction :

L'optimisation des propriétés mécaniques des alliages métalliques est généralement basée sur le contrôle de la précipitation de nouvelles phases, précipitation qui entraîne une modification du durcissement de ces alliages. Les mécanismes de durcissement des alliages Al-Ag sont connus et ont été étudiés en particulier par Guinier, Geisler, Merlin. J et coll. et Johnson [1-4]. Ces auteurs ont montré que la séquence de précipitation d'une solution solide sursaturée Al-Ag, peut être schématisée de la façon suivante :



Où α^* est la solution solide sursaturée et les zones de Guinier-Preston (G.P) sont des amas d'atomes cohérents avec la matrice [6-7] ; γ' est un précipité métastable de transition semi cohérent avec la matrice [8-9] et γ , le précipité d'équilibre Ag_2Al incohérent avec la matrice.

On se propose, dans ce travail, de voir l'influence de ces précipitations sur la dureté, le coefficient de frottement et l'usure, ces deux dernières propriétés étant peu étudiées sur ce type d'alliages.

II- Procédure expérimentale

Des alliages Al-20%Ag en poids ont été préparés à partir d'aluminium et d'argent de pureté respective 99,999% et 99,99%, par fusion sous vide (10^{-4} Torr) à 750°C dans des tubes scellés de quartz avec absorption de l'oxygène par des copeaux de zirconium. Après un refroidissement lent, ces alliages sont homogénéisés à $T = 813$ K durant 5 heures,

puis trempés à l'eau (20°C), puis subissent un traitement de vieillissement à différentes températures, pour différents temps de maintien, afin d'établir des isochrones de dureté $H_v(T)$.

Les échantillons homogénéisés sont ensuite, analysés par diffraction X au moyen d'un diffractomètre à compteur utilisant un rayonnement monochromatique du cobalt ($\lambda_{\text{Co}} = 0,1788$ nm).

La caractérisation tribologique a été réalisée sur un tribomètre alternatif bille-plan : la bille est en acier à roulement 100Cr6 (dureté 65HRC), de 14,32 mm de diamètre. Le plan est en alliage Al-20%Ag. Les conditions de fonctionnement du tribomètre étant les suivantes:

Force normale (F_n) = 15,8 N, Débattement (D) = 5 mm, Fréquence (f) = 20 tours/mn. Le coefficient de frottement est suivi durant (N) = 1000 Cycles avec une vitesse linéaire moyenne = 3,33 mm/mn

Le coefficient de frottement $\mu = F_t / F_n$, égal au rapport de la force tangentielle F_t par la force normale appliquée F_n .

III- Résultats et discussions

III.1 Analyse par diffraction des rayons X:

Les diffractogrammes obtenus sur la solution solide homogénéisée à $T = 540^\circ\text{C}$, puis trempée, donnent des raies de diffraction proches de celles du réseau c.f.c du métal de base en l'occurrence l'aluminium. Les intensités de ces raies corrigées des facteurs de multiplicité de Lorentz-Polarisation et de Debye, sont conservés et que la solution solide de substitution est désordonnée.

La matrice (Tableau 1) permettant de conclure, comme le prévoit la théorie [10] que le réseau de Al est rapportées à celle de la raie la plus intense (111). La valeurs de ces rapports d'intensité proches de ceux de la matrice (Tableau 1) permettant de conclure, comme le prévoit la théorie [10] que le réseau de Al est conservé et que la solution solide de substitution est désordonnée.

Tableau 1: Rapports des intensités relatives des raies de diffraction observées pour Al et Al-20%Ag

hkl	Al		Al-20%Ag	
	Θ_B	I_{hkl} / I_{111}	Θ_B	I_{hkl} / I_{111}
(111)	22,5	100	22,7	100
(200)	26,1	51	26,5	49
(220)	38,6	28	38,8	30
(311)	47,1	30	47,4	29

Θ_B : angle de Bragg

III.2 Isochrones de dureté

La figure 1, montre la variation de la dureté Vickers sous une tension de 100g en fonction de la température de vieillissement pour des temps de maintien de 5, 10 et 60 mn. On retrouve les trois étapes de durcissement signalés dans la littérature: celle de la formation des zones GP vers 400K, celles du précipité γ' vers 500K et du précipité

d'équilibre γ au delà de 600K. Pour des temps de maintien faibles, le domaine d'existence des zones GP devient moins distinct de celui des autres précipités, conséquence d'une réversion partielle des zones: une partie des zones GP sert de sites de germination pour la phase γ' .

Pour un temps de vieillissement de 60 minutes et pour les températures comprises entre 300 et 400K, la dureté augmente : c'est le domaine de la phase de pré-précipitation (zones GP). Sous contrainte, les dislocations en mouvement cisailent ces zones, cohérentes avec la matrice. Pour les températures comprises entre 400 et 450K, la dureté diminue et passe par un minimum, il y a dissolution des zones GP ou réversion. Dans le domaine de températures $450K \leq T \leq 500K$, la dureté augmente à nouveau, suite à la formation de la phase γ' de structure hc, semi-cohérente avec la matrice. La phase γ' , métastable se développe d'autant plus rapidement que la température est élevée. A la température de 500K, la formation de la phase γ' est évidente comme le montre le diffractogramme de la figure 2.

Pour des températures supérieures à 550 K, le système contenant une phase dispersée (précipités γ'), temps de maintien de 60mn figure 5. Le coefficient de frottement μ est déterminé à partir de la ligne moyenne qui sépare les fluctuations du signal maintenu à une température donnée a tendance à réduire son énergie libre globale en diminuant la surface totale des interfaces : le nombre de particules de la phase γ' diminue et la dureté décroît par suite du contournement des particules par les dislocations. Cette transformation conduit à la formation du précipité γ , dont les raies de diffraction sont montrées sur la figure 3; la phase γ' se transforme en phase γ incohérente avec la matrice et donc moins efficace pour le blocage des dislocations. La phase d'équilibre γ commence à précipiter à partir des joints de grains figure 4 [11] et se propage à travers tout le grain (précipitation discontinue).

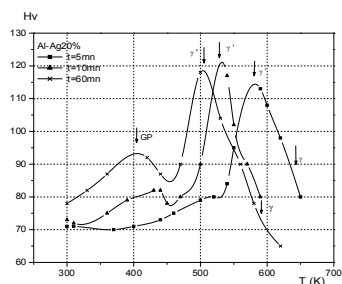


Figure 1. Isochrone de dureté de Al-20%Ag

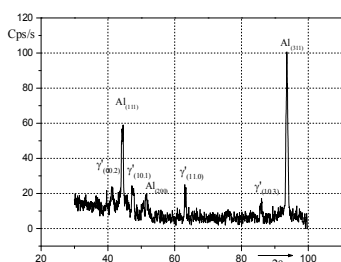


Figure 2. Raies de diffraction des rayons X de Al-20%Ag à la température T = 500K

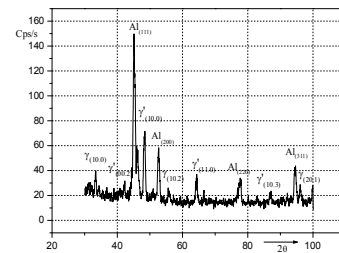


Figure 3. Raies de diffraction des rayons X de Al-20%Ag à la température T = 550K

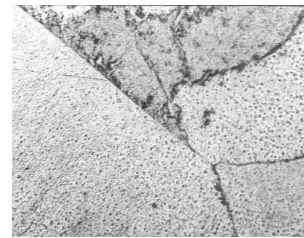


Figure 4. Précipitation et propagation dans le grain de la phase d'équilibre dans Al-20%Ag vieilli à 580K (X 200)

III.3 Frottement et usure

L'évolution du coefficient de frottement μ en fonction du nombre de cycles de débattement pour Al-20%Ag non vieilli et vieilli à 400, 500 et 550K avec un électrique du tribomètre.

On observe, une période de croissance de courte durée où le coefficient de frottement croît rapidement, avec de grandes instabilités, correspondant à la période d'accommodation des deux surfaces antagonistes.

Cette période est suivie d'une usure immédiate entraînant des instabilités du coefficient de frottement de plus en plus accentuées dans le temps.

L'allure de l'évolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de cycles est presque identique pour les trois températures de traitement. Elle est caractérisée par une première période (de quelques dizaines cycles) d'accommodation et de frottement doux et une seconde période au cours de laquelle le coefficient de frottement est stabilisé autour d'une valeur moyenne qui varie fortement d'un traitement à l'autre:

0,2 pour un traitement à T = 400K (formation des zones GP), 0,35 pour T = 500K (formation de γ') et 0,6 pour T = 550K (formation de la phase γ).

Lors de l'apparition des zones GP et de la phase métastable γ' , la force agissant sur l'échantillon, résultante de F_t et F_n , déforme plastiquement l'échantillon. Dans le cas des zones GP cohérentes avec le réseau et de la phase γ' semi-cohérente, la contrainte de cisaillement de ces précipités est élevée comparativement à celle nécessaire au cisaillement de l'échantillon non traité thermiquement et la résistance au mouvement des dislocations se traduit par une opposition à F_t d'où un coefficient de frottement faible. Avec l'apparition de γ , la contrainte diminue car les précipités sont contournés par les dislocations et la résistance au mouvement des dislocations étant plus faible. F_t se trouve moins freinée et conduit à un coefficient de frottement plus élevé que celui du cas précédent.

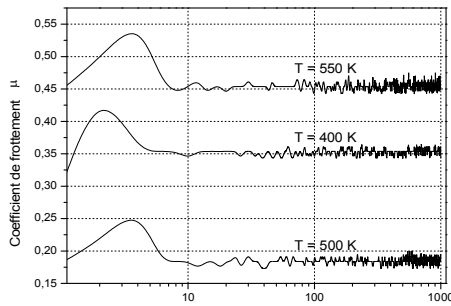


Figure 5. Variation du coefficient de frottement en fonction du nombre de cycles pour Al-20%Ag vieilli à 400, 500 et 550K

Les volumes d'usure déterminés à partir de la trace d'usure de l'échantillon au moyen d'un microscope électronique à balayage (MEB) pour chaque traitement thermique montrent, que les échantillons évoluent d'un état de dureté dû d'abord aux zones GP puis à la phase métastable γ' et à un état adouci dû à l'apparition du précipité d'équilibre γ . Nous avons représenté l'évolution du facteur d'usure calculé à partir du volume d'usure en fin d'essai (1000 cycles) (Tableau 2).

Tableau 2. Volume d'usure sur l'alliage Al-20%Ag

Echantillon Al-20%Ag	μ	Volume d'usure. 10^4 (mm ³) à 1000 cycles
Traitement à T = 400K	0,17	19.40
Traitement à T = 500 K	0,35	18.15
Traitement à T = 550 K	0,55	29.80

On remarque, d'une manière générale que le facteur d'usure diminue lorsque la dureté augmente, cela veut dire le facteur d'usure le moins élevé correspond à l'usure la plus faible, ce qui vérifie la loi d'Aarchard [12].

IV. Conclusion :

Les résultats concernant le durcissement de l'alliage Al-20%Ag ont montré la formation de phases durcissantes par vieillissement : la phase rapide au début du revenu est liée à la formation de zones GP à basse température (≈ 400 K), le rôle des lacunes retenues par la trempe est fondamental dans ce processus puis phases γ' et γ à des températures plus élevées (500K à 600K).

Du point de vue tribologique, on remarque un effet bénéfique au cours de la formation des zones GP et de la phase γ' . En effet, le coefficient de frottement et l'usure sont faibles (les meilleurs résultats sont obtenus dans le cas des échantillons vieillis à 400 et 500K). La conséquence de l'usure au cours du temps est identique quelle que soit la phase précipitée (GP, γ' ou γ) : il y a formation d'argent oxydé et de l'aluminium dans le contact. Sous l'effet de la

pression exercée, ces particules sont compactées et restent piégées à l'intérieur du contact.

V. Références

- [1] A.Guinier, Bull du lab d'essais NF, 21, (1946)
- [2] A.H.Geisler et R.F.Mehl, Trans.Aime 182 (1948)
- [3] J. Merlin et al, Scripta Met, 12, 227 (1978)
- [4] D.D.Johnson et M.Asta, Comput. Master. Sci, 8, 54 (1997)
- [5] P.Dobromyslov, Fiz. Mettal. Mettaloved 42, (1976)
- [6] B.D.Williams, Metal.Trans 14A, 1745 (1983)
- [7] A.Malik, B.Schönfeld, G.Kostors et J.S.Psderson, Acta Materilia, 44, 4845 (1996)
- [8] J.P.Guillot, J.Caisson, Acta Met, 22, 733 (1794)
- [9] F.K.Legoues, Acta Met, 32, 1865 (1984)
- [10] D.Gerold et Baur, Z.Met, 57, (part 1) 181 (1966)
- [11] J.Merlin, les méthodes de durcissement des alliages métalliques, INSA, Recueil des conférences, 31 (1973)
- [12] J.F.Archard, J.Appl.Phy, 24, 981, 1953.
- [13] J.Benard, Oxydation des Métaux, Tome II, (1962)

COMPORTEMENT VIBRATOIRE DES PLAQUES COMPOSITES BORE/ÉPOXYDE

LINDA BOUYAYA

Département de Génie des Transports, Université
Constantine 1, Algérie
bouyaya@yahoo.fr

Résumé : Cet article a pour objectif d'analyser le comportement en vibration transversale des plaques stratifiées unidirectionnelles. Dans ce but, nous proposons une méthode numérique par élément finis, basée sur la théorie des stratifiés avec cisaillement transverse. L'élément fini proposé est de forme quadrilatérale à 4 nœuds et 5 ddl/nœud. Nous nous sommes intéressés à l'identification des fréquences propres des stratifiés équilibrés et croisés en appuis simples. L'étude que nous avons menée, à travers différents cas tests, a montré que les fréquences propres déduites en vibration libre des multicouches dépendent de plusieurs paramètres (orientation des fibres, nombre de couches, rapport d'orthotropie, l'effet du cisaillement transverse, etc.). Des comparaisons ont été effectuées avec les résultats obtenus par la théorie classique des stratifiés et la théorie de déformation en cisaillement du premier ordre (FSDT).

Abstract : This article has for objective to analyze the behavior in transverse vibration of the unidirectional laminated plates. In this purpose, we propose a numerical method by finite element, based on the theory of laminates with transverse shear deformation. The proposed finite element is of a 4-node quadrilateral and 5 DOF / node. We were interested to identify the natural frequencies for simply supported angle-ply and cross-ply laminated plates. The study which we led, through various cases tests, showed that the natural frequencies deducted in free vibration of multilayered depend on several parameters (fiber orientation, number of layers, report of orthotropic, the effect of the transverse shears, etc.). A comparisons were made with the results obtained by the classical laminate and the first order shear deformation theories.

Mots clés : Composite, vibration libre, stratifié croisé, stratifié équilibré ; analyse par éléments finis.

Key words: Composite; free vibration; cross-ply laminated; angle-ply laminated ; finite element analysis.

1. INTRODUCTION

De nos jours, les matériaux composites fibreux sont de plus en plus couramment utilisés comme alternative aux matériaux conventionnels, principalement en raison de leur haute résistance et rigidité spécifique, mais aussi à cause de leurs propriétés mécaniques ajustables dans des grandes proportions. Cependant, leur emploi nécessite une maîtrise de leur comportement mécanique plus particulièrement dans le domaine des vibrations. Il existe de nombreuses théories utilisées pour décrire le comportement mécanique des matériaux multicouches. On peut citer la théorie

classique de la plaque mince (CPT), la théorie de déformation de cisaillement au premier ordre (FOST) [1], la théorie de déformation de cisaillement à l'ordre supérieur (HOST), les modèles multi particulaires de matériaux multicouches [2] et la théorie d'élasticité à trois dimensions [3] qui est assez précise pour les plaques anisotropes. Les matériaux composites multicouches sont le plus souvent modélisés par les éléments finis afin d'obtenir une estimation des contraintes et des déformations dues aux efforts extérieurs. Parmi les travaux réalisés dans ce sens nous en citerons à titre d'exemple les articles de [4-5].

Pour notre part, ce travail porte sur la résolution du problème de vibrations transversales de plaques stratifiées à renfort unidirectionnel. Un modèle numérique des éléments finis a été développé. Des solutions ont été obtenues pour des stratifiés croisés et équilibrés antisymétriques. Les résultats sont comparés à ceux obtenus par les méthodes analytiques.

2. FORMULATION DES ELEMENTS FINIS

Nous considérons ici l'analyse par éléments finis dans le cas où le comportement mécanique est décrit par la théorie des stratifiés du premier ordre, prenant en compte le cisaillement transverse. Cette théorie exprime les déplacements $u(x, y, z, t)$, $v(x, y, z, t)$ et $w(x, y, z, t)$ sous la forme:

$$\begin{aligned} u(x, y, z) &= u_0(x, y) + z\theta_y(x, y) \\ v(x, y, z) &= v_0(x, y) - z\theta_x(x, y) \\ w(x, y, z) &= w_0(x, y) \end{aligned} \quad (1)$$

Dans le cas où la structure est maillée suivant des éléments stratifiés à quatre nœuds, le champ des déplacements en membrane et rotations en un point est exprimé par interpolation en fonction de ces degrés de liberté aux quatre nœuds. On peut écrire pour l'élément e :

$$\mathbf{U}(x, y, t) = \mathbf{N}_e(x, y) \mathbf{u}_e(t) \quad (2)$$

où $\mathbf{N}_e(x, y)$ est la matrice des fonctions de forme de l'élément e et $\mathbf{u}_e(t)$ est le vecteur des degrés de liberté de l'élément.

Le champ des déformations s'écrit sous la forme :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_m = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx}^0 \\ \varepsilon_{yy}^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u_0}{\partial x} \\ \frac{\partial v_0}{\partial y} \\ \frac{\partial u_0}{\partial y} + \frac{\partial v_0}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (3)$$

En considérant l'expression des fonctions de forme, on a :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_m(x, y) = \mathbf{B}_m(x, y) \mathbf{u}_e(t) \quad (4)$$

Les déformations en flexion s'écrivent sous la forme :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_f = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx}^f \\ \varepsilon_{yy}^f \\ \varepsilon_{xy}^f \end{bmatrix} = z \mathbf{k}(x, y, t) = z \begin{bmatrix} \frac{\partial \theta_y}{\partial x} \\ -\frac{\partial \theta_x}{\partial y} \\ \frac{\partial \theta_y}{\partial x} - \frac{\partial \theta_x}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (5)$$

où κ est la matrice de courbure, s'écrit :

$$\kappa(x, y, t) = \mathbf{B}\kappa(x, y) \mathbf{u}_e(t) \quad (6)$$

Les déformations en cisaillement transverse sont données par la relation suivante :

$$\gamma_e = \begin{bmatrix} \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial w_e}{\partial y} - \theta_x \\ \frac{\partial w_e}{\partial x} + \theta_y \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\gamma_s(x, y) = \mathbf{B}\gamma(x, y) \mathbf{u}_e(t) \quad (8)$$

2.1 Formulation de l'énergie

L'énergie de déformation de l'élément e est déterminée à partir de l'expression suivante :

$$U_e^d = \frac{1}{2} \mathbf{u}_e^t \mathbf{K}_e \mathbf{u}_e \quad (9)$$

où \mathbf{K}_e est la matrice de rigidité de l'élément e .

L'énergie de déformation de la structure est ensuite obtenue par assemblage sur l'ensemble des éléments. Soit :

$$U_d = \frac{1}{2} \mathbf{U}^t \mathbf{K} \mathbf{U} \quad (10)$$

où \mathbf{K} La matrice de rigidité globale de la structure.

En négligeant l'énergie cinétique de rotation, l'énergie cinétique d'un élément est donnée par :

$$E_e^c = \frac{1}{2} \dot{\mathbf{u}}_e^t \mathbf{M}_e \dot{\mathbf{u}}_e \quad (11)$$

L'énergie cinétique de la structure est obtenue par assemblage sur l'ensemble des éléments. Soit :

$$E_c = \frac{1}{2} \dot{\mathbf{U}}^t \mathbf{M} \dot{\mathbf{U}} \quad (12)$$

où \mathbf{M} est La matrice de masse global.

L'équation dynamique de la structure, en l'absence de charges extérieures, est obtenue en écrivant que l'énergie totale est stationnaire, ce qui conduit à l'équation usuelle :

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{U}} + \mathbf{K}\mathbf{U} = \mathbf{0} \quad (13)$$

où $\ddot{\mathbf{U}}$ est la matrice accélération de la structure.

Les solutions recherchées pour cette équation, dans le cas de vibrations libres, sont de types harmoniques.

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

Le matériau composite considéré dans cette étude est le Bore/époxyde dont le mode de disposition de son renfort est unidirectionnel. Il est caractérisé par les grandeurs élastiques et rapports d'orthotropie suivants : $E_1/E_2=10$, $G_{12}/E_2=0.5$ et $\nu_{12}=0.3$.

Afin de mieux comprendre l'influence des paramètres de renforcement et de configuration des plaques composites considérées sur leur comportement vibratoire, on a considéré des stratifiés croisés et équilibrés, à plusieurs

géométries, nombres de couches et rapports d'orthotropie. Pour des raisons de symétrie, seul le quart de la plaque est maillé avec un maillage (6 x 6).

Plaque composite rectangulaire équilibré (45/-45/-45)- Influence de la géométrie de la plaque

On étudie dans cette partie l'influence de la géométrie d'un stratifié équilibré antisymétrique sur ses valeurs de fréquences propres. On fait alors varier le rapport entre la longueur a et l'épaisseur h du stratifié (a/h) ainsi que le rapport entre les longueurs des deux côtés (a/b). Les résultats d'une plaque en appuis simples sont reportés dans le tableau 2.

Nous avons étudié l'influence du cisaillement transversal sur les fréquences de vibrations libres en faisant varier le rapport a/h de 10 à 50, c.à.d. en allant de la plaque épaisse jusqu'à la plaque mince. On notera que le cisaillement transversal a pour effet d'assouplir la structure et par conséquent, de baisser les fréquences propres quelque soit la forme géométrique de la plaque composite.

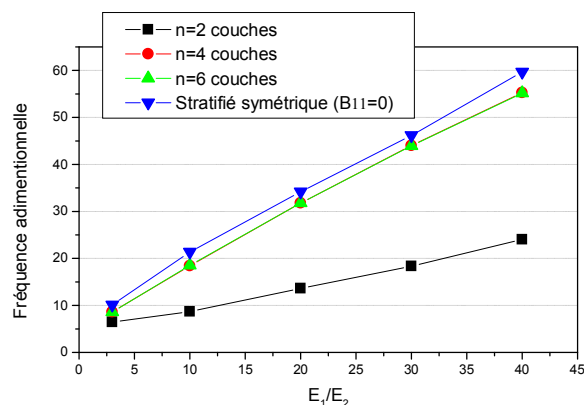


Fig.1 : Variation de la fréquence fondamentale en fonction du rapport E_1/E_2 des stratifiés croisés $[0^\circ/90^\circ]_{2s}$ en appuis simple

Stratifié	Source	E_1/E_2		
		3	20	40
$(0/90)_1$	CPT	7.12	15.21	25.28
	FSDT	6.35	13.64	21.43
	EF	6.43	13.60	24.05
$(0/90)_2$	CPT	9.42	32.81	56.23
	FSDT	8.82	29.64	50.57
	EF	8.61	31.78	55.26
$(0/90)_3$	CPT	9.75	32.81	56.11
	FSDT	8.85	31.68	53.80
	EF	8.59	31.80	55.17

Tab.1: Fréquences propres adimensionnelles $\bar{\omega} = \omega(\rho h^2/E_2)^{1/2}$ d'une plaque composite croisée carrée en appuis simples.

a/h	Source	a/b				
		0.2	0.6	1.0	1.6	2.0
10	CPT	7.725	11.964	17.608	26.737	33.248
	FSDT	7.962	12.010	17.563	26.815	33.573
	EF	7.787	11.368	16.414	25.178	31.794

20	CPT	8.476	13.894	21.585	35.248	45.788
	FSDT	8.735	13.913	21.482	35.298	46.113
	EF	8.662	13.535	20.656	33.745	44.121
30	CPT	8.668	14.386	22.675	37.940	50.134
	FSDT	8.921	14.389	22.556	37.995	50.498
	EF	8.878	14.168	22.034	36.886	48.963
40	CPT	8.758	14.855	23.128	39.071	52.013
	FSDT	8.977	14.548	22.942	39.044	52.293
	EF	8.952	14.409	22.597	38.257	51.154
50	CPT	8.817	14.688	23.344	39.643	52.987
	FSDT	9.012	14.636	23.141	39.563	53.223
	EF	8.994	14.538	22.899	39.008	52.367

Tab.2: Fréquences propres adimensionnelles

$\bar{\omega} = \omega a^2 (\rho/E_2 h^2)^{1/2}$ d'une plaque composite (45/-45/45/-45) - en appuis simples.

4. CONCLUSION

Le comportement en vibration des plaques stratifiées en flexion a été étudié dans le cas de bords en appuis simples. Les résultats obtenus ont mis en évidence la variation des fréquences propres en fonction de plusieurs paramètres géométriques et de renforcement par le développement de deux méthodes analytiques et numérique. L'influence de la séquence d'empilement et du degré d'anisotropie du matériau sur l'évolution de la fréquence de vibration des stratifiés antisymétriques a montré que le couplage membrane- flexion/torsion est responsable de l'accroissement de la fréquence fondamentale jusqu'à atteindre celle des stratifiés symétriques orthotropes lorsque le nombre de couches composantes augmente.

L'effet du cisaillement transversal des stratifiés croisés et équilibrés a été identifié, en comparant les valeurs des fréquences propres obtenues par la méthode des éléments finis (élément du premier ordre) à celles de la méthode classique des stratifiés et la théorie FSDT. Il ressort de ce travail que le cisaillement transversal a pour effet de baisser les fréquences propres des stratifiés unidirectionnels.

RÉFÉRENCES

- [1] Khare R.K., Kant T. et Garg A.K. Free vibration of composite and sandwich laminates with a higher-order facet shell element. *Composite Structures*, vol.65, pp. 405-418, 2004.
- [2] Caron J.F., Ehrlacher A. Modelling the kinetics of transverse cracking in composite laminates. *Composites Science and Technology*, vol. 57, pp. 1261-1330, 1997.
- [3] Noor A.K. Free vibrations of multilayered composite plates. *AIAA Journal*, vol.11, pp.1038-1039, 1972.
- [4] Dessai Y.M., G.S. Ramtekkar and A.H. Shah, Dynamic analysis of laminated composite plates using a layer-wise mixed finite element model. *Compos Struct*, vol. 59, pp 237-249, 2003.
- [5] Fan, J.R. and J.Q. Ye,. An exact solution for the statics and dynamics of laminated thick plates with orthotropic layers. *Int. J. Solids Struct*, vol.26, pp.655-662, 1990.

CARTOGRAPHIE DE L'ALÉA RETRAIT GONFLEMENT DES ARGILES DE M'SILA, ALGERIE

F. L. CHIKOUCHE¹, M. BAHHEDI²

¹Doctorant, Université de M'sila, Algérie
blz2008@hotmail.fr

²Maitre de conférence Université de Batna., Algérie
baheddi_m@yahoo.fr

Résumé :

Le phénomène de retrait gonflement des argiles est dû à la sensibilité des sols argileux aux variations d'humidité. En fonction de leur teneur en eau, ces sols voient leur volume et leur comportement mécanique varier sensiblement. Le but de cette étude est d'essayer de proposer une approche cartographique de l'aléa retrait gonflement en s'appuyant sur des données géotechniques de certains sites de la Wilaya de M'sila pour pouvoir estimer le degré de risque et la sensibilité de l'état actuel à la variation de certains paramètres physiques ou mécaniques.

Mots-clés: Retrait gonflement, argile, prévention, risque, paramètres géotechniques, cartographie

1. INTRODUCTION

Les nombreux désordres qui apparaissent fréquemment dans les constructions légères (bâtiments de faible hauteur, routes...etc.) dans la wilaya de M'sila qui est située au Nord Est de l'Algérie nous ont incité à préciser comment peuvent être caractérisés les zones à risque.

Sur la base des résultats géotechniques obtenus à partir des études effectuées par les différents organismes tels que le Laboratoire des Travaux Publics, on a pu établir une base de données. Les données brutes ont été stockées et traitées pour mettre au point une caractérisation de ces sols afin de mieux comprendre ces phénomènes. Dans cette étude on a essayé de proposer une approche cartographique de l'aléa en s'appuyant sur des données géotechniques de certains sites de la Wilaya de M'sila. En combinant ces identifiants, nous pouvons envisager une approche plus réaliste de l'aléa qui sera d'un apport considérable pour les autorités locales afin d'éviter des dépenses faramineuses à prendre pour des travaux de remèdes.

2. LITHO STRATIGRAPHIE :

La région du Hodna est une zone où interfèrent les domaines telliens et sahariens, ce qui entraîne une très grande variation de faciès et une tectonique complexe.

Les terrains qui forment la région sont essentiellement Mésozoïques. Le Paléozoïque est absent, le Trias et le jurassique n'occupent que des surfaces réduites, ils sont composés de marnes, d'argiles, de gypses et de dolomies. , alors que le Crétacé forme la majorité des affleurements en relief.

Le Quaternaire, quant à lui, recouvre Toute la plaine du Hodna. [1]

2.1. L'hydrogéologie :

Le réseau hydrographique est très dense. Pour la majorité, ce sont des oueds à écoulement perin.

le réseau laisse très bien ses traces par l'effet de l'érosion hydrique car les pluies tombent souvent sous forme d'averse et les oueds charrient d'importantes quantités de particules solides. La période des sécheresses étant longue, ces oueds restent longtemps à sec.

Les formations aquifères existantes affleurent plus ou moins largement sur les reliefs entourant le bassin du hodna, elles se localisent autour du chott. [1]

2.2. La topographie :

Pour l'ensemble de la wilaya, les terrains sont caractérisés par un relief en plaine, avec quelques hauteurs isolées et des collines marneuses. [1]

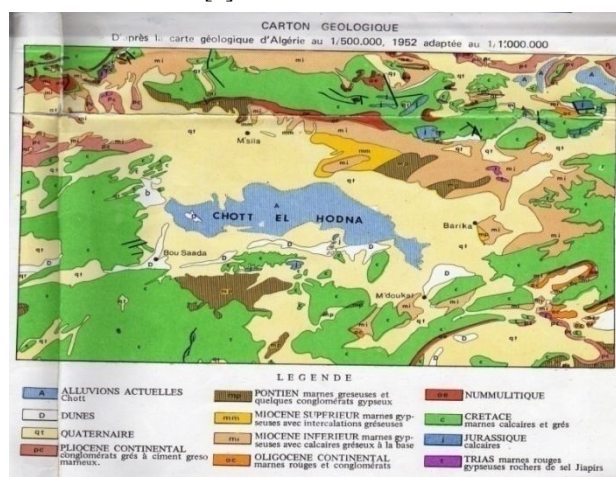


Fig.1 : Carte géologique de la wilaya de M'sila

2.3. Caractéristiques des mouvements de terrains de M'sila

La zone urbaine de M'Sila s'étend sur une superficie de près de 120000 hectares. Elle présente une dizaine de zones instables avec une grande concentration d'habitants (de l'ordre 800.000 habitants). Ces zones instables se localisent à l'intérieur du tissu urbain, d'où la grande difficulté d'appréhender leur mécanisme de fonctionnement. Une étude systématique permet d'entrevoir deux causes bien distinctes :

- La première est d'ordre "géologique" (fig.1) dont on peut retenir les données suivantes:

Formations argileuses contenant des passages lenticulaires de sables favorisant le développement des pressions hydrostatiques ;

Présence de gypse qui par dissolution contribue à modifier les caractéristiques mécaniques des argiles ;

-La seconde anthropique due à une urbanisation parfois anarchique



Photo 1 : Fissuration du mur Ain El Hadjel. [C T C]



Photo 4 : Fissuration de la poutre Sidi Aissa. [C T C]

3. METHODOLOGIE D'ESTIMATION DU RISQUE POTENTIEL DANS UN SECTEUR DONNE.

La méthodologie proposée est basée sur une analyse qualitative des facteurs déterminants pour la détermination d'une cartographie de la région pour être utilisée comme document de base.

2.1. Les facteurs de "contribution"

Pour obtenir les facteurs de "contribution" des sites, une base de données des paramètres physico mécaniques des différents sites a été créée. Chacun des différents facteurs pris en compte est divisé en quatre plages de variation. On attribue à chaque plage "un facteur de contribution δ " [2]

L'évaluation des facteurs consiste à prendre pour chaque site, tous les facteurs pris en compte et indépendamment de l'influence des autres facteurs, on note par δRi le coefficient qui correspond à l'estimation de leur contribution relative et individuelle. [5], [6]

$$\delta Ri = \delta Ip + \delta Pf + \delta Ia + Ae$$

Tab.1 : Echelle de contribution des différents facteurs

Risque	faible	Moyen	Fort	Très fort
δIa	$0 < Ia < 0.5$ 0	$0.5 < Ia < 1$ 1	$1 < Ia < 2$ 2	$Ia > 2$ 3
δIp	$0 < Ip < 10$ 0	$10 < Ip < 20$ 1	$20 < Ip < 30$ 2	$Ip > 30$ 3
$\delta Pf < 2\mu m$	$0 < Pf < 20$ 0	$20 < Pf < 40$ 1	$40 < Pf < 60$ 2	$Pf > 60$ 3
δE	Absence d'eau. 1	eau, faiblement minéralisée 2	eau à forte minéralisation 3	présence de Na ⁺ , Cl ⁻ et SO ₄ ²⁻ 4

La sommation de chaque indice de contribution donnera le degré du risque potentiel pour la zone concernée.

On désigne par δ_i le coefficient qui correspond à l'estimation du risque potentiel de toutes les contributions. Le degré du risque probable est subdivisé en quatre niveaux d'intensités croissantes (de 0 à 3, 3 à 6, 6 à 9 et 9 à 12). [7], [8]

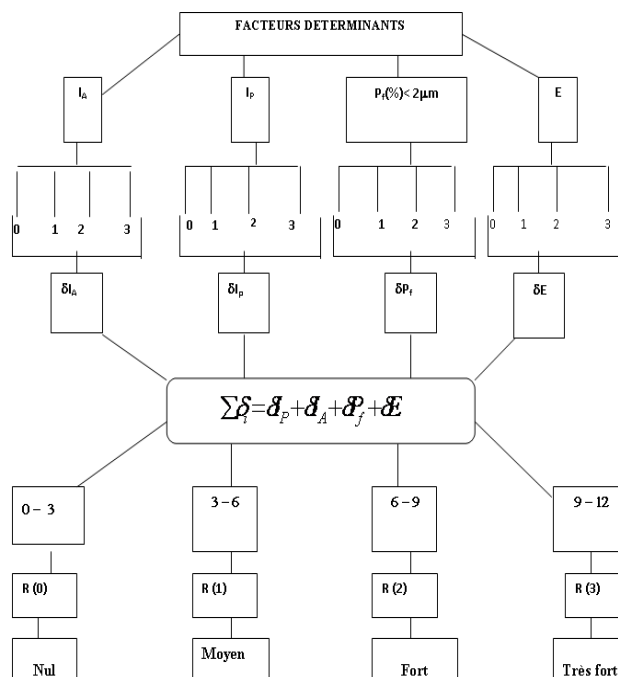


Fig.2: Méthodologie d'estimation du risque

4. CARTOGRAPHIE DE L'ENSEMBLE DU SECTEUR D'ÉTUDE

La généralisation de cette méthode sur l'ensemble de tous les sites permet d'établir le tableau suivant relatif à l'aléa retrait gonflement dans le Nord de la wilaya de M'sila

Tab.2: Estimation des différents Paramètres des sites étudiés.

	δp	δP_f	δI_A	δE	$\Sigma \delta_i$	Risque
Ain El Hadjel	16 à 54,65 3	20 à 60 2	3	1	9	R (2)
Berhoum	12,8 à 30 2	18 à 52 2	1	1	6	R (1)
Chellal	15,6 à 41 2	17 à 56 2	1	4	9	R (2)
Hammam Dhalaa	15 à 35,59 2	16 à 52 2	1	1	6	R (1)
Maadid	16,29 à 48,3 3	18 à 58 2	2	1	8	R (2)
M'sila	16 à 36,5 2	20 à 60 2	1	1	6	R (1)
Ouled Addi Gueballa	9,72 à 36,11 2	18 à 54 2	1	1	6	R (1)
Sidi Aissa	20 à 49,11 3	24 à 60 2	3	1	9	R (2)
Sidi Hadgras	29,5 à 49,63 3	17,7 à 63,9 2	3	1	9	R (2)

5. LA CARTE:

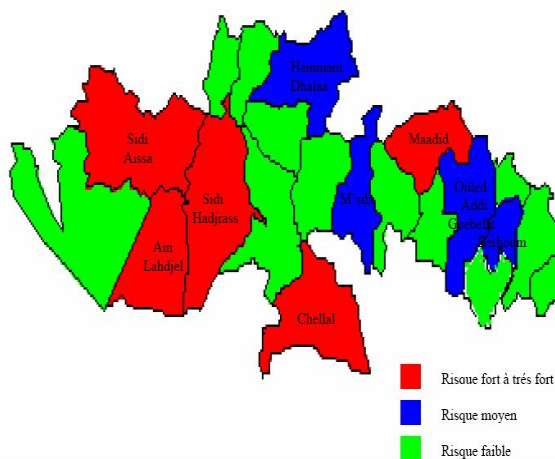
Les cartes de zones exposées aux risques permettent d'effectuer un zonage du territoire en fonction de l'intensité, et de la gravité du phénomène. Ces cartes, sans valeur juridique ni réglementaire, servent de base à l'établissement des plans dans l'aménagement du territoire et les décisions d'urbanisme, et les plans d'occupation des sols.

Elles délimitent trois zones, les couleurs définissent le niveau de l'alea. [4], [8]

- Zone rouge, risque fort à très fort, des mesures de protection peuvent être prises (drainage, dimensionnement des fondations adapté).

- Zone bleue, risque moyen.

- Zone verte, présumée sans risque

**Fig.3** Carte de l'alea retrait gonflement dans le Nord de M'sila,**4. CONCLUSION**

Nous avons, au travers de cette étude présenté une approche cartographique qui offre un intérêt particulier pour localiser les zones exposées au risque et donner une évaluation qualitative de ce dernier. Sur la base de toutes les données on a pu établir une carte relative au phénomène de retrait gonflement, délimitant les zones à risque au niveau du Nord de M'sila, ainsi que le degré de risque dans les différentes communes. La méthode de zonage appliquée est simple et pratique. Malgré qu'elle présente certaines limites, elle offre un grand intérêt dans le choix d'un certain nombre de facteurs déterminants et la définition de leurs contributions individuelles.

Le zonage obtenu reste de portée générale, il permet d'éviter les grosses erreurs pratiques et pourrait servir de support au schéma directeur d'aménagement de la région. Mais au niveau de l'exécution ponctuelle, l'étude spécifique reste irremplaçable.

REFERENCES

- [1]Derekoy A .M .(1973).Etude Hydrogéologique dans le Bassin du Chott el Hodna, Projet Hodna, Programme des Nations Unies pour le Développement. Ministère de l'Agriculture et de la Réforme Agraire Vol 1 pp 2-148
- [2]Renault O, Norie A, Karney G, Vincent M. (2002) Cartographie de l'alea retrait- gonflement des argiles dans le département de la vienne. Rapport du Bureau des Recherches Géologiques et Minières. France.143 p
- [3]Chikhi .N (2002), Les Formations Argileuses de la Région de Constantine. Leurs Caractéristiques Physiques et Mécaniques. Mémoire de Magister, Université de Constantine, 65 p
- [4] Stephenson R.S. (1991) Catastrophes et Développement Programme de Formation à la Gestion des Catastrophes .Université de Cambridge, Royaume Uni. pp 9-50
- [5]Leroueil S. (1998) .Une approche géotechnique pour l'évaluation du risque associé aux mouvements de pente. Bulletin d'information technique .Vol. 3, N° 4, Laboratoire des chaussées. France, 2 p
- [6]Malatrait A.M, Letourneur J, Antoine P (1977).Essai de Cartographie Systématique des Mouvements de Terrain dans les Alpes Françaises. Bulletin de l'Ingénieur N° 16, pp 39-46
- [7] Margaa K, Abdelkader A. (1998), Une méthodologie de cartographie des zones Potentiellement instables Application à la région d'Al Hoceima (Maroc).canadien geotechnical journal. Vol 35, pp 460-470
- [8].Bekkouche A, Djedid A, Aissa Mamoune S. M. (2003). Esquisse de la carte géotechnique du groupement Tlemcen.Mansoura –Chetouane, 13^{ème} Congrès Régional,d'Afrique sur l'implication de la géotechnique dans le développement des infrastructures en Afrique, Maroc

CARACTERISATION D'UN ALLIAGE FERREUX DESTINE POUR LA FABRICATION DES MOULES METALLIQUES

CHABOUR SALEM, LATRECHE SALAH

Université Badji Mokhtar, B.P. 12, El-Hadjar, Annaba 23.000, Algérie.

Laboratoire LMF2M.

E-mail : chasabour@yahoo.fr ; chasalem.1@gmail.com

Introduction.

Les variations thermiques que subit les alliages ferreux destinés à la fabrication des moules métalliques pour la sidérurgie, engendrent des gradients thermiques élevés. Ces derniers conduisent non seulement à des différences de dilatation et de contraintes mais aussi à des changements de structures dans le matériau, et entraînent la dégradation de l'outil jusqu'à rupture totale ou partielle.

Dans ce sens, le matériau faisant l'objet de notre étude est une fonte contenant 3.80%C, 0.35%Mn, 1.85% Si, 0.1%P, et 0.6% S.

Notre présente étude est limitée à la détermination par voie théorique du champ des contraintes et par voie expérimentale à l'évolution structurale obtenue pour deux types de cycles thermiques choisis.

2. Modes opératoires.

L'échantillonnage est prélevé dans un moule défectueux avant usage et sur des moules ayant servi et rebutés. Après initialisation et homogénéisation des échantillons à 900°C pendant 30 mn ils ont été soumis à deux types de cycles thermiques reproduits sur les figures 1-a et 1-b. Ces essais ont été réalisés pour approcher des conditions de service de l'outil qu'est le moule.

Les échantillons ont été examinés optiquement et ont faits l'objet de mesure de dureté.

La partie théorique consiste essentiellement à calculer le champ thermique variable et les variations des contraintes développées lors du service du moule. Bien que le moule subit des variations cycliques, et étant donné la complexité du phénomène nous avons adopté le modèle du corps semi-infini auquel nous avons imposé une condition de premier type à sa surface (en $x = 0$). Le modèle analytique utilisé à cet effet est le système suivant :

$$T(x, t) = T_c + (T_0 - T_c) \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}} \right)$$

$$\sigma = E \alpha (T(x, t) - T_{\text{moy}})$$

$$\alpha = f(T(x, t))$$

où : $T(x, t)$ est la température suivant la profondeur « x » et le temps « t », T_0 est la température à l'instant initial, T_c est la température imposée à la surface, qui est en réalité la température de contact qui s'établit à l'instant initial, elle est de 624°C ; et « α » est la diffusivité thermique du matériau. σ est la contrainte thermique, E le module de

Young, et T_{moy} est la température moyenne qu'acquiert le moule à l'instant donné.

Ces simplifications sont largement justifiées dans la pratique du moment que la profondeur de pénétration de la chaleur est très faible devant l'épaisseur du moule. La condition de premier type ou de Dirichlet a l'avantage de tenir compte du refroidissement par eau, de l'effet du rayonnement, et notamment de la conduction lors du contact des deux milieux en interaction (moule et métal liquide).

Une fois le champ de température déterminé on calcule le champ de contrainte.

Résultats et analyses.

La figure 2 montre la structure de l'alliage dans son état après usage. On voit des lamelles de graphite assez longues désorientées dans la matrice constituée beaucoup plus de ferrite avec laquelle coexistent quelques îlots de perlite. La ferrite, solution solide d'insertion de quelques atomes de carbone dans le fer, est caractérisée par une dureté faible, une grande ductilité et une bonne résilience. La perlite observée ici en très petite quantité, est un agrégat constitué de ferrite et de cémentite ; elle est relativement plus dure, ayant une faible ductilité et une résilience médiocre. Le graphite, empilement de carbone, peut prendre plusieurs formes: en lamelles, en rosette, ou en nodules. Il est très stable, et donc insensible aux traitements thermiques. La cémentite est le carbure de fer qui est une combinaison métallique chimiquement définie par Fe_3C ; elle a une dureté très élevée qui peut dépasser dans certains cas 900 unités Vickers.

La figure 3 représente les courbes de dureté pour les deux cycles thermiques auxquels les échantillons ont été soumis. Il n'y a pas de différence significative dans le domaine des températures de 200°C à 300°C où, quelque soit le type de cycle, les valeurs de la dureté sont assez proches. C'est le cas aussi pour la température 600°C.

Ce qu'il faut noter est le comportement de cette caractéristique mécanique dans l'intervalle thermique 300°C-400°C-500°C où les écarts des mesures sont très importants et traduisent des variations structurales dans la matrice selon le cycle. Dans cet intervalle de température, les échantillons traités suivant le cycle de deuxième type ont des valeurs de dureté plus élevées que ceux du premier cycle, avec un écart de plus de 60 unités Hv relevé pour 400°C.

En effet les microstructures développées selon chaque type de cycle présentées sur les figures 4 et 5, montrent pour 400°C, température à laquelle la différence est plus importante, une évolution structurale différente. Pour le cycle de deuxième type, où les échantillons sont moins durs, la structure est assez proche de celle de l'état après service présentée sur la figure 2 ; on distingue les lamelles de graphite. Des quantités de perlite sont discernables sur la micrographie. La matrice structurale correspondant au cycle de premier type montrent des quantités de perlite assez importantes. Avec cette formation accrue de perlite, on remarque toujours les lamelles de graphite.

Signalons que les lamelles de graphite, se comportant comme une crique préexistante, peuvent jouer le rôle

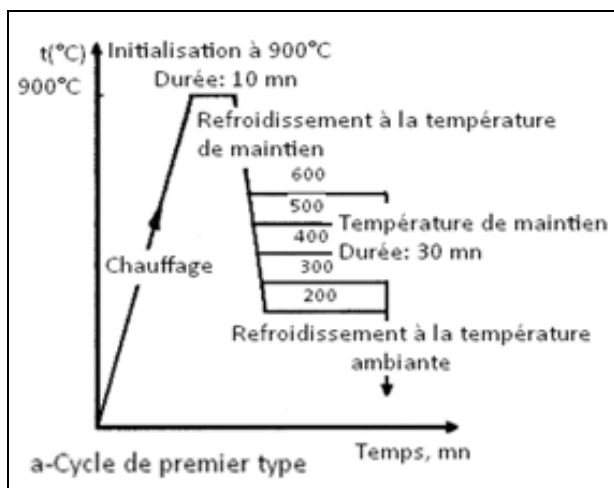


Figure 1-a. Cycles thermiques, noté de premier type, reproduisant les conditions de service.

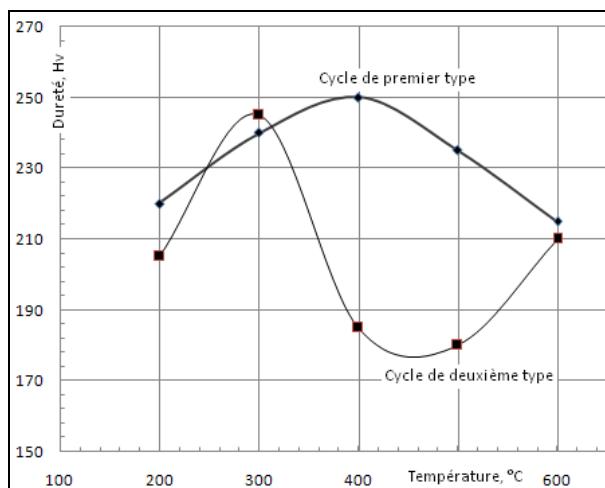


Figure 3. Variation de la dureté Hv en fonction de la température et des cycles thermiques.

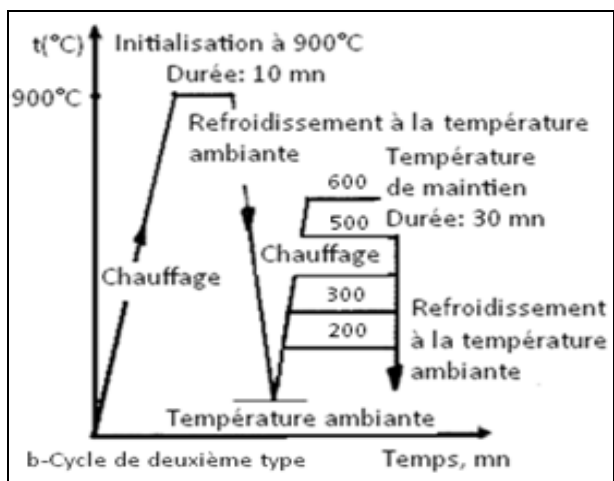


Figure 1-b. Cycles thermiques, noté de deuxième type, reproduisant les conditions de service.

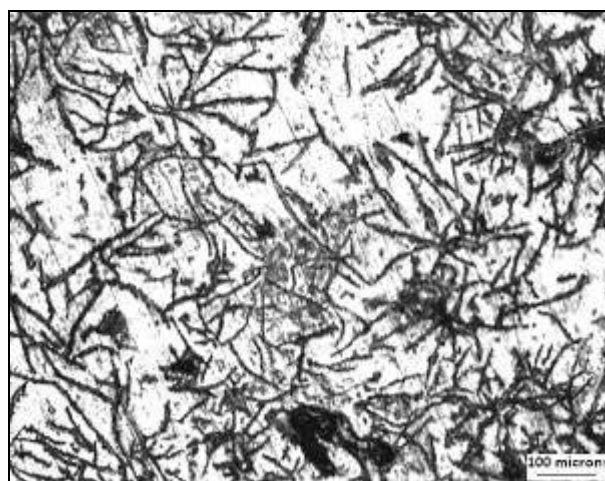


Figure 4. Micrographie des échantillons (deuxième type de cycle, à 400°C).



Figure 2. Microstructure de l'état après service.

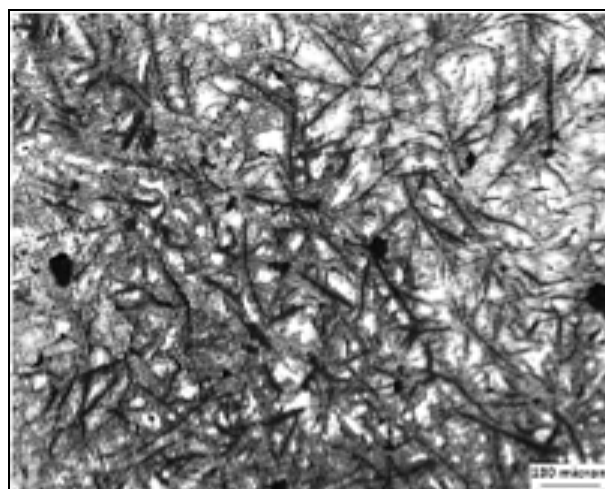


Figure 5. Micrographie des échantillons (premier type de cycle, à 400°C).

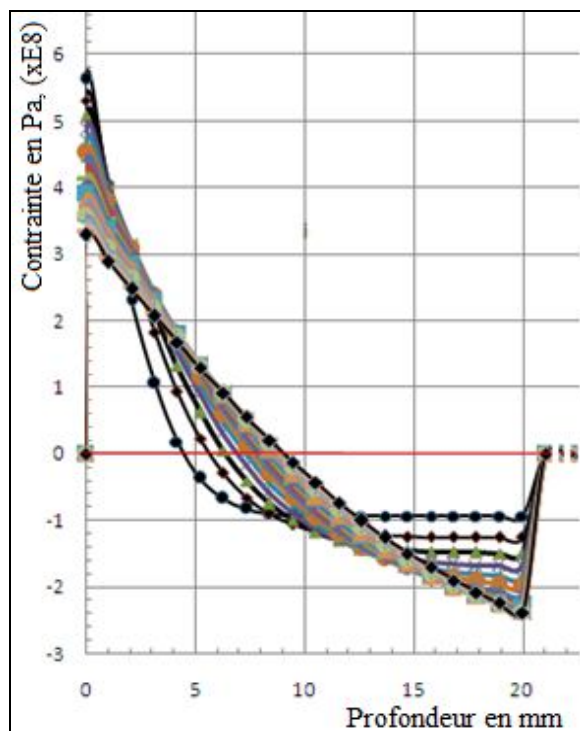


Figure 6. Variation des contraintes obtenues théoriquement.

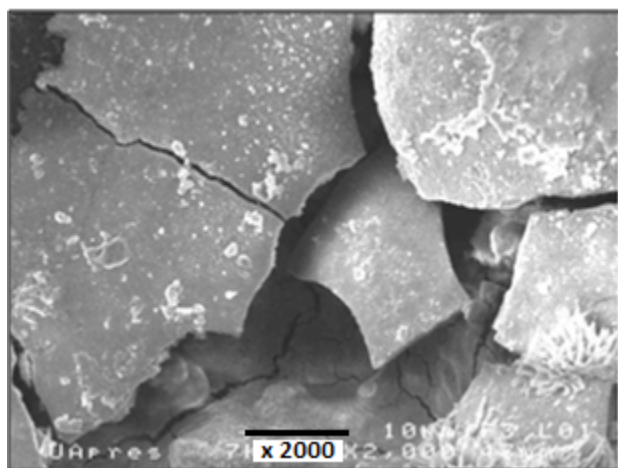


Figure 7. Fissuration observée au MEB sur le matériau après usage, (G x2000).

d'entaille dans la matrice et contribuer ainsi à l'aptitude du matériau à former la fissuration. Aussi elles se déchaussent facilement de la matrice.

Les résultats des figures 2 et 4 indiquent que le cycle de deuxième type est proche des conditions réelles de travail du matériau du moment que les structures observées sont similaires.

Les contraintes thermiques obtenues par voie théorique sont présentées sur la figure 6. Cette approche mathématique, montre des valeurs de contraintes dépassant de très loin la résistance de ce type de matériau, et peuvent donc engendrer des fissures dans le matériau. L'observation au microscope électronique à balayage de la figure 7, fait cas de fissures et de microfissures qui existent pratiquement dans tout le matériau porté plusieurs à des températures de l'ordre de 600°C. L'observation de la

morphologie des cassures permet de détecter deux caractéristiques fondamentales : d'une part l'amorce des fissures et d'autre part leur mode de propagation. Notons aussi que le matériau dans l'état neuf comporte de nombreuses cavités qui peuvent servir de sites d'amorçage de ces fissures. Ce qui constitue des points de faiblesse permanents dans la pièce auxquels s'ajoutent les sollicitations provenant des contraintes thermiques. La rupture commençant par une fissure qui se propage à partir de ces points d'amorce peut être très brusque ou progressive, totale ou partielle.

4. Conclusion.

Cette étude nous a permis de distinguer le lien qui existe entre le comportement mécanique et celui métallurgique des alliages thermiquement sollicités.

Expérimentalement, le cycle approchant les conditions pratiques est celui que nous avons noté de deuxième type. Dans ce cycle le matériau initialement homogénéiser à 900°C pendant 10 mn est refroidit jusqu'à la température ambiante, puis porté à 400°C pendant 30 mn pour être finalement refroidit. Il développe une structure proche de celle observée en pratique.

Les contraintes, estimées théoriquement, montrent que le matériau est sollicité au-delà de sa résistance. C'est pourquoi, avec les défauts existant initialement dans l'état neuf et une présence de graphite lamellaire, on favorise la formation des fissures pouvant conduire à une rupture.

5. Bibliographie.

- L. Delaitre. « Contribution à l'étude de la dégradation superficielle des cylindres de laminoirs à chaud ». Mémoire d'ingénieur CNAM. Année 1981.
- L. Colombier. « Les aciers à outils et leur traitement thermique ». Année 1986.
- Ulrich Krupp. "Fatigue Crack Propagation in Metals and Alloys. Microstructural Aspects and Modelling Concepts". WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim. ISBN: 978-3-527-31537-6. Année 2007.
- William D. Callister, Jr. and David G. Rethwisch. "Fundamentals of Materials Science and Engineering. An Integrated Approach". ISBN 978-0-470-12537-3. Année 2008.
- Jeffrey O. Bunch and M. R. Mitchell, "Residual Stress Effects on Fatigue and Fracture Testing and Incorporation of Results into Design". ISBN: 0-8031-4472-5. Année 2007.
- Madeleine Durand-Charre. "Microstructure of Steels and Cast Irons". ISBN 3-540-20963-8. Année 2003.
- Hoai Nam Le. « Etude de la propagation d'une fissure sous chargement thermique-cyclique induisant un gradient de température dans l'épaisseur ». Thèse de doctorat soutenue le 12 mai 2009 à l'E.N.S.M.A, France..
- Ulrich Krupp. « Fatigue Crack Propagation in Metals and Alloys ». ISBN: 978-3-527-31537-6. An-2007.

CHANGEMENT DES PROPRIETES MECANQUES PAR LA DEGRADATION DES MATERIAUX COMPOSITES EN PRV DE CONDUITES D'ASSAINISSEMENT APRES IMMERSION A DIFFERENTES TEMPERATURES

MOUALLIF¹, A. LATRACH¹, M. CHERGUI¹, A. BENALI¹, M. ELGHORBA¹, N. BARBE²

¹ Laboratoire de Contrôle et de Caractérisation Mécanique des Matériaux et des Structures (LCCMMS), ENSEM, Université Hassan II – Casablanca, Route d'El Jadida, Oasis, BP 8118-20000, Casablanca, Maroc

² Société Lyonnaise Des Eaux de Casablanca (LYDEC), 48 Rue Mohamed Diouri, BP 16048-20000 Casablanca, Maroc

Introduction

Les matériaux composites à matrice organique se sont imposés sur le marché international comme matériaux de choix, dans le domaine d'assainissement, des constructions aérospatiales, navales et beaucoup d'autres. Et cela grâce à leurs coûts compétitifs et à leurs propriétés spécifiques élevées, ainsi qu'à une excellente tenue à la corrosion. Malgré le peu de données à long terme, concernant ces matériaux, leur succès n'est plus à prouver, cela est dû à leur durabilité.

Il est possible aujourd'hui de prévoir de manière fiable et représentative la durabilité des composites à l'aide d'essais accélérés réalisés au laboratoire dans des conditions très contrôlées. La durabilité d'un matériau composite est très majoritairement directement liée à la durabilité du liant [1]. L'environnement humide, caractérisé par l'eau douce, se manifestant par ses caractéristiques physico-chimiques (température, composition, etc.), agit à long terme sur ces matériaux. Son action agressive se présente sous plusieurs aspects, d'origines biologiques [4], chimiques, physiques et mécaniques en altérant les matériaux, en provoquant une chute des caractéristiques mécaniques au cours du temps. Les paramètres les plus pénalisants semblent être les interactions eau-polymère (diffusion de l'eau dans les structures composites) et les sollicitations mécaniques (fissuration de la structure).

La dégradation des composites est initiée par un phénomène de plastification ou de vieillissement physique, résultant de la diffusion de solvant au sein de la matrice polymère au niveau de l'interface fibre-matrice [2], ensuite par un phénomène d'hydrolyse ou de vieillissement chimique des chaînes micromoléculaires s'opérant par fissuration osmotique [3].

Le but de cette étude est d'évaluer les effets de l'absorption dynamique de la solution d'acide sulfurique à différentes températures sur le comportement mécanique du polyester renforcé par des fibres de verre (PRV). Pour bien comprendre les évolutions liées aux interactions locales de l'humidité sur la propagation de l'endommagement, nous avons procédé à des essais de traction sur le PRV vierge et immergé dans une solution de H₂SO₄ à différentes

températures de vieillissement au cours du temps d'immersion.

Matériel et méthode

L'éprouvette d'essai est un matériau de type PRV fabriqué par la machine d'enroulement filamenteuse. La matrice est une résine de polyester insaturée isophtalique selon la norme DIN 16946-2 et le renfort est composé de fibres de verre de type ECR continu (fibreglass hoop) et coupé (fibreglass chop) selon la norme ASTM D 578-99. L'éprouvette d'essai est découpée longitudinalement, suivant le sens des fibres disposées aléatoirement (Mat), dans une conduite (Ø600×300mm²) selon la dimension de 300mm×25mm×9mm. Nous avons préparé environ 20% en poids de fibre, 28% de résine et 52% de sable pour cette éprouvette.

L'essai de vieillissement accéléré a été effectué à la température ambiante, 40°C et 60°C afin de favoriser la dégradation. La solution utilisée est 0,05 en mol/L de d'acide sulfurique (pH=1) [6-9].

Résultats et discussion

1. Evolution des propriétés mécaniques

Le comportement en traction du PRV avant et après vieillissement en solution d'acide sulfurique et sous effet de température est représenté par les figures 1 et 2.

Ces figures présentent respectivement l'évolution des propriétés mécaniques de traction du PRV par rapport à leurs propriétés initiales. On constate une diminution progressive de la résistance à la traction et de l'allongement à la rupture du PRV pendant 12 jours d'immersion dans la solution d'acide sulfurique diluée (pH=1) avec l'augmentation de la température de vieillissement. Cette baisse de la résistance à la traction atteint 17% à température ambiante, 21% à 40°C et 24% à 60°C. Quant à la déformation à la rupture (Figure 2), elle connaît une diminution de l'ordre de 14 à 25% après immersion à des températures faibles (25 – 40°C), puis elle augmente avec la montée en température (32% de perte à 60°C).

La diffusion du solvant dans les résines influence donc fortement la contrainte et l'allongement à la rupture. Cependant, les phénomènes qui influencent la contrainte et l'allongement à la rupture sont complexes, ils font intervenir la présence de contraintes résiduelles et probablement la cinétique de réticulation.

Cette réticulation génère une perte d'allongement à la rupture qui est conséquente pour l'ensemble des polymères. En conséquent, plus la température de vieillissement augmente plus la perte d'allongement augmente. La contrainte à la rupture suit aussi cette tendance avec une chute de l'ordre de 31 à 49% (de la température ambiante jusqu'à 60°C).

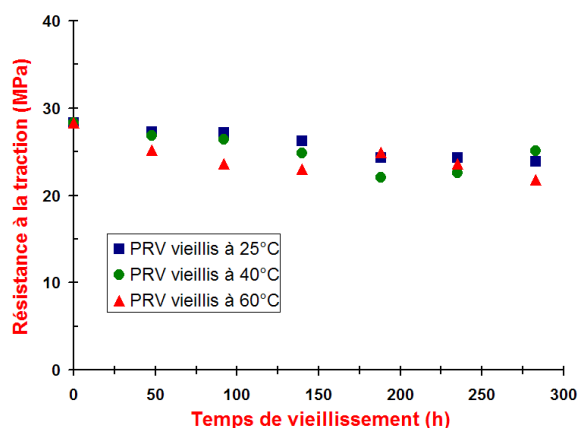


Fig. 1. Evolution de la résistance à la traction du PRV sous la solution d' H_2SO_4 (pH=1), à différentes $T(^{\circ}C)$ de vieillissement

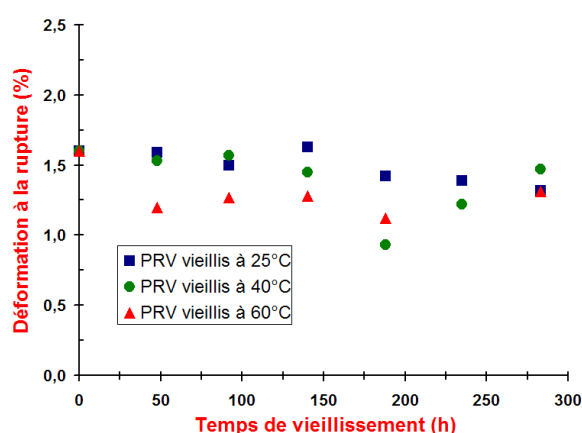


Fig. 2. Evolution de la déformation à la rupture de PRV sous la solution d' H_2SO_4 (pH=1), à différentes $T(^{\circ}C)$ de vieillissement

2. Observation par le MEB

Des observations microstructurales ont été réalisées au microscope électronique à balayage, sur les faciès des ruptures des éprouvettes de traction en PRV, l'une non-vieillie (figure 3) et l'autre vieillie pendant 8 jours d'immersion dans la solution d' H_2SO_4 (pH=1) avec une température de vieillissement de $40^{\circ}C$ (figure 4). Concernant le matériau non-vieilli, il apparaît une bonne adhésion entre les fibres et la matrice, les fibres étant enrobées par une couche de résine. Après immersion à $40^{\circ}C$, on observe une décohésion entre ces deux composants. A $40^{\circ}C$, le phénomène est marqué, dès la première semaine de vieillissement, il apparaît des fibres et des empreintes lisses, sans résine autour, ce qui suggère une dégradation de l'interface, qui peut créer ainsi des zones libres pour l'eau. Le phénomène est d'autant plus important que la température et le temps d'immersion sont élevés. Cela prouve bien que la solution d'acide sulfurique à pH=1 agit de manière très agressive et peut pénétrer plus facilement et de façon plus abondante par les espaces créés à l'interface fibre/matrice. [2, 5, 9]

Le solvant qui pénètre ensuite dans le PRV ne peut le faire que dans des micro-volumes créés par la dégradation des interfaces fibre/matrice [9].

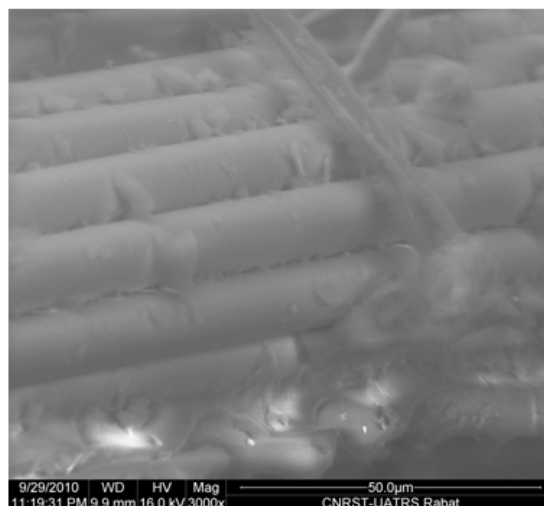


Fig. 3. Images par le microscope électronique à balayage des faciès des éprouvettes en PRV rompues par l'essai de traction, non vieilles

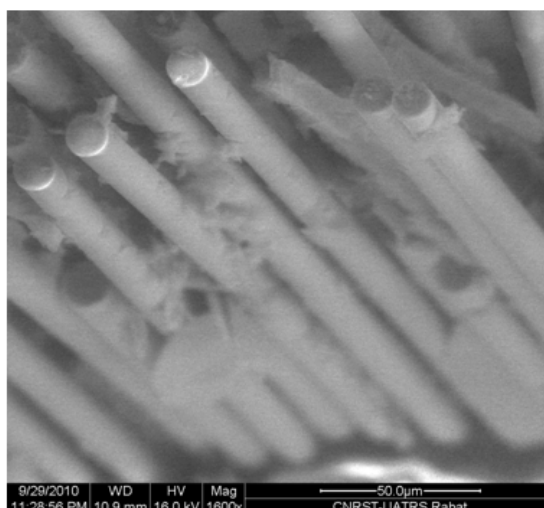


Fig. 4. Images par MEB des faciès des éprouvettes en PRV rompues par l'essai de traction, vieilles pendant 188 heures d'immersion dans la solution d' H_2SO_4 (pH=1) à $40^{\circ}C$

Conclusion

Les principaux résultats obtenus dans ce travail peuvent être résumés comme suit :

Les propriétés mécaniques des matériaux composites en PRV évoluent avec l'augmentation de température de vieillissement et de temps d'immersion, ainsi que la présence de la solution d'acide sulfurique absorbée dans les éprouvettes. Ce qui engendre des pertes en résistance et en ductilité.

L'observation microscopique sur le MEB indique que plus le temps de vieillissement augmente plus la dégradation de l'interface (Fibres/Matrice) augmente. Ce changement dans les caractéristiques est dû à une décohésion entre les différents composants du matériau.

Bibliographie

[1] S. Gaumet, N. Siampiringue and J. Lemaire, "Durabilité des matériaux composites. Comment réaliser un photovieillissement accéléré fiable. Un exemple précis : la

résine époxy (DGEBA)”Annale des composites, AMAC, France, 1996, pp. 85-90.

[2] Hyeong-Yeol Kim, Young-Hwan Park, Young-Jun You and Chang-Kwon, “Short-term durability test for GFRP rods under various environmental conditions”, *Composite Structures* 83 (2008) 37–47.

[3] Vistas M. Karbhari, Guijun Xian, “Hygrothermal effects on high VF pultruded unidirectional carbon/epoxy composites: Moisture uptake”, *Journal Composites: Part B* 40 (2009) 41–49.

[4] Noemi Mendez-Sanchez, Teresa J. Cutright, Pizhong Qiao, “Accelerated weathering and biodegradation of E-glass polyester composites”, *International Biodeterioration & Biodegradation* 54 (2004) 289 – 296.

[5] Kin Liao, Carl R. Schultheisz, and Donald L. Hunston, “Effects of Environmental Aging on the Properties of Pultruded GFRP”, *Journal Composites: Part B* 30 (1999) 485–493.

[6] Mouallif I. Latrach A. Chergui M. Elghorba M. Hangouët J.-P. “Élaboration d’un test de résistance des conduites d’assainissement à la présence d’H₂S”. 2^{ème} Congrès International des Eaux, Déchets et Environnement – Union des Pays de la Méditerranée (CIEDE-UPM09), 12 - 13 Novembre 2009, Al Jadida – Maroc

[7] Mouallif I. Latrach A. Chergui M. Benali A. Barbe N. FTIR study of HDPE structural changes, moisture absorption and mechanical properties variation when exposed to sulphuric acid aging in various temperatures. 20^{ème} Congrès Français de Mécanique – Besançon (France) du 29 Août au 2 Septembre 2011.

[8] Mouallif I. Latrach A. Chergui M. Benali A. Elghorba M. Hangouët J.-P. “Effects of chemical sulphuric acid on commercially produced concrete sewer pipes after immersion in various temperatures”. 10^{ième} Congrès International de Mécanique – Oujda du 19 au 22 Avril 2011.

[9] Mouallif I. Latrach A. Chergui M. Benali A. Elghorba M. Hangouët J.-P. “Absorption dynamique d’humidité à différentes températures dans le polyester renforcé par des fibres de verre”. 3^{ème} Congrès Algérien de Mécanique – Guelma (Algérie) du 14 au 17 Novembre 2011.

UTILISATION D'UNE NOUVELLE FONCTION DE GAUCHISSEMENT POUR L'ANALYSE STATIQUE DES POUTRES ISOTROPES

B. RADIA, A. AMINA, T. ABDELOUAHED ET A. EL ABBAS.

Laboratoire des matériaux et hydrologie (LM&H), UDL
Sidi Bel Abbès
Bentabet21@live.fr

RESUME : Dans ce papier on va présenter une théorie hyperbolique de déformation de cisaillement des poutres épaisses qui prend en considération l'effet de la déformation de cisaillement transverse, Pour analyser la flexion statique des poutres isotropes épaisses. L'importance majeure de cette théorie est que la contrainte de cisaillement transverse peut être obtenue directement à partir des équations constitutives, la vérification de la nullité de cette contrainte dans les bords supérieurs et inférieurs de la poutre. Par conséquent cette théorie évite le besoin de coefficient de correction. Des équations différentielles d'équilibre et des conditions aux limites de cette théorie seront obtenues en utilisant le principe des travaux virtuels. Les résultats obtenus de la flexion pour une poutre isotrope simplement appuyée seront comparés à ceux déterminés par les autres théories des poutres pour la validation de la présente théorie.

MOTS CLES: déformation de cisaillement, poutre isotrope épaisse, flexion statique, contrainte de cisaillement transversale, théorie hyperbolique de déformation de cisaillement.

1. Introduction

Il est bien connu que la théorie classique d'EULER-BERNOULLI de la flexion des poutres également connue sous le nom de la théorie élémentaire de flexion (ETB), ne tient pas en compte l'effet de la déformation de cisaillement transverse, cette théorie convient aux poutres élancées. Par contre elle n'est pas valable pour les poutres épaisses et pour les poutres courtes puisqu'elle est basée sur l'hypothèse : la normale à la fibre neutre reste avant et après déformation plane et perpendiculaire à l'axe neutre. Puisque cette théorie néglige la déformation de cisaillement transverse, elle sous-estime donc la flèche dans le cas des poutres épaisses où les effets de la déformation de cisaillement sont significatifs. [3], [14] et [15] sont les premiers chercheurs qui ont pris en considération l'inertie de rotation et la déformation de cisaillement dans la théorie des poutres. Timoshenko a montré que l'effet de cisaillement transverse est plus grand que l'inertie de rotation dans l'étude de la réponse des poutres prismatiques en vibration transverse. Cette théorie est appelée actuellement par la théorie des poutres de Timoshenko ou la théorie du premier ordre de déformation de cisaillement(FSDT). Dans cette théorie, la distribution de la déformation de cisaillement transverse est supposée constante à travers l'épaisseur de la poutre, ainsi elle exige l'utilisation du coefficient de correction de cisaillement. [5] a donné des expressions claires pour le facteur de correction

de cisaillement pour différentes sections transversales de la poutre. Pour éviter les erreurs rencontrées dans la théorie classique et la théorie du premier ordre de déformation de cisaillement, les théories d'ordre élevé ont été développées et ils sont utilisés pour l'analyse des poutres en statique. [9], [2], [8], [1] et [4], ont présenté des théories paraboliques (PSDTs) en supposant une variation élevée du déplacement axiale en fonction de Z (l'épaisseur). Ces théories vérifient la nullité de la contrainte de cisaillement transverse dans la surface supérieur et inférieur de la poutre et par conséquent elles évitent la nécessité du coefficient de correction de cisaillement. [7] a développé des théories d'ordre élevé.

(HSDFTs) pour l'analyse statique libre des poutres rectangulaires. Ils existent une autre classe des théories d'ordre élevé qui introduisent des fonctions trigonométrique

La fonction hyperbolique est assignée selon la distribution de pour respecter les effets du coefficient de cisaillement à travers l'épaisseur. [6] a développé une théorie de déformation de cisaillement parabolique pour étudier la réponse statique des poutres épaisses. Cette théorie développée par Ghugal [6] donne des bons résultats pour les déplacements, les contraintes.

Dans ce papier, une théorie hyperbolique de déformation de cisaillement pour les poutres épaisses sera présentée. La théorie est appliquée pour une poutre isotrope simplement appuyée avec une section transversale rectangulaire pour l'analyse statique. Les résultats obtenus sont comparés avec d'autres théories connues dans la littérature telle que la théorie classique, la théorie du premier ordre et d'autres théories d'ordre élevé.

2. Formulation Théorique

Une formulation théorique pour une poutre épaisse uniforme et isotrope basée sur certaine cinématique de déplacement et des hypothèses physiques est présentée. Les formes variationnelles exactes des équations différentielles et des conditions aux limites sont basés sur un champ de déplacement sont obtenues en utilisant le principe des travaux virtuels. La poutre considérée est définie par la géométrie suivant :

$$0 \leq x \leq L; \quad -\frac{b}{2} \leq y \leq \frac{b}{2}; \quad -\frac{h}{2} \leq z \leq \frac{h}{2}, \quad (1)$$

Où x, y, z sont les coordonnées cartésiennes, L est la longueur, b est la largeur, et h est la hauteur total de la poutre. La poutre est soumise à une charge transversale d'intensités q(x) répartie sur la longueur de la poutre. La poutre peut avoir toutes les conditions aux limites connues.

3. Champ de Déplacements

Le champ de déplacement de la théorie des poutres est donné

par :

$$\begin{cases} u(x, z, t) = -z \frac{\partial w(x, t)}{\partial x} + [z \cosh(z/2) - h \sinh(z/h)] \phi(x, t) \\ w(x, t) = w(x, t) \end{cases} \quad (2)$$

Où u et w sont respectivement les déplacements axiales et transversales de la poutre au niveau de la fibre moyen de la contrainte de cisaillement à travers l'épaisseur de la poutre. La fonction $\phi(x, t)$ est une fonction inconnue à déterminer et liée à la rotation de la section transversale de la poutre à l'axe neutre dû au cisaillement.

4. Champ de déformations et de contraintes

Dans le cadre des petites perturbations le tenseur de déformation est limité à sa partie linéaire qui dérive du champ de déplacement (2) et s'écrit :

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} = -z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + [z \cosh(1/2) - h \sinh(z/h)] \frac{\partial \phi}{\partial x} \\ \gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} = [\cosh(1/2) - \cosh(z/h)] \phi \end{cases} \quad (3)$$

Les lois constitutives unidimensionnelles sont utilisés pour obtenir la contrainte normale de flexion (axiale) et la contrainte de cisaillement, ces contraintes sont données par :

$$\sigma_x = E \varepsilon_x, \tau_{xz} = G \gamma_{xz}, \quad (4)$$

Où E et G sont les constantes élastiques.

5. Equations d'équilibres et les conditions aux limites

En utilisant les équations (3) et (4) pour les déformations et les contraintes, on aura :

$$\begin{aligned} b \int_{x=0}^{x=L} \int_{z=-h/2}^{z=h/2} (\sigma_x \delta \varepsilon_x + \tau_{xz} \delta \gamma_{xz}) dz dx & \quad (5) \\ -\rho b \int_{x=0}^{x=L} \int_{z=-h/2}^{z=h/2} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \delta u + \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \delta w \right) dz dx - \int_{x=0}^{x=L} q \delta w dx - P(l) \delta w(l) & = 0 \end{aligned}$$

Où le symbole δ désigne l'opérateur variationnel. En utilisant le principe des travaux virtuels dans l'équation (5), on obtient des équations couplées d'Euler- Lagrange. Les équations différentielles obtenues sont :

$$EI \left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} - A_0 \frac{\partial^3 \phi}{\partial x^3} \right) - \rho I \left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial t^2} - A_0 \frac{\partial^3 \phi}{\partial x \partial t^2} \right) + \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = q(x,t) \quad (6)$$

$$EI \left(A_0 \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} - B_0 \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} \right) - \rho I \left(A_0 \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial t^2} - B_0 \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} \right) + G A C_0 \phi = 0 \quad (7)$$

Où A_0, B_0, C_0 sont des constantes qui sont données comme suit :

$$\begin{aligned} A_0 &= \cosh(1/2) - 12[\cosh(1/2) - 2 \sinh(1/2)] \\ B_0 &= \cosh^2(1/2) + 6[\sinh(1) - 1] - 24 \cosh(1/2)[\cosh(1/2) - 2 \sinh(1/2)] \\ C_0 &= \cosh^2(1/2) + (1/2)[\sinh(1) + 1] - 4 \cosh(1/2) \sinh(1/2) \end{aligned} \quad (8)$$

Les conditions aux limites associées sont comme suit :

$$\begin{cases} EI \left(\frac{\partial^3 w}{\partial x^3} - A_0 \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} \right) - \rho I \left(\frac{\partial^3 w}{\partial x \partial t^2} - A_0 \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} \right) \Big|_{x=L/2} = 0 \\ EI \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - A_0 \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) \Big|_{x=0} = 0 \\ EI \left(A_0 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - B_0 \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) \Big|_{x=0} = 0 \\ \begin{cases} w(0) = 0 \\ \frac{\partial w(L/2)}{\partial x} = 0 \\ \phi(L/2) = 0 \end{cases} \end{cases} \quad (9)$$

6. Solution générale pour la flexion statique des poutres

Les équations de la flexion statique de la poutre peuvent être obtenues à partir des équations (6) et (7) après avoir éliminé les termes contenant les dérivés par rapport au temps.

dans les directions x et z, et t désigne le temps.

La solution générale pour $w(x)$ et $\phi(x)$ peut être obtenue en intégrant et en réarrangeant la première équation (6), on peut obtenir alors :

$$\frac{d^3 w}{d x^3} - A_0 \frac{d^2 \phi}{d x^2} = \frac{Q(x)}{EI} \quad (11)$$

Où $Q(x) = \int q dx + C_1$ est la force de cisaillement généralisée résultante de l'appui et les conditions de chargement pour la poutre étudiée. Alors l'équation (7) peut être écrite comme suit :

$$\frac{d^3 w}{d x^3} - \frac{B_0}{A_0} \frac{d^2 \phi}{d x^2} + \beta \phi = 0 \quad (12)$$

En utilisant les équations (10) et (11), une seule équation différentielle en terme de ϕ peut être obtenue comme suit :

$$\frac{d^2 \phi}{d x^2} - \lambda^2 \phi = \frac{Q(x)}{\alpha EI} \quad (13)$$

$$\alpha = \frac{B_0}{A_0} - A_0, \quad \beta = \frac{G A C_0}{E I A_0}, \quad \lambda = \sqrt{\frac{\beta}{\alpha}}$$

Avec (14) La solution générale de l'équation (13) est de la forme suivante :

$$\phi(x) = C_2 \cosh \lambda x + C_3 \sinh \lambda x - \frac{Q(x)}{\beta EI} \quad (15)$$

La solution générale pour le déplacement transversale (W) peut être obtenue en substituant l'expression de l'équation (12) et en intégrant trois fois par rapport à x :

$$\begin{aligned} EI w(x) &= \iiint q dx dx dx + \frac{C_1 x^3}{6} + \frac{A_0}{\lambda} EI \\ &+ [C_2 \cosh \lambda x + C_3 \sinh \lambda x] + \frac{C_4 x^2}{2} + C_5 x + C_6 \end{aligned} \quad (16)$$

Où C_1, C_2, C_3, C_4, C_5 et C_6 sont des constantes arbitraires de l'intégration.

7. Résolution associée avec la configuration de la flexion

En utilisant une poutre simplement appuyée avec une section transversale rectangulaire ($b \times h$) sollicitée en flexion par une charge uniformément répartie.

Par symétrie de géométrie et de chargement nous allons utiliser le segment $0 \leq x \leq L/2$ pour traiter le problème.

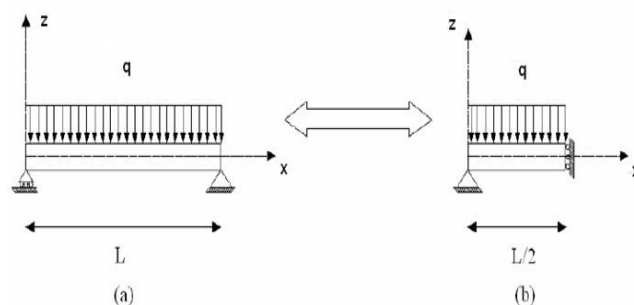


Figure 1: Poutre sollicitée en flexion par une charge répartie q.

Les conditions aux limites

En utilisant les conditions aux limites mentionnées précédemment (9) après avoir éliminé les termes contenant les dérivés par rapport au temps (t), en obtient :

$$EI \frac{d^2 w}{d x^2} = EI \frac{d \phi}{d x} = w = 0 \quad \text{à } x = 0, L \quad (18)$$

Les six constantes sont:

$$C_1 = -\frac{qL}{2}, C_2 = \frac{q \sinh(\lambda L / 2)}{EI \alpha \cosh(\lambda L / 2) \lambda^3}, C_3 = \frac{q}{EI \lambda^3 \alpha}$$

$$C_4 = -\frac{A_0 q}{EI \lambda^2 \alpha}, C_5 = \frac{1}{24} \frac{q L (L^2 \lambda^2 \alpha + 12 A_0)}{EI \lambda^2 \alpha}, C_6 = -\frac{A_0 q}{EI \lambda^4 \alpha} \quad (19)$$

En remplaçant les constantes de (19) dans la solution générale (15) on aura la forme suivante de w et ϕ :

$$w(x) = \frac{q L^4}{24 EI} \left[\left(\frac{x}{L}\right)^4 - 2\left(\frac{x}{L}\right)^3 + \frac{x}{L} \right] + \frac{3 q L^2}{5 G A} \left[\frac{x}{L} \left(1 - \frac{x}{L}\right) - \frac{2}{(\lambda L)^2} \left(1 - \frac{\cosh \lambda (L/2 - x)}{\cosh(\lambda L / 2)}\right) \right] \quad (20)$$

$$\phi(x) = \frac{q L}{2 \beta EI} \left[\left(1 - 2 \frac{x}{L}\right) - \frac{\sinh \lambda (L/2 - x)}{(\lambda L / 2) \cosh(\lambda L / 2)} \right] \quad (21)$$

8. Les résultats

On utilise la fonction hyperbolique de déformation de cisaillement pour les poutres épaisses $f(z) = z \cosh\left(\frac{1}{2}\right) - h \sinh\left(\frac{z}{h}\right)$ [9]. La poutre étudiée est considérée de section rectangulaire constante A . le module de Young $E = 210 \text{ GPa}$ et le module de cisaillement transversal G et le coefficient de Poisson $\nu = 0.3$.

Les résultats du déplacement transversal w , la contrainte normale σ_x et la contrainte de cisaillement transversale τ_{xz} sont calculés par les formules non dimensionnelles

$$\frac{w}{L} = \frac{10 E b h^3 w(L/2, 0)}{q L^4},$$

$$\frac{\sigma_{xx}}{q} = \frac{b \sigma_{xx}(L/2, h/2)}{q},$$

$$\frac{\tau_{xz}}{q} = \frac{b \tau_{xz}(0, 0)}{q} \quad (22)$$

9. Champs des contraintes

a. contrainte normale

La figure 3 représente la variation de la contrainte normale σ_x à travers l'épaisseur d'une poutre isotrope simplement appuyée soumise à une charge uniformément répartie

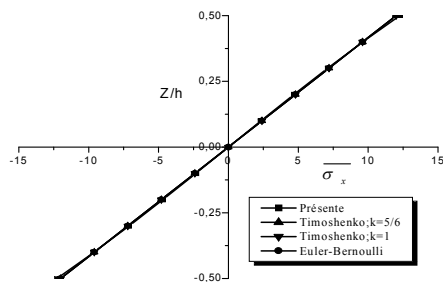


Figure 3 : La variation de σ_x à travers l'épaisseur Z/h en $x=L/2$ et $s=L/h=4$ pour la charge q .

La figure 3 montre que la contrainte du présent modèle varie linéairement et symétriquement à travers l'épaisseur de la poutre.

b. contrainte de cisaillement:

$$EI \frac{d^3 w}{dx^3} = EI \frac{d^2 \phi}{dx^2} = \frac{dw}{dx} = \phi = 0 \quad \text{à} \quad x = \frac{L}{2}$$

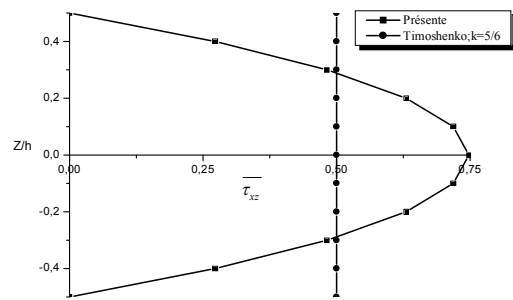


Figure 4: La variation de τ_{xz} à travers l'épaisseur Z/h en $x=0$ et $s=L/h=4$ pour la charge q .

La figure 4 représente la variation de la contrainte de cisaillement τ_{xz} à travers l'épaisseur z/h en $x = 0$.

On remarque que pour la théorie de Timoshenko, τ_{xz} est constante à travers l'épaisseur de la poutre. Par conséquent la théorie d'ordre élevée, utilisant une fonction de gauchissement de forme hyperbolique donne une répartition parabolique des contraintes de cisaillement dans l'épaisseur qui satisfait les conditions de nullités sur les bords inférieur et supérieur de la poutre.

10. Conclusion

Afin de déterminer l'efficacité de la nouvelle fonction hyperbolique élaborée par Ghugal qui prend en compte des effets de la déformation de cisaillement transverse a été présenté pour analyser la flexion statique des poutres isotropes épaisses. Le champ de déplacement déclaré ci-dessus contient deux variables. L'importance majeure de cette théorie est que la contrainte de cisaillement transverse peut être obtenue directement à partir des équations constitutives. La nullité de la contrainte de cisaillement sur les surfaces libres de la poutre a été vérifiée. Par conséquent cette théorie évite le besoin d'utiliser le coefficient de correction. Des équations différentielles d'équilibre et des conditions aux limites de cette théorie seront obtenues en utilisant le principe des travaux virtuels. Les résultats obtenus de la flexion pour une poutre isotrope simplement appuyée ont été comparés à ceux déterminés par les autres théories des poutres pour valider cette théorie.

Références

- [1] Baluch, M. H., Azad, A. K., M. A; Technical theory of beams with normal strain; ASCE, J. Eng. Mech. 110(8), 1233-1237 (1984).
- [2] Bickford, W. B; A consistent higher order beam theory, Dev; Theor. Appl. Mech. SECTAM 11, 137-150 (1982).
- [3] Bresse, J. A. C ; Cours de Mecanique Applique, J. Appl.Mech. 33(2), 335-340; (1859).
- [4] Bhimaraddi, A. and Chandrashekhara, K; Observations on higher order beam theory; ASCE, J. Aerosp. Eng. 6(4), 408-413, 1993.
- [5] Cowper, G. R; The Shear coefficients in Timoshenko beam theory, ASME; J. Appl.Mech. 33(2), 335-340,(1966).
- [6] Ghugal, Y. M; A single variable parabolic shear deformation theory for flexure and flexural vibration of thick isotropic beams; Proc. 3rd Int. Conf. Structural Engineering, Mechanics and Computation, University of Cape Town South Africa, Paper No. SEMC 2007/708, (2007).
- [7] Kant, T. and Gupta, A; A finite element model for a higher order shear deformable beam theory; J. Sound Vib. 125(2), 193-202, (1988).
- [8] Krishna Murty, A. V; Towards a consistent beam theory; AIAA J. 22(6), 811-816, (1984).
- [9] Levinson, M; A new rectangular beam theory; J. Sound Vib. 74 (1), 81-87.Rao, B. S. [1989] A refined beam theory, M. Tech. Thesis, Dept. Aero. Eng., IIT Bombay, Powai, Mumbai, India, (1981)

TRAITEMENT À LA CHAUX D'UN MATÉRIAU ARGILEUX POUR RÉUTILISATION EN COUCHE DE FORME

BOUGUEROUA A.¹, AIT MOKHTAR K.¹

¹Faculté de génie civil, Université des sciences et de la technologie Houari Boumediene, Algérie

Introduction

La plupart des sols, en raison de leurs propriétés géotechniques intrinsèques et/ou de leur teneur en eau sont considérés comme mauvais ou médiocres et ne présentent pas par conséquent les performances nécessaires pour supporter le trafic futur ou même pour être utilisés en couche de forme comme c'est le cas de notre matériau.

L'application du traitement à la chaux seule est envisagée dans le cas des travaux de terrassements pour constitution de couche de forme par des sols fins moyennement ou très argileux à l'état trop humide. Cette technique est très appréciée puisque elle offre une solution économique forte intéressante consistant à mettre en œuvre ce type de sols et aussi permet le bon fonctionnement de la couche de forme à court et long terme.

Matériel et méthode

Dans l'approche expérimentale, on a utilisé une argile provenant de la région de *Sidi Abdallah* située à 25 km à l'ouest d'Alger. Ce matériau argileux mis en dépôt, était considéré comme un déchet à cause de ses faibles caractéristiques mécaniques et la présence d'un grand pourcentage d'éléments fins.

Afin de valoriser ce matériau local, nous avons proposé de le traiter à la chaux en proposant différents pourcentages afin d'optimiser le dosage et ainsi permettre une réutilisation en couche de forme en construction routière.

Initialement, on a procédé à l'identification et la caractérisation de notre matériau de base par l'élaboration d'une série d'essais classiques, à savoir, des analyses chimiques, essais de granulométrie, essais Proctor modifié, essais CBR ainsi que la résistance à la compression simple, puis on a procédé à l'étude du sol traité avec 1%, 2% et 3% de chaux à travers les mêmes essais.

Tableau 1. Composition chimique sommaire du sol argileux

Matériau	Composition chimique
Silice (SiO ₂)	82.41%
(CO ₂)	1.90%
(Fe ₂ O ₃ , Al ₂ O ₃)	8.88%
Gypse (CaSO ₄ , 2H ₂ O)	Traces
Chlorures(NaCl)	0.41%
Carbonates(CaCO ₃)	4.31%
Perte au feu	4.06%
Eau de constitution	2.16%
Bilan	98.17%

Résultats

Le matériau argileux

La composition chimique de notre matériau argileux est donnée dans le tableau 1 et montre une forte présence de la silice.

Les composants du matériau ainsi que leurs fractions et formes obtenus par l'essai de diffraction aux rayons X(DRX) sont donnés dans le tableau 2.

Tableau 2. Composition minéralogique du matériau argileux

Les minéraux	pourcentages	Forme
Quartz	26.77%	Hexagonale
Calcite	17.40%	Axe H-Rhombo
Kaolinite	14.13%	Triclinique
Montmorillonite	10.05%	Hexagonale
Illite	7.07%	monoclinique

Ces différents pourcentages nous expliquent bien le comportement de notre matériau vis-à-vis de l'indice de retrait et de gonflement car la majorité de ces argiles ont tendance à absorber l'eau et par conséquent à gonfler, et dans le cas d'une diminution d'eau ; un retrait se manifeste et le volume du matériau argileux diminue.

On retrouve dans la figure 1 la courbe granulométrique du matériau utilisé.

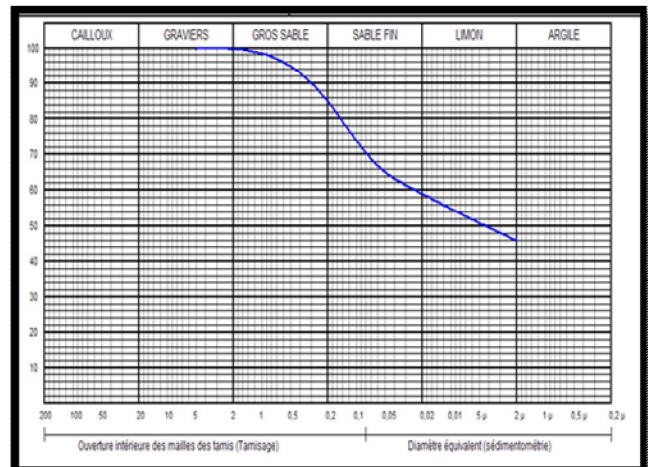


Figure 1. Courbe granulométrique du matériau argileux

Le tableau 2 englobe les différents résultats obtenus lors des essais d'identification et de caractérisation du matériau.

Tableau 2. Tableau récapitulatif des résultats des différents essais

Analyse granulométrique	Diamètre du	Fraction Gravier (%)	Fraction Sable	Fraction Limon	Fraction argile	Fraction Fines	Fraction < à 3µm
	< 50	Très faible	41	13	46	70	48
Les limites	Wl (%)	WP (%)	WR (%)	Ip (%)	IR (%)		
	37.58	19.19	13	18.39	24.6		
VBS (g)				1.73			

Le matériau utilisé est caractérisé alors, par un indice de plasticité de 18.39 et une valeur au bleu de méthylène de 1.73 permettant ainsi de le classer selon le guide technique

« Réalisation des remblais et des couches de forme » du septembre 1992 [03] comme « une Argile Sableuse peut plastique de classe A₂ ».

A travers l'essai Proctor modifié, la teneur en eau optimum Proctor ainsi que la densité sèche maximum sont de l'ordre de 14.2% et 1.90t/m³ respectivement, comme c'est mentionné dans la figure 2.

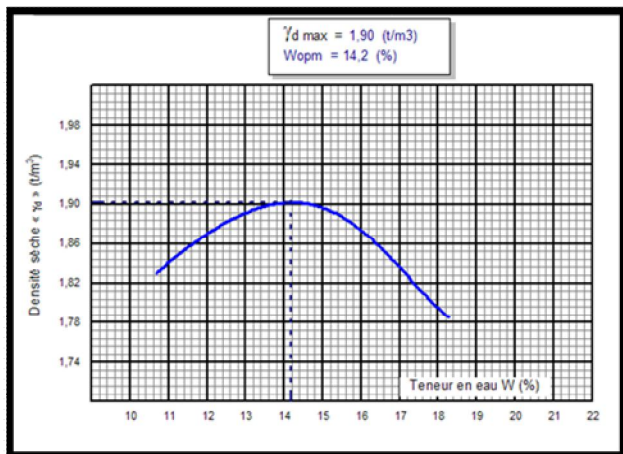


Figure 2. Courbe de compactage

Résultat de l'étude de portance (essai CBR)

Gain de portance

On trouve dans le tableau 3, les différents résultats de l'essai CBR

Influence du pourcentage de chaux sur l'IPI et l'ICBR

Les résultats obtenus donnés dans le tableau 3 ainsi que les graphes présentés dans les figures 3 et 4, montrent que plus on rajoute de la chaux au matériau, cette chaux absorbe l'humidité et ramène la teneur en eau finale des échantillons après imbibition à la teneur de l'optimum Proctor et ainsi, améliore sa portance en augmentant sa résistance au poinçonnement.

Tableau 3. Gain de portance selon la nature de renforcement pour le poinçonnement immédiat et imbibé.

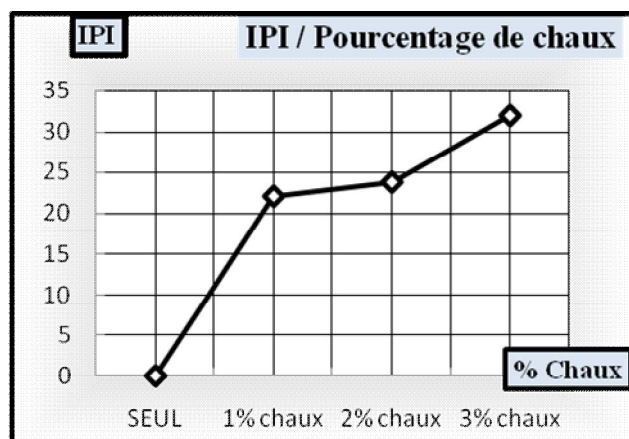


Figure 3. Influence du pourcentage de chaux sur l'IPI

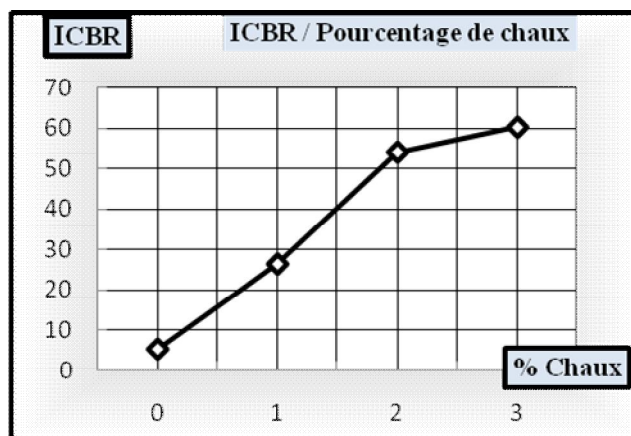


Figure 4. Influence du pourcentage de chaux sur ICBR

Résistance à la compression simple

Le comportement du matériau traité à la chaux se rapproche de celui d'un sol pulvérulent et on peut remarquer que la rupture dans ce cas là est franche et prend un angle bien défini (voir figure 5). Les différentes courbes (pression/déformation) obtenues présentent un pic à chaque fois, donnant la résistance maximale à la compression qui correspond pour les 3 cas étudiés à une déformation n'atteignant pas 3% du matériau traité à la chaux pour les différents pourcentages en offrant des résistances entre 2.97 et 5 bars. Une fois la rupture, la résistance chute subitement jusqu'à atteindre des valeurs inférieures à 1bars et se stabilise.

Tableau 3. Gain de portance selon la nature de renforcement pour le poinçonnement immédiat et imbibé.

	IPI	Δ IPI (%)	ICBR	Δ ICBR (%)
seul	20.63	-	5.23	-
1% chaux	22.13	7.27	26.44	405.54
2% chaux	23.85	15.61	54.13	934.99
3% chaux	32.01	55.16	60.31	1053.15



Figure5. Déformation pour 1%, 2% et 3% de chaux

A travers l'essai de compression simple, on a aussi observé l'évolution du module d'élasticité E , de la déformation ε et du RCS en fonction du pourcentage de chaux comme c'est bien montré sur les figures 6,7 et 8 respectivement.

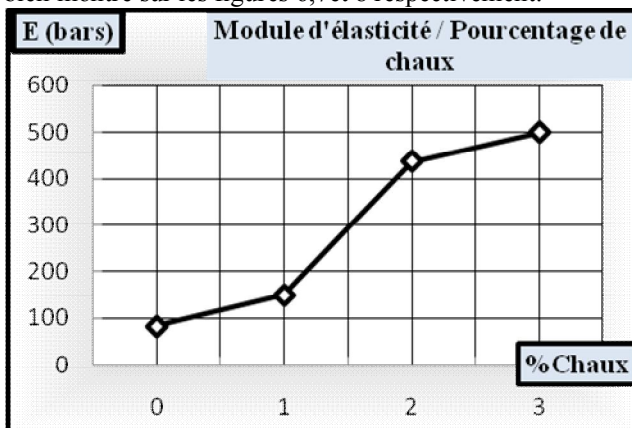


Figure6. E en fonction du pourcentage de chaux

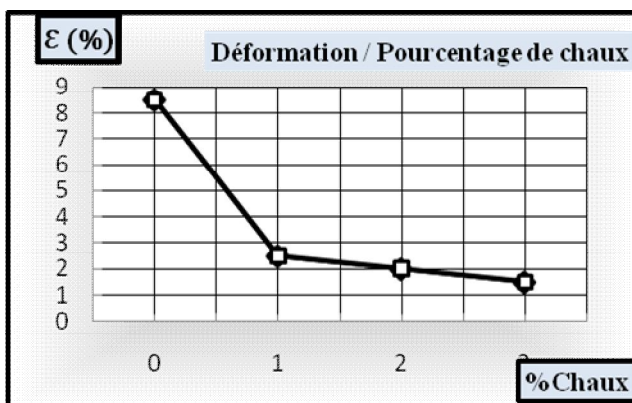


Figure7. la déformation en fonction du pourcentage de chaux

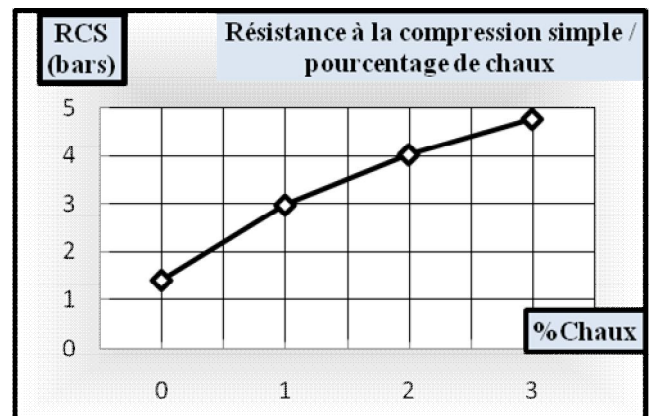


Figure8. RCS en fonction du pourcentage de chaux

Discussions et conclusions

Le traitement à la chaux des sols trop humides et/ou trop plastiques, tels les sols argileux ou limoneux, est une solution souvent préconisée pour rendre les terrassements réalisables et stabiliser les sols. Lors du traitement de ceux-ci à la chaux deux réactions différentes se produisent: l'une à court terme qui est l'amélioration du sol et qui permet son aptitude du compactage, et l'autre à long terme qui est la stabilisation et qui conduit au durcissement du sol.

Nos résultats montrent clairement que la chaux peut être considérée comme le traitement adéquat pour notre sol qui est le matériau argileux de classe A_2 , afin d'améliorer sa portance qui est considérée très faible surtout pour des teneurs en eau élevées. Ce résultat est complété et affirmé par l'étude de la compression simple avec les résultats trouvés de la résistance et des déformations estimées pour chaque pourcentage de chaux proposé. En effet, on constate que l'ajout de la chaux dans le matériau accroît le module d'élasticité d'une façon progressive, donc plus on rajoute de la chaux plus la déformation est restreinte et plus la résistance augmente.

Cela dit, le sol traité peut alors être récupéré et réutilisé en couche de forme comme le préconise le GTR, ce qui nous permettra de répondre aux exigences actuelles notamment économiques et environnementales, qui obligent d'adapter la technique routière à l'emploi des matériaux locaux, à savoir, les sols à caractère évolutif et les matériaux à faible portance.

Références

- Afechkar M. Traitement des sols à base des produits d'enzyme-étude comparative avec la chaux- 8^{ème} congrès national de la route, Ifrane- Maroc ; juin 2010.
- Baghabra O.S. et Al. Characterization and chemical stabilization of Al – Qurayyah Sabkha Soil ». J of Materials in Civil Engineering. pp 478 – 484; 2002.
- GTR. Réalisation des remblais et des couches de forme-fascicule I : principes généraux ; septembre 1992.
- GTR. Réalisation des remblais et des couches de forme-fascicule II : Annexe technique ; septembre 1992.
- Le Borgne T. Caractérisation et quantification des éléments perturbateurs de prise lors du traitement des sols. Thèse doctorat de l'Institut National Polytechnique de Lorraine, janvier 2010.
- Livet M. Sols argileux gonflants, site expérimental de Waza-Maltam- rapport de synthèse ; octobre 1990.
- Nowamooz H. Retrait gonflement des sols argileux compacts et naturels. Thèse doctorat de l'INPL,

SURFACE IMPEDANCE OF BaFe_{2-x}Ni_xAs₂ IN THE RADIO FREQUENCY RANGE

ABBASSI¹, M. SAINT-PAUL², R. DKIOUAK¹, M. R. BRITEL³, ZHAO-SHENG WAN^{2,4}, HUINQIAN LUO⁴, XINGYE LU⁴, CONG REN⁴, AND HAI-HU WEN^{4,5}

¹ Faculté des Sciences et Techniques de Tanger, BP 416 Tanger, Université Abdelmalek Essaâdi, Morocco.

² Institut Néel, CNRS, Université Joseph Fourier, BP 166, Bât E, F 38042 Grenoble Cedex 9, France.

³ Laboratoire des Technologies Innovantes, ENSAT, Université Abdelmalek Essaâdi UAE, BP 1818 Tanger, Morocco.

⁴Institute of Physics and National Laboratory for Condensed Matter Physics, Chinese Academy of Sciences, P.O Box 603, Beijing 100190, People's Republic of China.

⁵ National Laboratory for solid State Microstructures, Department of Physics, Nanjing University, 210093 Nanjing, People's Republic of China.

*corresponding author, Email: abdellatif1966@hotmail.com

Abstract

We report measurements of the temperature dependence of the surface impedance in superconducting BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ crystals using the radiofrequency reflection technique in the 5<T<30K temperature range. An LC resonant circuit with a phase sensitive detection was used at 92MHz. A measurement assembly with point contacts was used at 30MHz. The recent discovery of iron based arsenide superconductors BaFe_{2-x}Ni_xAs₂ has attracted much interest. For a Ni doping level of 7% the superconducting phase transition is found around 20K. The temperature dependence of the superconducting penetration depth was determined.

Introduction

The recent discovery of iron based arsenide superconductors BaFe_{2-x}Ni_xAs₂ has attracted much interest [1-3].

The measurements of the surface impedance $Z_s = R_s + iX_s$ probe the complex conductivity [4-7]. The real part of the surface impedance is proportional to the loss of the radio frequency power and caused by the normal current carriers. The imaginary part is determined by the response of the superconducting current carriers and characterized the non dissipating energy stored in the superconducting surface layer. When the sample is superconducting magnetic field lines are excluded from the sample, the magnetic field is limited to the London penetration depth λ_L which is approximately 0.5 μm. After the sample passes from the superconducting to the normal state, the magnetic field penetrates into the sample on a much larger distance, the normal skin depth δ . For our samples, δ this distance is of the order of 70 μm at 100 MHz.

In addition to the electric and inductive methods, we used also the ultrasonic measurements technique. In this approach, when a sound wave propagates through a metal,

the microscopic electric field induced by the displacement of ions transfers the energy from the wave to the electrons. In a superconductor well below the superconducting transition T_C attenuation of sound waves are markedly lower than in a normal metal [4]. In the BCS theory the ratio of attenuations in the superconducting and normal states for longitudinal waves for conventional superconductors is given by

$$\frac{\alpha_s}{\alpha_N} = \frac{2}{1 + \exp(\Delta/kT)} \quad (1)$$

Where Δ is the superconducting energy gap and k is Boltzmann's constant [4].

EXPERIMENT

We report measurements of the surface impedance in the (ab) plane of superconducting BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ crystals.

Experimental set up

The crystals were grown using an Fe/Ni-As self flux method, details are given [3]. Typical crystals have dimensions of 7x5x0.2 mm³. The crystallographic c-axis is perpendicular to the plane of plate-like crystals along the smallest dimension.

To determine change in the surface impedance, the sample is placed inside a coil which is part of resonant series LC (capacitor) circuit, resonant frequency of 92 MHz having a quality factor Q of 80. The sample is mounted on the end of sapphire plate with a small amount of silicon grease. RF magnetic field is applied parallel to the (ab) plane. In this geometry screening currents flow around the crystal in both a, b and c axes directions. The dimension along the c-axis is very small it results that the c-axis contribution is small in comparison to the contribution given by the (ab) plane. Measurements were done at 92 MHz by monitoring the reflected RF power at resonance. The reflected power is measured using a phase sensitive detector. A balanced mixer multiplies the reflected RF voltage v_r with the forward RF voltage v_i . After removing the ac components by a low pass filter, the dc component V_0 is proportional to the reflected RF voltage v_r . V_0 is expressed with the amplitudes and the phase shift between v_R and v_i .

$$V_0 = |v_i|^* |v_r| \cos(\theta) \quad (2)$$

The sample was mounted in a non resonant circuit with spring contact connectors at the end of a coaxial line. Two spring contacts were pressed to the surface of the sample Fig1. The sample circuit block was fixed at the end of a semi-rigid coaxial cable in a liquid helium cryostat. Temperature was controlled with a calibrated germanium resistance thermometer.

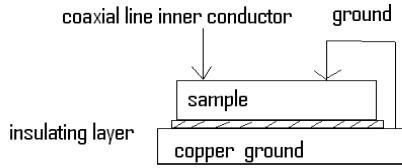


Figure 1: Schematic diagram of the non resonant experimental set up.

In acoustics' approach, the ultrasonic waves were generated and detected at 15 and 45 MHz with LiNbO₃ transducers bounded to the crystal.

RESULTS

The temperature dependences of the voltage V_0 of the LC circuit with BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ crystal and BaFe_{1.85}Ni_{0.15}As₂ crystal, are reported in Fig.2 and Fig.3. Measurements without sample are also shown. It is found that V_0 drops precipitously as the temperature is lowered through T_C in the BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ crystal Fig.2. A very sharp behaviour is observed at $T_C = 13$ K for the BaFe_{1.85}Ni_{0.15}As₂ crystal Fig.3. The effects observed with this second crystal are one order of magnitude smaller.

In reflection measurements reflected RF voltage v_R depends on the transmission line impedance Z and the characteristic line impedance Z_0 , $Z_0 = 50\Omega$.

$$\frac{v_R}{v_i} = \frac{Z - Z_0}{Z + Z_0} \quad \text{with} \quad \frac{Z}{Z_0} = \left[\frac{Z_L + jZ_0 \tan(\beta l)}{Z_0 + jZ_L \tan(\beta l)} \right] \quad (3)$$

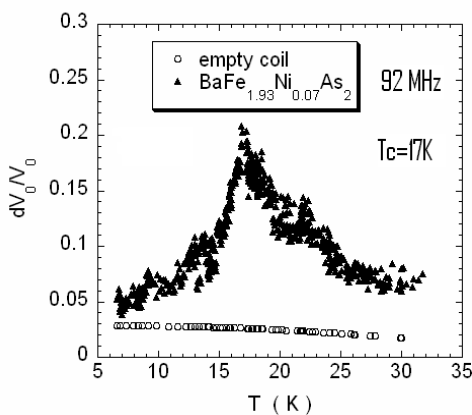


Figure 2: Temperature dependence of the relative change dV_0/V_0 , LC circuit measured at 92 MHz with BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ crystal dimensions $7 \times 5 \times 0.2 \text{ mm}^3$, superconducting phase transition $T_C = 17 \text{ K}$ and the empty coil.

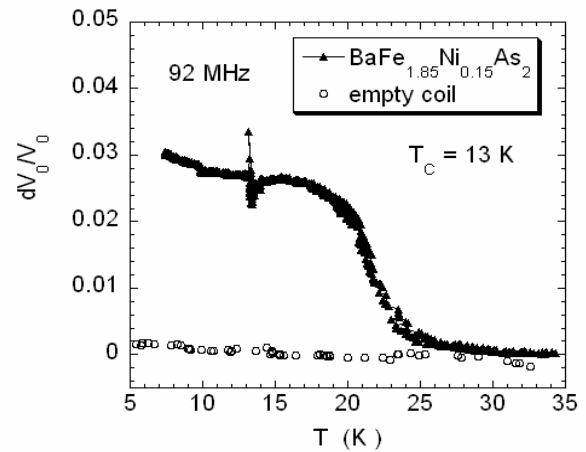


Figure 3: Temperature dependence of the relative change dV_0/V_0 , LC circuit measured with BaFe_{1.85}Ni_{0.15}As₂ crystal dimensions $7 \times 5 \times 0.2 \text{ mm}^3$, superconducting phase transition $T_C = 13 \text{ K}$ and the empty coil.

Z_L is the impedance of the resonant LC circuit or the non resonant circuit, β is the electric wave vector and l is the coaxial line length. In our case an angle βl of 3.3° was estimated at 92 MHz.

For the non resonant circuit we have plotted in Fig.4 the reflected voltage normalized to its value just above T_C which is equivalent to the impedance normalized at its value in the normal state. This approximation is justified by the fact that small changes of Z_L induce a linear variation of the reflected voltage in equation (3). We plotted in Fig.4 the normalized voltage V_0 to its value at T_C for the resonant circuit. The effect of the empty coil has been subtracted. The normalized reflected voltage is proportional to the superconducting penetration depth [6]:

$$\frac{v_R}{v_R^N} \approx \frac{\lambda}{\delta_N} \quad (4)$$

δ_N being the skin depth in the normal state.

The experimental data obtained with the non resonant circuit at 30 MHz and resonant circuit at 92 MHz with the BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ crystal in Fig.4 follow the temperature dependence given by the two fluid model [4]

$$\lambda \approx \lambda(0) \left[1 - \left(\frac{T}{T_C} \right)^4 \right]^{-1/2} \quad (5)$$

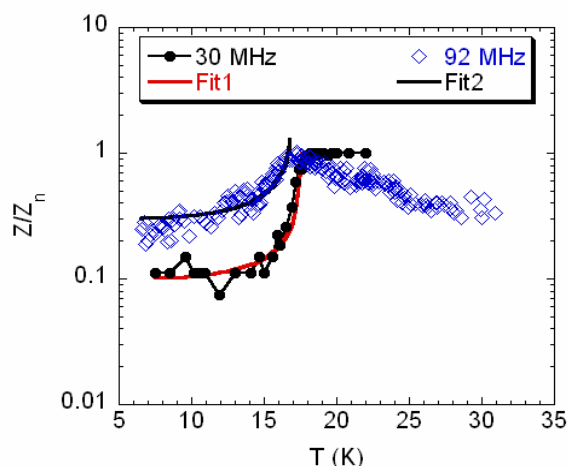


Figure 4 BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ crystal. Temperature dependence of the normalized impedance Z/Z_n , non resonant circuit at 30 MHz and resonant circuit at 92MHz. The solid lines Fit1 and Fit2 are calculated with equation (5) with $T_c=17.5K$, and $T_c=18K$.

The most striking feature of the data is the drastic change of the electric impedance concomitant with the peak of the ultrasonic attenuation at 15 and 45 MHz around T_c Fig.5.

According to the BCS theory, ultrasonic attenuation drops after the carriers condensate below T_c , the exponential temperature decrease below T_c is related to the superconducting energy gap [4].

The peak in the ultrasonic attenuation in BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ crystal observed at T_c can be related to the interactions with the electronic carriers but cannot be explained by the BCS theory [4].

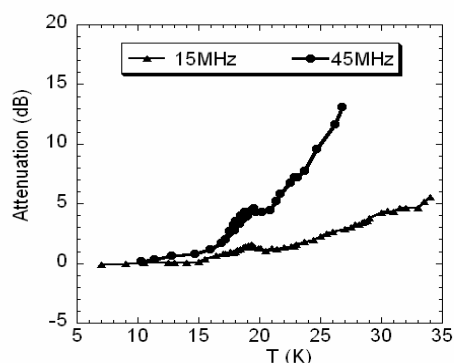


Figure 5: BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ Crystal. Temperature dependence of the longitudinal ultrasonic attenuation at 15 and 45 MHz for propagation along the crystallographic c axis.

A penetration depth at 0K $\lambda(0) \sim 7\mu\text{m}$ is estimated with equation (4). This value is larger than the value expected for this material [5]. Surface roughness should lead to an exaggerated λ value via an underestimate of the effective sample area.

The standard equivalent circuit model [8], ideal transformer, for the coupled system of coil and sample leads to the complex impedance:

$$Z_L = R_1 + R_2 \frac{M^2 \omega^2}{R_2^2 + L_2^2 \omega^2} + j \left[L_1 - L_2 \frac{M^2 \omega^2}{R_2^2 + L_2^2 \omega^2} \right] \omega \quad (6)$$

Where R_1 and L_1 are the resistance and the inductance of the empty coil. M is the mutual inductance between coil and sample; k is the effective filling factor.

$$M^2 = kL_1L_2$$

R_2 and L_2 are the resistance and inductance related to the sample.

This model works well for the normal conductors but for superconductors it is difficult to extract the intrinsic surface resistance and reactance of the sample.

Behavior of V_0 around the superconducting transition of the BaFe_{1.85}Ni_{0.15}As₂ crystal can be related to the sharp drop in inductance at T_c and a peak in RF losses just above T_c . Such a peak in RF losses can be attributed to weakly connected loops consisting of weak-link Josephson junctions created at the contacts between microcrystals [7].

Conclusions

We have reported measurements of the temperature dependence of the penetration depth in the iron based superconductors BaFe_{1.93}Ni_{0.07}As₂ in the radio frequency range. Smaller RF effects were observed for the high Ni concentration $x=0.15$. The mechanism of superconductivity in the iron based superconductors is not well understood. It has been proposed that superconductivity depends on spin and orbitals fluctuations [9]. This can explain the unconventional behavior of the ultrasonic attenuation observed in the BaFe_{2-x}Ni_xAs₂ samples [4].

References

- (1)- H. Hosono, *J. Phys. Soc. Jpn*, **77**, 1–8, (2008).
- (2)- K. Ahilan, F.L. Balasubramanian, T. Ning, A. Imai, A.S. Sefat, M.A. Jin, B.C. McGuire, B.C. Sales, and D. Mandrus, *J. Phys. Condens. Matter*, **20**, 472201, (2008).
- (3)- Chen Yanchao, Xingye Lu, Meng Wang, Huiqian Luo and Shiliang Li, *Supercond. Sci. Technol.*, **24**, 065004, (2011).
- (4)- G. Goll, *Unconventional Superconductors Springer Tracks Modern Physics Springer-Verlag Berlin* (2006).
- (5)- J. S. Bobowski, J. C. Baglo, James Day, P. Dosanjh, Rinat Ofer, B. J. Ramshaw, Ruixing liang, D.A. Bonn, W. N Hardy, Huiqian Luo, Z. S. Wang, Lei Fang, and Hai-HU Weng, *Phys. Rev. B*, **52**, 094520, (2010).
- (6)- A. Gould, E.M. Jackson, K. Renouard, R. Crittenden, S.M. Bhatat, N.D. Spencer, L.E. Dolhert, and R.F. Wormsbecher, *Physica C* **156**, 55-558, (1988).
- (7)- V.A. Gasparov, R. Huguenin D. Pavuna, and J. Van der Maas, *Solid State Com.*, **69** 1147-1151, (1989).
- (8)- A.C. Bodi, T. Kokkomäki, S. Leppävuori, J. Väyrynen *Physica C* **253**, 115-120 (1995).
- (9)- Hiroshi Kontani and Seiichiro Onari, *Phys Rev Lett.*, **104**, 157001, (2010).

ETUDE THERMO-ELASTIQUE D'UNE PLAQUE EN MATERIAUX COMPOSITES

N. SERDOUN¹, S. M. HAMZA CHERIF²

Département de Génie Mécanique Faculté Des Sciences de
l'ingénieur
Université Abou-Bekr Bekaid B.P :119 Tlemcen13000
Algérie
serdounn2006@hotmail.com, smhamzacherif@yahoo.fr

Résumé :

Dans ce travail, nous avons étudié le comportement dynamique d'une plaque en matériaux composites sous l'effet d'un chargement thermique provoqué par le gradient de température dans les différentes couches de la plaque.

Nous avons étudié la réponse dynamique de la plaque dans le cas des vibrations forcées.

La version *P* de la méthode des éléments finis est utilisée pour formuler le problème thermo-élastique

Un programme en Mathcad est élaboré et validé, une comparaison des résultats trouvés avec ceux disponibles dans la littérature est faite. Ce qui nous a permis d'étudier l'influence des conditions aux limites et des caractéristiques géométriques et physiques sur le comportement dynamique de la plaque.

Mots clés : Matériaux composites, version *P* de la Méthode des éléments finis.

I- Introduction

La conception des structures en matériaux composites est devenue de plus en plus stratégique, pour raison de leur vaste domaine d'utilisation qui s'étend de la construction automobile, navale, militaire, sport, et génie civil à l'aéronautique. L'étude des vibrations des plaques s'impose pour les raisons de leur utilisation dans ces domaines.

Dans un sens large, le mot composite signifie constitué de deux ou plusieurs parties différentes. Les matériaux composites ont été utilisés depuis longtemps (boucliers de guerre sous forme de stratifié en contreplaqué utilisé par l'armée romaine) jusqu'à nos jours. Les matériaux composites ont été introduits progressivement, dans le domaine de l'automobile, nous prenons l'exemple de la corvette Chevrolet (USA) 1953 qui avait une carrosserie complète en verre/polyester, ou la DS 19 Citroën (France) 1955 cette dernière avait le pavillon en verre/polyester, Pour la construction navale nous citons l'exemple de Catamaran Elf Aquitaine (France) 1983 ou la coque est en carbone/époxyde, le bâtiment Océanique anti-mines BAMO (Fra) 250 tonnes en verre/polyester. Un bref historique permet de constater que les impératifs de légèreté alliés à la robustesse ont dirigé très tôt les constructeurs aéronautiques vers les solutions composites, en 1938 l'avion Morane 406 (France) utilisait des matériaux sandwichs avec un âme en bois contreplaqué, dans l'avion airbus A-310.300 le pourcentage des composites représente 13.8% de la masse de la structure, l'airbus A380.800 ou le pourcentage des composites est de 25 % de la masse totale, ou aussi le

Boeing 787 ou les matériaux composites représente 50 % de la masse totale.

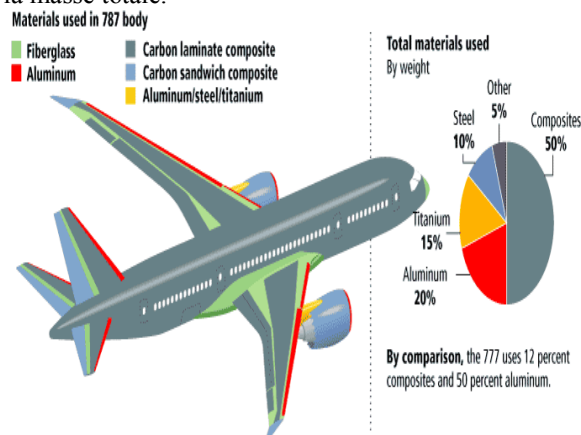


Figure 1 : Boeing 787 les matériaux composites constituant 50% de la masse totale

En réalité les structures composites subissent des chargements thermiques pendant leur service, différentes études ont été réalisées elles traitent le problème mixte, thermique vibration, en général il prend l'appellation thermo-élastique, Le problème de vibration des plaques composites sous l'effet de température a été vérifié par **Rayleigh-Ritz** [1] et **Galerkin** [2],[3]. En utilisant la méthode des éléments finis par **L.W. Chen, L.Y. Chen** [4] et **M.K. Singha**, [5]. **Bisplingoff** et **Pian** [6] ont étudié les vibrations des plaques rectangulaires isotropes avec un rapport hauteur sur largeur de trois. **Yamaki** [7] a vérifié les vibrations flexionnelles des plaques élastiques, et l'influence des grandes amplitudes sur des vibrations flexionnelles libres des plaques élastiques a été étudiée par **Chu** et **Herrmann** [8]. **Hui** et **Leissa** [9] qui ont étudié les effets des imperfections géométriques sur les fréquences de vibration des plaques simplement supportées. **Illanko** [10] a étudié la vibration et des plaques rectangulaires chargées en utilisant la marche à suivre de Galerkin, **Lee** et **Lee** [11] ont enregistré le comportement de vibration des plaques chargées thermiquement et anisotropes dans le cadre de la méthode d'éléments finis, **Librescu** et autres. [12], [13] ont étudié le comportement des vibrations des plaques géométriquement imparfaites et les panneaux cylindriques, soumise aux chargements thermiques et mécaniques, Les effets des contraintes tangentielles sur le comportement vibratoire de panneaux multicouche soumis à des charges thermomécanique sont présentés par **Librescu** et **Lin** [14]. **Ribeiro** et **Petyt** [15] ont étudié les vibrations non linéaires des plaques composites stratifiées par la méthode des éléments finis. **p. J. Girish, L.S. Ramachandra** [16] ont fait une analyse des vibrations des plaques composites stratifiées symétriques soumises à une distribution uniforme de température sur l'épaisseur.

II- Relation contraintes déformations avec présence des composantes thermique :

La relation contrainte déformation avec présence de dilatation thermique peut être écrite sous la forme matricielle suivante:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q'_{11} & Q'_{12} & Q'_{16} \\ Q'_{12} & Q'_{22} & Q'_{26} \\ Q'_{16} & Q'_{26} & Q'_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x - \alpha_x \Delta T \\ \varepsilon_y - \alpha_y \Delta T \\ \varepsilon_{xy} - \alpha_{xy} \Delta T \end{Bmatrix} \quad (1)$$

III- Equations de mouvement :

En appliquant les équations de Lagrange

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial Ec}{\partial \dot{q}} \right) - \frac{\partial Ec}{\partial q} + \frac{\partial Ed}{\partial q} = \{F_{(t)}\} \quad (2)$$

L'expression de l'équation du mouvement forcé est donnée par :

$$[M]\{\ddot{q}\} + [K]\{q\} = \{F_{(t)}\} \quad (3)$$

$[M]$: Matrice masse

$[K]$: Matrice de rigidité

$\{q\}$: Vecteur coordonnées généralisés

$\{F_{(t)}\}$: Vecteur des forces généralisés (dans notre cas il représente le chargement thermique).

III- résolution de problème de vibrations forcées (thermo-élastique) :

III.1- PTIM (Precise Time Integration Method) [17]:

Il existe différentes méthodes utilisées pour résoudre les problèmes thermo-élastiques, on peut citer, la méthode de Newmark, θ -Wilson, ou aussi la méthode utilisée dans notre travail PTIM (Precise Time Intégration Method) utilisée pour l'étude des vibrations des structures avec un chargement dynamique transitoire, la méthode PTIM permet de déterminer les déplacements de la plaque, le problème est posé par l'équation différentielle suivante :

$$[M]\{\ddot{q}\} + [K]\{q\} = \{F(t)\} \quad (4)$$

III.2- Exemple d'application :

Dans cette partie nous illustrons un exemple de plaque stratifiée sous l'effet d'un chargement thermique ou nous étudions son influence sur les vibrations.

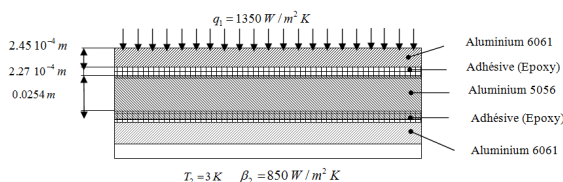


Figure 2 : Représentation des différentes couches d'une plaque (aluminium/époxy)

Dimension de la plaque $a = 7.5 \text{ m}$ $b = 1 \text{ m}$

Conditions aux limites

$$q_1 = 1350 \text{ W/m}^2 \text{ K}; hc_2 = 850 \text{ W/m}^2 \text{ K}; T_{\infty 2} = 3 \text{ K}$$

Température initiale $T_{init} = 0 \text{ K}$

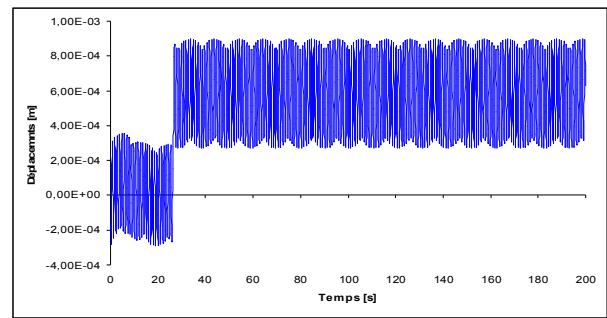


Figure 3 : Représentation des déplacements sous l'effet d'un chargement thermique en fonction du temps dans le cas d'un stratifié (aluminium 6061/époxy/ aluminium 5056/époxy/ aluminium 6061) E-E-E-E (1^{er} cas) ($\xi=0.5$, $\eta=0.5$)

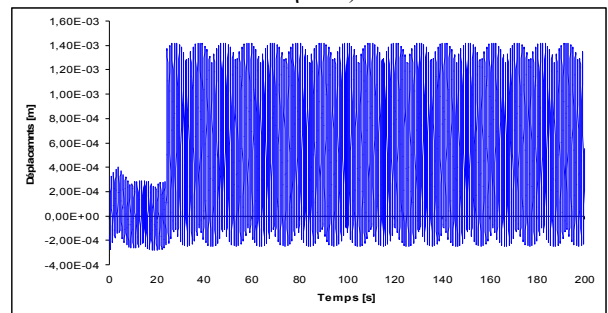


Figure 4 : Représentation des déplacements sous l'effet d'un chargement thermique en fonction du temps dans le cas d'un stratifié (aluminium 6061/époxy/ aluminium 5056/époxy/ aluminium 6061) E-E-E-E (2^{ème} cas) ($\xi=0.5$, $\eta=0.5$)

Les Figures (3 et 4) représentent deux parties distinctes une qui se situe entre l'intervalle temps (0 à 28 s et 28 à 200s) avec des déplacements maximaux dans la deuxième partie, ces deux parties représentent la partie transitoire et stationnaire de la variation de la température, les déplacements sont maximaux dans le deuxième cas et minimaux dans le premier, une comparaison entre les deux montre l'influence du temps de chargement de 8s pour le 1^{er} cas et 4s pour le deuxième.

Conclusion

L'objectif du travail est d'étudier l'effet de la température sur les vibrations des plaques composites stratifiées. Nous avons étudié les plaques composites ou nous avons appliqué la théorie de Love Kirchoff utilisée dans le cas des plaques minces en prenant en compte les composantes thermiques incluses dans le vecteur déformation. Nous avons exploité la méthode des éléments finis avec sa version P pour la formulation du problème thermo-élastique. En utilisant le logiciel Mathcad nous avons élaboré notre programme, qui permet de calculer les déplacements de la plaque sous l'effet de charges thermique, En dernier lieu nous avons étudié l'influence des températures sur les vibrations.

Les conclusions suivantes peuvent être soustraites

Les conditions aux limites thermiques (flux thermique, convection, température) influencent directement sur les déplacements de la plaque.

Le temps de chargement du flux de température influe sur les déplacements.

- Pour les travaux futurs nous proposons l'étude de l'effet de rayonnement thermique et le Cas des plaques épaisses (théorie de Mindlin et de Reissner) en matériaux composites, ces études peuvent être approfondies en étudiant les cas des panneaux et des coques en composites.

Bibliographie :

- [1]- **C.A. Meyers, M.W. Hyer**, Thermal buckling and postbuckling of symmetrically laminated composite plates, *Journal of Thermal Stresses* 14 (1991) 519–540.
- [2]- **L. Librescu, M.A. Souza**, Post-buckling of geometrically imperfect shear-deformable flat panels under combined thermal and compressive edge loading, *Journal of Applied Mechanics* 60 (1993) 526–533.
- [3]- **L. Librescu, M.P. Nemeth, J.H. Starnes, W. Lin**, Nonlinear response of flat and curved panels subjected to thermomechanical loads, *Journal of Thermal Stresses* 23 (2000) 549–582.
- [4]- **L.W. Chen, L.Y. Chen**, Thermal postbuckling behaviors of laminated composite plates with temperature dependent properties, *Composite Structures* 19 (1991) 267–283.
- [5]- **M.K. Singha, L.S. Ramachandra, J.N. Bandyopadhyay**, Thermal postbuckling analysis of laminated composite plates, *Composite Structures* 54 (2001) 453–458.
- [6]- **R.L. Bisplinghoff, T.H.H. Pian**, On the vibration of thermally buckled bars and plates, *Proceedings of the 9th International Congress for Applied Mechanics* 7 (1957) 307–318.
- [7]- **N. Yamaki**, Influence of large amplitude on flexural vibrations of elastic plates, *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 41 (1961) 501–510.
- [8]- **H.N. Chu, G. Herrmann**, Influence of large amplitudes on free flexural vibrations of rectangular elastic plates, *Journal of Applied Mechanics* 23 (1956) 532–540.
- [9]- **D. Hui, A.W. Leissa**, Effects of geometric imperfections on vibrations of biaxially compressed rectangular flat plates, *Journal of Applied Mechanics* 50 (1983) 750–756.
- [10]- **S. Illanko**, Vibration and post-buckling of in-plane loaded rectangular plates using a multiterm Galerkin's method, *Journal of Applied Mechanics* 69 (2002) 589–592.
- [11]- **D.M. Lee, I. Lee**, Vibration behaviors of thermally postbuckled anisotropic plates using first-order shear deformable plate theory, *Computers and Structures* 63 (1997) 371–378.
- [12]- **L. Librescu, W. Lin, M.P. Nemeth, J.H. Starnes**, Vibration of geometrically imperfect panels subjected to thermal and mechanical loads, *Journal of Spacecraft and Rockets* 33 (1996) 285–291.
- [13]- **L. Librescu, W. Lin, M.P. Nemeth, J.H. Starnes**, Frequency-load interaction of geometrically imperfect curved panels subjected to heating, *AIAA Journal* 34 (1996) 166–177.
- [14]- **L. Librescu, W. Lin**, Vibration of thermomechanically loaded flat and curved panels taking into account geometric imperfections and tangential edge constraints, *International Journal of Solids Structures* 34 (1997) 2161–2181.
- [15]- **P. Ribeiro, M. Petyt**, Non-linear vibration of composite laminated plates by the hierarchical finite element method, *Composite Structures* 46 (1999) 197–208.
- [16]- **J. Girish, L.S. Ramachandra**, Thermal postbuckled vibrations of symmetrically laminated composite plates with initial geometric imperfections, *Journal of Sound and Vibration* 282 (2005) 1137–1153, 25 March 2004
- [17]- **Jiahao Lin, Weiping She and F. W. Williams**, A high precision direct integration scheme for structures subjected to transient dynamic loading, *Computers and Structures* 0045-7949(94)00537-O, February 1994.
- [18]- **A-HOUMAT**, An alternative hierarchical finite element formulation applied to plate vibrations, *Journal of Sound and Vibration* (1997) 206(2), 201-215, April 1997

INFLUENCE DES ADDITIONS MINEURES DE L'ÉTAIN SUR LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES ALLIAGES PBCACDSBSN POUR GRILLES DE BATTERIES DES VÉHICULES ÉLECTRIQUES

E. SAAD¹, H. GZIRI², A. ECHCHATBI², R. KIDARI³, Y. AIT YASSINE³, E. HILALI³, L. BOURDEN³.

⁽¹⁾: Laboratoire Physico-chimie des Procédés et des Matériaux, Université Hassan 1^{er} FST Settat, Maroc.

⁽²⁾: Laboratoire de Mécanique, de management industriel et d'Innovation, Université Hassan 1^{er} FST Settat, Maroc.

⁽³⁾: Laboratoire de thermodynamique et énergétique, Faculté des sciences, Université Ibn Zohr, Agadir, Maroc.

Introduction

Les phénomènes de vieillissement et de survieillessement des alliages PbCaCdSbSn sont caractérisés par une transformation discontinue sans précipitation et une transformation discontinue lamellaire de Pb₃Ca. Cette dernière est d'abord durcissante puis adoucissante.

Au fur et à mesure que la concentration de l'étain augmente, la cinétique des transformations durcissantes devient de plus en plus accélérée entraînant ainsi une augmentation de la dureté. Les techniques utilisées sont : la dureté, la microdureté, microscope optique, microscope électronique à balayage et la microsonde électronique.

Techniques expérimentales

Les alliages sont préparés à partir des métaux purs: plomb (99,99%), cadmium (99,99%), étain (99,99%). L'apport de Sb s'effectue à partir d'un alliage mère de composition Pb1,5%Sb tandis que l'apport du calcium s'effectue à partir d'un alliage mère de composition Pb0,135%Ca où le calcium pur est de qualité nucléaire (absence de magnésium et aluminium). Cet alliage mère est synthétisé comme suit: le plomb fondu et l'élément

mineur Ca sont ajoutés sous cloche pour éviter la remontée du calcium à la surface du bain afin d'éviter son oxydation. L'alliage liquide est coulé depuis 450°C dans un moule en acier, non préchauffé, de dimensions intérieures 130×25×5 mm³. Dès que la solidification est achevée, la plaque est démoulée vers 100°C, puis trempée directement dans l'azote liquide.

Les alliages sont fondus vers 600°C dans un tube de silice de 8 mm de diamètre sous vide secondaire. Après fusion et refroidissement jusqu'à la solidification totale, l'ensemble alliage et tube de silice est trempé à l'eau. Les échantillons sont étudiés directement ou

Les essais de dureté sont effectués par la méthode Vickers, à l'aide d'un duromètre Testwell sous une charge de 2 kgf. Chaque mesure correspond à la moyenne d'un maximum de quatre empreintes réparties sur une section plane correspondant à un plan diamétral ou perpendiculaire à

l'axe de l'échantillon cylindrique. Les sections sont obtenues par sciage, abrasion mécanique puis polissage chimique. Rappelons que la relation empirique $HV = 0,3R$ (Mpa) peut être utilisée pour évaluer la charge de rupture (R) de ces alliages.

Les propriétés physiques des solutions solides trempées des alliages de plomb évoluent dès la température ambiante. Les mécanismes de durcissement correspondent à des transformations de type continu ou discontinu. En effet, cette température correspond à 0,5 Tf (température de fusion de l'alliage). Or on sait qu'à partir de 0,4 à 0,5Tf, les éléments de l'alliage peuvent diffuser. Dans le cas où la cinétique de la transformation discontinue est rapide à la température ambiante, la technique originale élaborée par Hilger [1] est utilisée afin de pouvoir observer la structure avant toute transformation. Elle consiste en un polissage électrolytique à la température de -50°C (toute transformation bloquée) dans un mélange de 36 ml d'acide perchlorique (70%) et 564 ml d'alcool éthylique suivi d'attaques chimiques à répétition à la température ambiante à l'aide d'un mélange à base d'acide citrique et de molybdate d'ammonium.

Résultats et discussions :

3.1 Evolution de la dureté

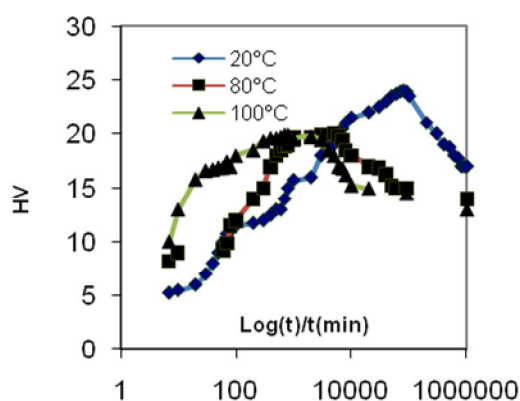


Figure 1 : les variations de la dureté en fonction du temps de l'alliage Pb0,058%Ca2%Cd1,5%Sb1,5%Sn à l'état brut de coulée, lors d'un maintien isotherme à 20°C, 80°C et 100°C.

A 20°C, après la trempe, nous constatons que la dureté initiale est de l'ordre de 5,25HV proche de celle du plomb (figure 1). Le durcissement démarre après 30 minutes, la dureté atteint un maximum de 24 HV au bout de 2 mois de vieillissement, puis diminue légèrement et se stabilise à 17 HV après 2 ans de vieillissement.

Pour des températures élevées (80°C et 100°C), la cinétique est plus rapide, le processus étant activé thermiquement. Le maximum de durcissement est de l'ordre de 25 HV pour les deux températures mais au delà de 3 jours pour 80°C et 8 heures pour 100°C.

C'est une structure classique de fonderie caractérisé par une légère ségrégation qui se manifeste dans les joints de grain. Durant le vieillissement,

nous observons des déplacements de fronts de transformation. Ils se développent toujours à partir des joints de grains. La micrographie de la figure 3-b montre la progression de ces fronts après 3 attaques.

Après un mois de vieillissement, les grains sont presque complètement balayés par ces fronts. Ce résultat est cohérent avec l'évolution de la dureté. Le durcissement dans l'alliage est caractérisé par une transformation discontinue durcissante.

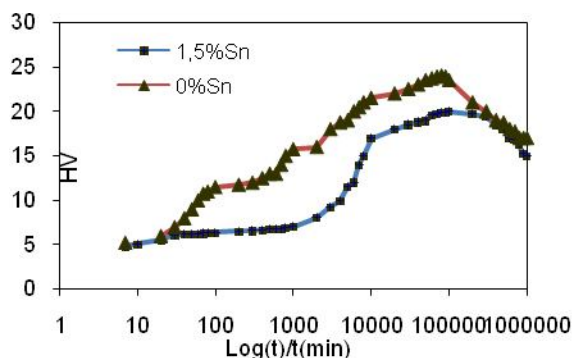


Figure 2 : l'influence de Sn sur le mécanisme de durcissement structural de l'alliage brut de coulée puis trempé à l'eau $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb$.

D'après la figure 2, l'influence de Sn sur le mécanisme de durcissement structural des alliages $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb[2]$ se traduit par une augmentation de dureté (la dureté maximale passe de 20 à 24HV) et une accélération de la cinétique des transformations dans le premier stade de vieillissement.

3.2 Evolution métallographique :

Les mécanismes de durcissement structural peuvent être déterminés par des observations métallographiques. Lorsque l'augmentation de la dureté s'accompagne de déplacement de fronts de transformation ou de joints de grain, la transformation est de type discontinu. Dans le cas contraire, nous parlons de la réaction continue.

La micrographie de la figure 3-a représente la structure initiale de l'alliage brut de coulée $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{1,5}\%Sn$ avant toute transformation.

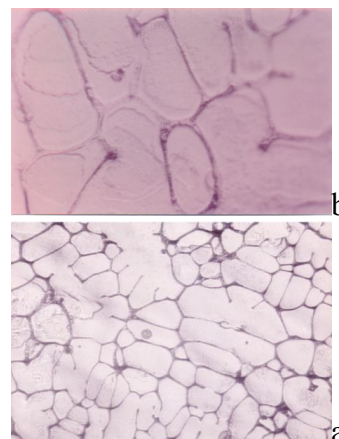


Figure 3 : a) la structure initiale de l'alliage brut de coulée $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{1,5}\%Sn$ avant toute transformation. b) la transformation discontinue durcissante qui caractérise le vieillissement de l'alliage $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{1,5}$ brut de coulée puis trempé à l'eau.

Après discontinue se développe partir des joints de grains comme cela est illustrée sur les micrographiques de la figure 4.



Figure 4 : Alliage $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{1,5}\%$, brut de coulée puis trempé à l'eau, vieilli 11 mois à l'ambiante. Apparition de la précipitation discontinue grossière caractérisant le survieillissement.

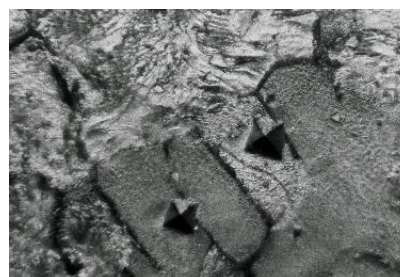


Figure 5 : Microdureté sur les zones transformées et non transformées par la précipitation lamellaire. Alliage $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{1,5}\%Sn$ brut de coulée puis trempé à l'eau vieilli 1 an à 20°C.

Cette seconde transformation discontinue lamellaire est responsable de la chute des propriétés mécaniques. En effet, des expériences de microdureté confirment que ces zones lamellaires sont moins dures (19 HV) que les zones homogènes (22 HV) (figure 5).

Les analyses à la microsonde électronique montrent que ces gros précipités sont de type Pb_3Ca .

3.3 Influence de sn :

Au fur et à mesure que la concentration de l'étain augmente, la cinétique des transformations durcissantes devient de plus en plus accélérée entraînant ainsi une augmentation de la dureté (figure 6). En effet, pour l'alliage $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{1,5}\%Sn$, la dureté maximale (24 HV) est atteinte au bout de 2 mois tandis que, pour l'alliage $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{2}\%Sn$, la valeur maximale (25,5 HV) est atteinte au bout 1 mois seulement.

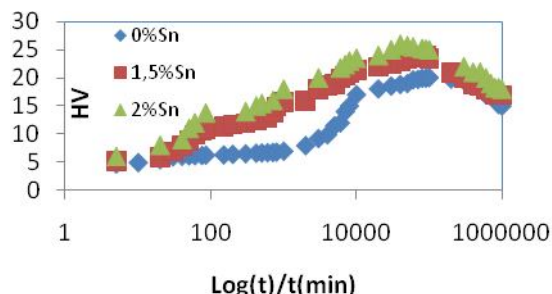


Figure 6 : les variations de la dureté des alliages brut de coulée puis trempés à l'eau : $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{0}\%Sn$; $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{1,5}\%Sn$; $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{2}\%Sn$.

Conclusion :

Les phénomènes de vieillissement et de survieillessement des alliages $PbCaCdSbSn$ sont caractérisés par une transformation discontinue sans précipitation et une transformation discontinue lamellaire de Pb_3Ca . Cette dernière est d'abord durcissante puis adoucissante. La présence de l'étain se traduit par une accélération dans la cinétique des transformations durcissantes et une légère augmentation de la dureté.

Au fur et à mesure que la concentration de l'étain augmente, la cinétique des transformations durcissantes devient de plus en plus accélérée entraînant ainsi une augmentation de la dureté. En effet, pour l'alliage $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{1,5}\%Sn$, la dureté maximale (24 HV) est atteinte au bout de 2 mois tandis que, pour l'alliage $Pb_{0,058}\%Ca_{2}\%Cd_{1,5}\%Sb_{2}\%Sn$, la valeur maximale (25,5 HV) est atteinte au bout 1 mois seulement. La comparaison des niveaux de duretés obtenus par les alliages $PbCaCdSbSn$ à ceux donnés par les alliages $PbCdCaSb[2]$ et $PbCaCd[3]$, montre l'action bénéfique de l'antimoine sur les propriétés mécaniques des alliages $PbCaCd$.

Les propriétés mécaniques obtenues par les alliages $PbCaCdSbSn$ sont plus performantes que celles des alliages $PbCaCd$, $PbCdSn$, $PbCa$, $Pb-Sb$, $Pb-Sr$ utilisées dans les grilles des accumulateurs au plomb.

5. Références bibliographiques

- [1] J. P. Hilger, A. Boulahrouf (A)-Materials Characterization, 24 (1990) 159
- [2] E. Saad, L. Zerrouk, E. Hilali, L. Bouirden, mécanismes de durcissement structural des alliages $PbCaCdSb$, Phys. Chem. News, N°56/2010.
- [3] E. SAAD, E. HILALI, L. BOUIRDEN, mécanismes de durcissement structural des alliages plomb-cadmium-calcium-étain pour grilles de batteries, Revue de Métallurgie, Sciences des Matériaux, 2003.

LES MATÉRIAUX BIO-SOURCÉS PP/CHANVRE: MISE EN FORME, CARACTÉRISATION ET MODÉLISATION

F. ILCZYSZYN, S JIN, CHEROUAT, XLGONG et G MONTAY

Université de Technologie de Troyes (UTT)

Introduction

Les fibres utilisées comme renfort dans les matériaux composites à matrice polymère sont principalement des fibres synthétiques comme les fibres de carbone ou de verre. Ces fibres présentent de très bonnes propriétés mécaniques et géométriques. Cependant d'autres fibres peuvent être utilisées comme les fibres végétales qui présentent des propriétés mécaniques, physiques et chimiques intéressantes ainsi que des avantages économiques et environnementaux certains [1-3]. Parmi les fibres végétales couramment utilisées, celles issues de la plante de chanvre présentent de bonnes propriétés mécaniques. Mais les connaissances de ce type de renfort sont peu détaillées dans la littérature et les méthodes pour déterminer les propriétés mécaniques de ces fibres sont quasiment inexistantes. La majorité des études considère la fibre comme un simple cylindre pour déterminer certaines propriétés mécaniques fondamentales. Cette hypothèse simplifie considérablement l'analyse des propriétés. Dans ce travail, les propriétés d'une fibre de chanvre ont été déterminées de différentes manières en nous approchant au plus près de la géométrie réelle de la fibre [1-5]. La problématique de cette étude concerne principalement l'analyse du module d'Young E et de la contrainte maximum σ_{Max} . Ces deux propriétés fondamentales en mécanique des matériaux font appel à la section de la fibre. Dans cette étude, nous proposons une nouvelle méthode pour déterminer finement la section de la fibre en nous appuyant sur l'imagerie numérique. Dans cette communication, après avoir présenté le matériel utilisé, nous détaillerons la méthode de mesure ainsi que la manière avec laquelle la fibre est modélisée. Enfin, nous comparerons les résultats obtenus en considérant différentes méthodes pour mesurer la section de la fibre [6].

L'étude du comportement des composites en PP ou PP-chanvre en statique et en dynamique est proposée. Celle-ci a permis de mettre en valeur l'intérêt des renforts végétaux sous forme de fibres courtes (chanvre blanc) dans l'amélioration du comportement mécanique de composites à matrice thermoplastiques renforcés avec de telles fibres.

Etude du comportement des fibres de chanvre

Six modalités de fibres de chanvre ont été testées :

- 2 modalités standards :

e40 : une variété classique de la région de l'Aube

e14 : une variété classique mais produisant plus de fibres

- 2 modalités qui correspondent un apport d'eau supplémentaire

- e46 : une variété classique de la région de l'Aube

- e20 : une variété classique mais produisant plus de fibres

- 2 modalités qui correspondent à une densité de semis plus importante

- e12 : une variété classique de l'Aube

- e62 : une variété classique mais produisant plus de fibres

Les résultats des essais de traction ont montré que les fibres de différentes variétés n'ont pas les mêmes propriétés (comparaison entre les modalités e40, e46, e12 et e14, e20, e62). Les modalités qui correspondent à la variété de chanvre produisant moins de fibres présentent des propriétés mécaniques moins intéressantes, comme le montre la Figure 1 et Erreur! Source du renvoi introuvable.. Dans le cas de la variété standard l'apport supplémentaire d'eau a tendance à augmenter légèrement le module d'Young par rapport à une variété standard. Par contre la modalité correspondant à une dose de semis plus importante présente une résistance à la rupture et un module d'Young plus faible par rapport à une modalité standard.

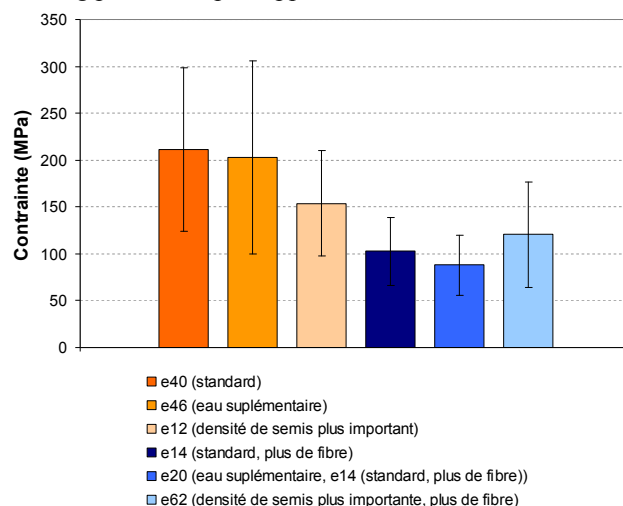


Figure 1 : Contrainte à rupture en fonction du type de fibre

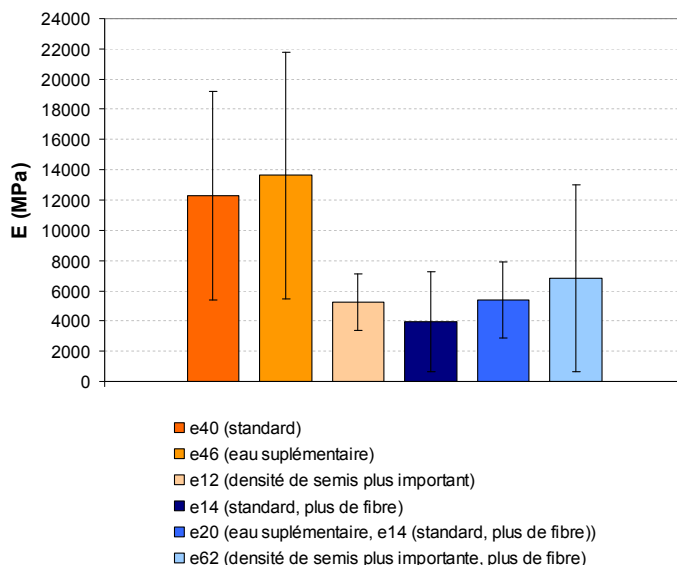


Figure 2 : Module E en fonction du type de fibre

Des essais identiques ont été menés sur des faisceaux. Les propriétés mécaniques des faisceaux suivent la même tendance que les fibres unitaires comme le montre la Figure et la Figure . Cette étude a aussi montrée que les fibres unitaires présentent des propriétés mécaniques plus intéressantes que les faisceaux quel que soit la modalité de chanvre étudiées.

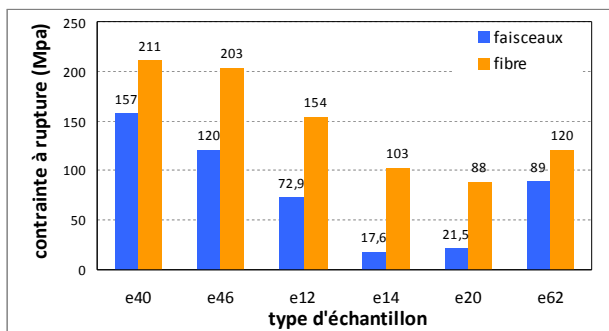


Figure 3 : Contrainte à rupture pour différentes productions de chanvre (fibre unitaire et faisceau)

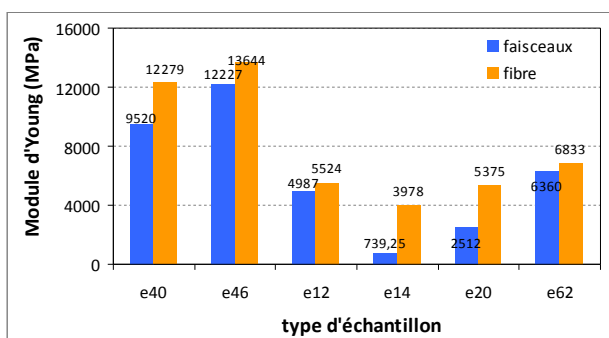


Figure 4 : Module d'Young pour différentes productions de chanvre (fibre unitaire et faisceau)

Vieillessement des fibres de chanvres

Trois types de vieillissement ont été réalisés:

Vieillessement hydrique : il est caractérisé par une immersion totale des échantillons dans de l'eau douce à température ambiante.

Vieillessement hygrothermique : ce vieillissement a été effectué dans une enceinte climatique réglée en température et en humidité (50 °C et 80% d'humidité relative).

Vieillessement aux UV : Il est caractérisé par l'exposition d'éprouvettes à des sources lumineuses à arc au xénon filtrées, dans des conditions contrôlées.

Pour le vieillissement hydrique et hygrothermique, le suivi de la sorption d'eau des matériaux a été effectué par la méthode de la gravimétrie. Elle consiste à suivre l'évolution de masse des échantillons au cours du temps. Au moment de la pesée, les échantillons sont légèrement essuyés à l'aide d'un papier absorbant pour éliminer la pellicule d'eau présente en surface. Les échantillons sont alors pesés et à nouveau remis en immersion totale ou dans l'enceinte climatique. Une balance dotée d'une précision à 1 mg est utilisée pour ces mesures, nécessaires au calcul de la teneur en eau dans le matériau.

Après différentes durées de vieillissement, les caractéristiques liées à l'absorption d'eau des matériaux

sont déterminées par le pourcentage en masse d'eau absorbée M_t défini par l'équation :

$$M_t = \frac{W_t - W_0}{W_0} \times 100 (\%)$$

où W_0 est la masse de l'échantillon non vieilli à $t = 0$ et W_t est la masse de l'échantillon vieilli à l'instant t .

Les figures 5 et 6 présentent l'effet de vieillissement sur l'évolution des propriétés d'élasticité et de la morphologie de la fibre. On note que l'environnement dégrade considérablement les propriétés intrinsèques des fibres.

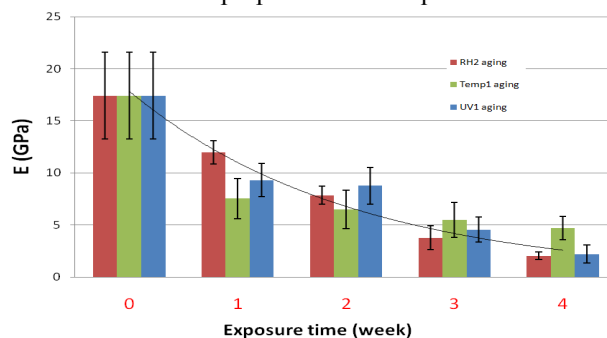


Figure 5: Evolution des modules d'élasticités des fibres

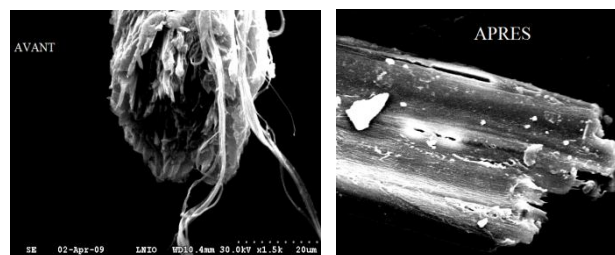


Figure 6: Effet de vieillissement hydrique des fibres

Etude de comportement de PP/Chanvres

Les matériaux composites à fibres végétales occupent une place de plus en plus importante dans les industries d'automobile. Pour répondre aux cahiers des charges sévères qui leurs sont fixés, ces matériaux doivent notamment posséder une bonne tenue aux divers sollicitations sous certaines conditions environnementales. Ceci est particulièrement vrai en ce qui concerne les pièces automobiles. Typiquement, lors de l'utilisation d'une pièce mécanique composite en fibres végétales dans une voiture, les matériaux à base de fibres végétales sont soumis à des variations de température et d'humidité, répétées durant leur service, conduisent à une « fatigue » thermomécanique et à un vieillissement accéléré des fibres végétales et donc du composite.

Une des conséquences du vieillissement de ces matériaux est l'apparition de dilatations thermiques différentielles entre les constituants (fibres végétales et matrice polymère) du composite. Ces dilatations différentielles conduisent à la création de contraintes internes susceptibles d'amorcer différents types d'endommagements au sein du matériau. De même, ces contraintes internes générées lors du vieillissement thermique viennent se superposer à celles induites par la fabrication et peuvent potentiellement affecter la tenue en choc et fatigue de la structure et réduire sensiblement la durée de vie de la pièce.

Les propriétés en traction des matériaux PP/Chanvres ont été déterminées à partir d'essais de traction sur des éprouvettes normées. Les essais ont été effectués à l'UTT avec une vitesse de 2mm/min sur une machine universelle type INSTRON de capacité 100kN. Pour chaque type de matériau, cinq éprouvettes ont été testées. Les valeurs du module d'élasticité, de la contrainte maximale et de la déformation à la rupture ont été déterminées pour chaque éprouvette. La figure 7 montre les propriétés mécaniques déduites des essais de traction avec divers type de chanvres. Dans le but d'étudier l'influence du vieillissement hydrique (immersion totale dans l'eau à température ambiante) et hygrothermique (80% HR et 50°C) sur les propriétés mécaniques des composites, nous avons présenté sur la figure 8, l'évolution des propriétés mécaniques en fonction des différents types de vieillissement. Ces résultats montrent que le vieillissement dégrade les propriétés mécaniques des matériaux, en provoquant une diminution du module d'Young et de la contrainte maximale.

(MPa)	Caractérisation en traction			
	Résistance σ_{max}	Limite élastique R_e	Module d'Young E	Déformation à rupture ϵ (SU)
Chanvre A et condition de culture standard (40)	38,4	6,6	3522	0,048821
Chanvre A et apport d'eau supplémentaire (46)	36,5	6,4	3697	0,047333
Chanvre A et densité de semis plus importante (12)	38,1	6,6	3530	0,054667
Chanvre B et condition de culture standard (14)	39,2	6,4	4074	0,047333
Chanvre B et apport d'eau supplémentaire (20)	38,5	6,5	3733	0,045667
Chanvre B et densité de semis plus importante (62)	38,0	7,0	3715	0,046333
Moyenne	38,1	6,6	3711,8	0,048359
ET	0,9	0,2	200,5	0,003269

Figure 7: Propriétés des PP/Chanvres non vieillis

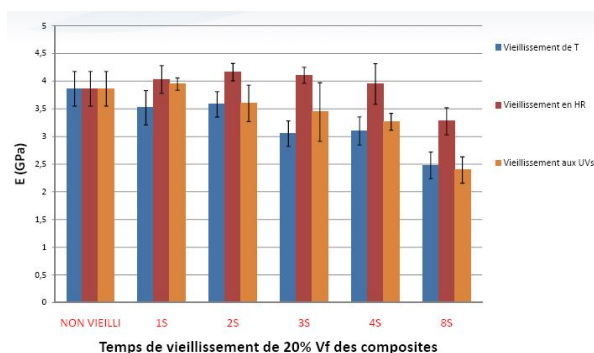


Figure 8: Evolution du module des PP/Chanvres vieillis

Conclusion

Dans cette étude, nous nous sommes intéressés aux propriétés issues d'un essai de traction uniaxial. Un processus d'essais de traction sur des fibres unitaires ou des faisceaux de fibres de chanvre a été développé dans notre laboratoire. Lors de ce travail, nous avons évalué aussi l'impact du vieillissement (hydrique, hygrothermique et UV) sur les propriétés mécaniques des fibres de chanvre. Pour les composites PP/chanvres les résultats expérimentaux nous ont permis de tirer les conclusions suivantes :

L'ajout du renfort a augmenté la rigidité du PP. Il en ressort de ces premiers résultats que les fibres remplissent leur rôle en tant que renfort pour le matériau.

Les vieillissements étudiés ont dégradé les propriétés mécaniques des trois matériaux étudiés, en provoquant une diminution de module d'Young.

Références

- [1] Joshi S.V., Drazil L.T.L., Mohanty A.K., Arora S., Are natural fiber composites environmentally superior to glass fiber reinforced composite, *Composites: Part A* 35, 371-376, 2004
- [2] Wang B., Sain M., et al., Study of Structural Morphology of Hemp Fiber from the Micro to the Nanoscale, *Applied Composite Materials* 14(2): 89-103, 2007
- [3] Romão C., Vieira P., Peito F., Marques A.T., Esteves J.L., Single filament mechanical characterization of hemp fibres for reinforcing composite materials. *Molecular crystals and liquid crystals* Vol. 418, 87-99, 2004
- [4] Mwaikanbo L.Y., Ansell M.P., Mechanical properties of alkali treated plant fibres and their potential as reinforcement materials – I. hemp fibres. *J Master Sci* 41, 2483-2496, 2006
- [5] Schledjewski R., Medina L., Schlarb A.K., Mechanical and morphological characterization of selected natural fibres. *Advanced Composites Letters* Vol. 15 N°2, 2006.
- [6] Ilczyszyn F., Cherouat A., Montay G., Caractérisation des propriétés mécaniques de fibres de chanvre, *Matériaux & Techniques*, 2012
- [7] Ilczyszyn F., Cherouat A., Montay G., Mechanical modeling of hemp fibres behaviour using digital imaging treatment, *Advanced Materials Research* Vol. 423 (2012) pp 143-153

APPROCHE PERFORMANTIELLE DE LA DURABILITE DES BETONS A FORTE TENEUR EN CENDRES VOLANTES

KAOUTAR BAZZAR*, MOHAMMED RACHID BOUATIAOUI, PR .ADIL ALAOUI HAFIDI

*Université ABDELMALEK ASSAADI, Faculté des Sciences et Techniques, Département Physique, Tanger, Maroc.

Equipe de Recherche en matériaux et mécanique des structures.

Laboratoire de mécanique et génie civil.

*kaoutarbazzar@hotmail.fr

Résumé

Plus de 500000 tonnes de cendres volantes est produite chaque année au Maroc. La plupart des cendres volantes sont de type F, le pourcentage d'utilisation à la cimenterie marocain est d'environ 6%. Le remplacement partiel du ciment par des ajouts cimentaires se traduit par une réduction proportionnelle des émissions de gaz à effet de serre (GES). Pour augmenter son pourcentage d'utilisation, une enquête approfondie a été réalisée pour l'utiliser dans le béton. Cet article présente les résultats d'une étude expérimentale renfermant de grands volumes de cendres volantes marocaines de classe F. Le CPJ 45 a été remplacé par deux pourcentages (25% et 50%) de cendres volantes de classe F.

Cette incorporation a une incidence sur les propriétés du béton frais, ainsi que les propriétés mécaniques et la durabilité du béton durci. L'ampleur de cette incidence dépend de la nature et de la proportion des cendres volantes utilisées.

Le remplacement du ciment par les cendres volantes, réduit la résistance à la compression, la résistance à la traction, la résistance à la flexion et le module d'élasticité du béton à jeune âge chose qui a été amélioré dans notre étude, et il y a une amélioration continue et significative des propriétés de résistance au-delà de 28 jours. L'effet morphologique des cendres volantes et la microstructure du matériau substitué ont une influence importante sur la durabilité. Sur la base des résultats des tests, il a été conclu que les cendres volantes de classe F peuvent être utilisées de manière appropriée jusqu'au niveau de 50% de remplacement du ciment dans le béton.

Mots clés : Durabilité, Cendre Volante, Béton, Résistance à la Compression, Microstructure.

INTRODUCTION

L'état de l'environnement au Maroc montre sa dégradation progressive et dangereuse à tous les niveaux. Cette forte dégradation a imposé la mise en œuvre d'une stratégie nationale globale de protection de l'environnement et de préservation des ressources naturelles nationales. Il s'agit d'une part d'initier et d'appliquer un véritable plan d'action de développement durable visant la lutte contre les pollutions, l'amélioration de la gestion des déchets, afin de contribuer à résoudre les principales contraintes environnementales.

Le domaine de la construction, et en particulier celui basé sur l'utilisation de matériaux cimentaires n'échappera pas à cette évolution. Nous rappelons, que cette industrie produit des émissions directes et indirectes de gaz à effet de serre [1,2]. L'objectif de notre étude est double :

- Développer de nouveaux matériaux (écomatériaux) conçus dans cette optique afin, à terme, remplacer les matériaux usuels.

- Élaborer de nouveaux critères de performance pour les sous-produits industriels en vue de promouvoir le recours aux ajouts cimentaires de remplacement.

MATERIAUX ET PROCEDURES EXPERIMENTALES

1. Matériaux

Les matériaux utilisés pour la formulation des mortiers sont :

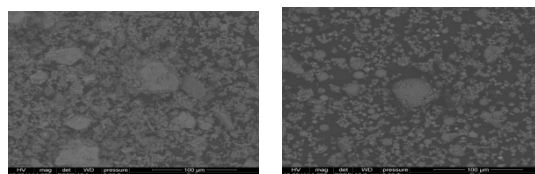
1.1 Ciment

Le ciment utilisé dans l'étude des mortiers est un CPJ 45 est un Ciment Portland avec Ajouts (photographie 1). Il doit contenir un pourcentage minimum en Clinker de 65%, le reste étant constitué d'ajouts (calcaire, cendres volantes, pouzzolanes).

Parmi les principales caractéristiques garanties par la norme, la Résistance à la Compression à 28 jours de CPJ 45 doit être supérieure à 32,5 MPa. Le CPJ 45 développe des performances qui lui permettent d'être utilisé pour les bétons armés courants et les bétons destinés aux travaux en grandes masses.

1.2 Cendre volante

Les Cendres volantes utilisées (photographie 2) au cours de cette étude sont produites dans la Centrale Thermique de Jorf Lasfar (JLEC) au Maroc, suite à la combustion d'un charbon issu de l'Afrique du Sud.



1.3 Sable

Les mortiers sont confectionnés avec un sable siliceux propre (ES=75%). Sa teneur en chlorure est inférieure à 0,2%.

2. Paramètres de composition et Sur Mortier :

Le mortier témoin, confectionné, est constitué, en masse C/S=1/3, E/C=0,5 ; 0,4 et 0,35 (C : ciment ; S : sable ; E : eau).

On a étudié les mêmes paramètres (taux de substitution) de ciment par les cendres volantes.

En fixant la quantité d'eau, l'effet réducteur d'eau de certaines additions n'est pas mis à profit mais cette approche permet de réduire le nombre de paramètre variant simultanément, et dans d'autres confections nous avons diminué la quantité d'eau. Le taux de substitution massiques étudiés est 25 et 50% (0% comme témoin).

Les éprouvettes prismatiques sont conservées dans l'eau jusqu'aux échéances de rupture (1, 3, 7, 28 et 90 jours).

2.3. Procédures expérimentales

2.3.1 Résistances mécaniques

Nous avons étudié la résistance à la compression à différentes échéances, 1, 3, 7, 28 et 90 jours. Les essais sont effectués sur des éprouvettes prismatiques de mortier, de dimensions égales à 4x4x16 cm. Ils sont testés en compression selon la norme EN 196-1.

RESULTATS ET DISCUSSION

Le but de l'essai est d'évaluer l'influence de la pouzzolanité sur les propriétés mécaniques du matériau.

Nous avons choisi de tester la résistance mécanique en fonction du temps de 3 compositions en : %CV = 0 ; 25 et 50 d'un diamètre de 500µm, pour des E/C = 0,5 ; 0,4 et 0,35. Les résultats sont

Présentés sur la figure1 ci-dessous.

L'utilisation de cendre volante originale comme matériel pouzzolanique dans la production de ciment nous donne une forte résistance mécanique, cependant l'absorbance en eau augmente avec une activité réactionnelle faible [3].L'augmentation de la résistance en fonction du temps est évidente (Figure 1). Pour les éprouvettes où le ciment est remplacé par des cendres volantes, la résistance à jeune âge est faible, car il y a moins de ciment disponible pour

grains de ciment pour former les nouveaux hydrates. L'hydratation est retardée [5].

L'eau de gâchage fournit un milieu à la fois de dissolution et de dispersion des grains de ciment et surtout une source d'eau pour les réactions d'hydratation [6,7]. D'après la figure1, nous pouvons conclure que le rapport E/C le plus adaptable pour la confection est 0,4.

La faible résistance à jeune âge est due à la diminution du nombre de liaisons formées entre les hydrates des ciments à cause de l'effet de dilution. Alors que les réactions pouzzolaniques ne sont pas activées à ce stade [8]. Dans un contexte économique concurrentiel, le dosage des cendres volantes doit être défini en tenant compte de tous les paramètres de la formule, dont le comportement différé de l'allure de la résistance au jeune âge (1, 3, 7 jours) 25%, 50% d'une part et d'autre part de 0% (témoin) , la diminution de la résistance en fonction de la teneur en cendre volante peut être expliquée aussi par l'expansion du mortier causé par la réaction des sulfates présents à la fois dans le ciment et les cendres volantes, avec les Tricalcique d'Aluminate (C3A) [9].

Nous avons mesurée la masse volumique apparente sèche des échantillons, le tableau (2) montre une variation de la Masse Volumique en fonction de la teneur en cendre volante de 12%. Cette diminution ne peut être expliquée que par une augmentation du volume poreux dû au phénomène d'expansion. Cela peut justifier la diminution de la résistance à la compression.

Il est probable que le gonflement ettringitique ne fasse pas appel qu'à une simple question de stœchiométrie chimique. Des paramètres physiques supplémentaires interviennent dans le développement de ces gonflements, notamment la porosité.

Afin de remédier à ces phénomènes de faiblesse de résistance mécanique et d'absorbance en eau dus à l'effet d'expansion, la disponibilité des fines et l'effet de dilution ; nous avons fait un broyage classique, de nos cendres volantes (jusqu'à 100 µm).Et nous avons encore préparé des mortiers prismatiques pour déterminer leurs résistance à la compression.

La figure 2 montre l'évolution des éprouvettes de 25%,50% et 0% (témoin CPJ45) en cendre volante broyée.

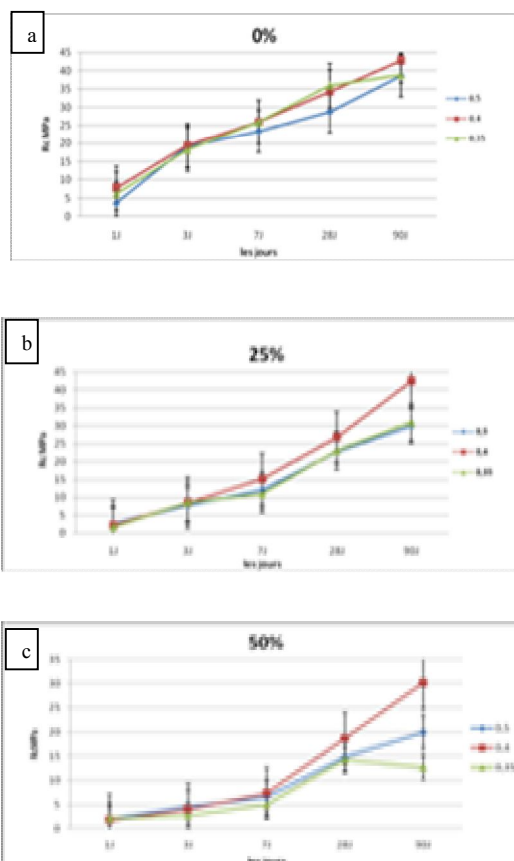


Fig 1 (a), (b) et (c): Evolution de la résistance en compression en fonction de l'âge pour les mortiers E/C=0,5 ; 0,4 et 0,35 avec différents taux de remplacement du ciment. Moyenne sur 3 éprouvettes.

Tableau 2 : La Masse Volumique des Matériaux à différents % CV avec E/C = 0,4

ρ_h : masse volumique humide et ρ_s : masse volumique sèche

%CV	ρ_h (g/cm ³)	ρ_s (g/cm ³)	$\Delta\rho$ (%)
0%	2.201	2.048	6.95
25%	2.126	1.909	10.2
50%	2.043	1.799	11.94

l'hydratation à cause de l'effet de dilution. Alors que les réactions pouzzolaniques ne sont pas encore activées à ce stade [4]. Pour un matériau à faible E/C, les grains sont initialement très proches. L'influence de la quantité d'eau se traduit par un manque d'espace disponible entre les

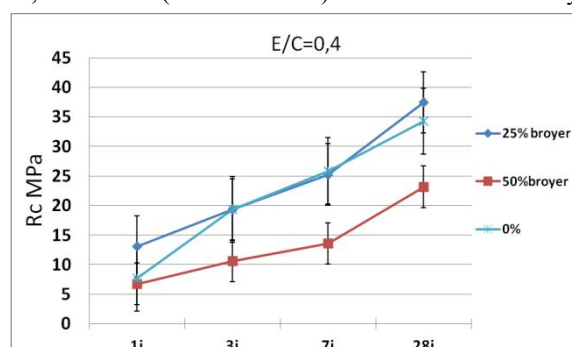


Fig 2 : Evolution de la résistance en compression en fonction de la teneur en cendre volante. Moyenne sur 3 éprouvettes

La croissance de la résistance en fonction de la teneur en cendre volante peut être expliquée par l'amélioration de notre matériau au niveau compacité, le tableau 3 montre l'évolution de la masse volumique du mortier et diminution

du volume poreux ; car nous avons diminué le taux de gonflement par la formation de plus de liaisons.

Donc, nous avons pu augmenter le nombre de liaisons formées entre les hydrates des ciments à cause de l'effet de dilution. Alors que les réactions pouzzolaniques sont activées, le processus de broyage des cénosphères des cendres volantes augmente la densité et la finesse, et par conséquent la réactivité pouzzolanique se réforme progressivement [10, 3].

Les jours	1	3	7	14	28
25% Broyé	2,05	2,13	2,18	2,21	2,16
50% Broyé	2,01	2,09	2,07	2,1	2,19

Tableau 3 : La Masse Volumique des Matériau (g/cm³) à différents % CV broyé avec E/C = 0,4

Pour le taux de substitution de 25% en cendre volante, concernant le taux de 50% le processus de substitution et avec le broyage nous ont permis d'évaluer sa résistance à la compression plus de 80% à jeune âge (1,3 et 7 jours) et à 90 jours que nous puissions observer les résistances de 50% en cendres volantes sans et avec broyage se superpose (Figure 3).

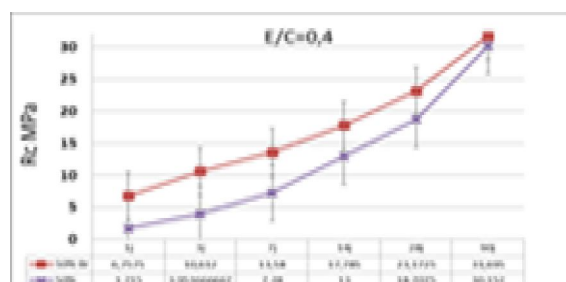


Fig 3 : Evolution de la résistance en compression en fonction de la teneur en cendre volante. Moyenne sur 3 éprouvettes.

CONCLUSION

Une campagne expérimentale a été conduite sur des pâtes de ciment de différents pourcentages en cendre volante de classe F et E/C. L'impact de l'activité pouzzolanique des cendres volantes sur la structuration du matériau a été aussi évalué par des expériences sur mortier avec différents taux de remplacement du ciment par des cendres volantes. L'évolution de la résistance à la compression des éprouvettes a été également présentée. L'influence des cendres volantes originales de 500µm sur la résistance mécanique à jeune âge est améliorée grâce à un broyage classique, jusqu'à un diamètre de 100µm. Les mortiers contenant des cendres volantes broyées ont généralement montré une plus faible taille des pores (à celle du ciment Portland) grâce à l'amélioration de la Masse Volumique. La réaction d'hydratation et la réaction pouzzolanique, ont été améliorées par l'incorporation de fines des cendres volantes. En conséquence, la pâte devient plus homogène, plus dense dans sa structuration et inférieure en Ca (OH)₂ à la pâte avec les cendres volantes grossières de 500 µm en diamètre. Pour le taux substitution de 25% en cendre volante de

100µm, l'objectif de l'étude est atteint. Dans la suite de notre travail, nous allons essayer de faire une étude plus complète sur le béton à forte teneur en cendre volante au niveau microstructure, nous allons surtout augmenter le pourcentage (plus de 50%) ciblée par notre étude.

Références:

- [1] N. Bouzoubaâ and S. Foo. Utilisation de cendres volantes et de laitiers dans le béton : guide des règles de l'art. Technical report, Laboratoire de la technologie des matériaux, 2005.
- [2] A. Nonat. La durabilité des bétons –Base Scientifiques pour la formation de bétons Durable dans leur environnement. CIM Béton, 2008.
- [3] N. Bouzoubaa, M.H. Zhang, A. Bilodeau, V.M. Malhotra, The effect of grinding on The physical properties of fly ashes and a Portland cement clinker, Cem. Concr. Res. 22 (1997) 1861–1874.
- [4] G. Papadakis. Effects of fly ash on Portland cement systems. Part 1. Low –calcium fly Ash. Cement and Concrete Research, 30:1648-1654, 2000.
- [5] V. Baroghel-Bounny. Caractérisation microstructurale et hydrique des pâtes de ciment et des bétons ordinaires et à très hautes performances. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1994.
- [6] D. Bentz. Influence of water-to-cement ratio on hydration kinetics: Simple models based on special considerations. Cement and Concrete Research, 36:238-244, 2005.
- [7] S. Garrault, E. Finot, E. Lesniewska, and A. Nonat. Study of C-S-H growth on C3S surface during its hydration. Materials and Structures, 38:435-442, 2005.
- [8] H. Taylor. Cement Chemistry. Thomas Telford Ltd, 1997.
- [9] A. Tassart -Valorisation en génie civil de scories L.D. et de résidus calciques issus des centrales thermiques équipées de système de désulfuration, Thèse de doctorat de l'Université d'Artois soutenue en 1998.
- [10] J. Paya', J. Monzo', E. Peris-Mora, M.V. Borrachero, R. Tercero, C. Pinillos, Early strength development of Portland cement mortars containing air classified fly ash, Cem. Concr. Res. 25 (1995) 449–456.

CARACTERISATION METALLURGIQUE ET ETUDE DU COMPORTEMENT A LA CORROSION DE LA FONTE FGL150 DANS UN MILIEU AGRESSIF D'ACIDE SULFURIQUE H2SO4

A. ZAMMA¹, B. BOUBEKER¹.

¹ Laboratoire de Caractérisation des Matériaux,
Faculté des Sciences Ben M'Sik

Av. Driss Harti, Sidi Othman, Casablanca, Maroc
Ph_cnd@yahoo.fr, boubekerbrahim@yahoo.fr

Résumé : Dans le monde industriel, le choix des matériaux adaptés aux différents environnements présente une préoccupation majeure.

Ce travail de recherche & développement, s'intéresse à un matériau (FGL 150) utilisé avec plus au moins de succès, dans les installations chimiques liées au traitement de phosphate. L'objectif étant, de comprendre et expliquer son comportement, et le cas échéant apporter des idées et solutions pour un meilleur rendement.

Nous avons d'abord procédé à l'étude métallurgique de ce matériau puis nous avons fait des tests dans un milieu corrosif d'acide sulfurique à différentes concentrations et différentes températures

En identifiant la structure métallurgique constitutive de départ de ce matériau, nous avons pu suivre les étapes de dégradations des phases et de comportement de ces phases en fonction du temps d'exposition au milieu corrosif.

Les résultats obtenus vont aider à faire un bon choix de matériau adéquat, pour une résistance optimale à la corrosion dans l'acide sulfurique,

Mots-clés : FGL 150-Résistance à la corrosion-acide H2SO4- test de corrosion-phosphate.

1. Introduction

Les fontes à graphite lamellaire sont des fontes dont le graphite est présent sous forme de lamelles. Cette forme lamellaire est obtenue par addition d'une quantité très faible, mais bien définie, du silicium à une fonte liquide [1], de composition chimique appropriée. Cette caractéristique géométrique est facilement identifiable par une simple observation de l'état de surface par un microscope métallographique sans recourir aux techniques d'attaques micrographiques [2]. En soumettant la surface à une attaque micrographique spécifique aux fontes, la structure métallographique de la fonte à graphite lamellaire est révélée. Les fontes à graphite lamellaire sont classées selon leurs structures métallographiques [1]. Ces structures métallographiques sont principalement la structure ferritique, la structure perlitique et la structure ferrito-perlitique [3]. Ce sont ces structures qui déterminent les caractéristiques mécaniques des fontes à graphite lamellaire

2. Caractérisation de la fonte FGL 150

2.1 Analyse chimique

Les résultats de l'analyse chimique globale donnés par le spectromètre d'émission optique PDA-700 sur l'échantillon (après refusions) sont repris sur le tableau 1

Tableau1: Composition chimique

Elément	C	Si	Mn	P	S	Cr	N
%	2,86 7	1,36 5	0,57 5	0,067	0,08 8	0,62 1	0,13 5
Elément	Mo	Cu	Ti	Tungstène	Al	Vd	Mg
%	0,07 5	0,18 9	0,01 8	0	0	0,01 3	0,00 4

Le taux de carbone trouvé se situe bien dans une valeur admissible pour une fonte à graphite lamellaire (fonte grise).

2.2 Dureté

Tableau 2 : Résultats des mesures de dureté en HB sur l'échantillon non refusionné de la fonte à graphite lamellaire non alliée FGL 150

1	2	3	4	5	Moyenne (HB)
136	139	140	142	146	#141

La valeur moyenne serait donc autour de 145 HB. Cette valeur moyenne est proche des valeurs rencontrées dans la littérature (140 HB) pour ce type de fonte.

2.3 Caractéristiques mécaniques

L'essai de traction a été réalisé sur une éprouvette de la nuance FGL 150 suivant les prescriptions de la norme NF EN 10002 [4]. La valeur de la résistance minimale à la traction obtenue est reportée sur le tableau.

Tableau 3 : Résultat de mesure de la résistance minimale à la traction

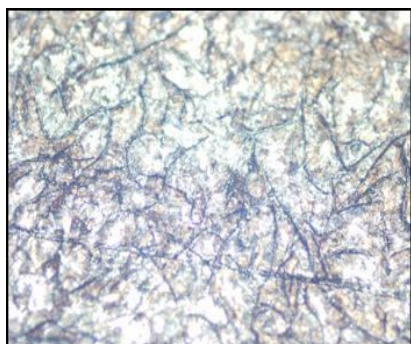
Eprouvette	Rm (MPa) min
sur l'éprouvette	208
la norme NF A 32 – 101	≥ 150

La valeur de la résistance minimale à la traction donnée par le tableau 3 est bien comprise dans les intervalles préconisés par les spécifications de la norme NF A 32 – 101[5] pour la nuance FGL 150.

2.4 Structure métallographique

La Figure1 donnée après observation d'une surface de l'échantillon polie et traitée par une attaque micrographique spécifique aux fontes montre qu'il s'agit d'une structure ferrito-perlitique

Figure 1: Micrographie d'une fonte GL avec attaque chimique X200



L'analyse de cette micrographie permet de dégager la présence de trois constituants :
 Le graphite : les lamelles grises
 La ferrite : la partie blanche "entourant" les lamelles du graphite
 La perlite : la partie grise *

3 .Etude de la résistance à la corrosion de la FGL

3.1 Tests de corrosion :

Les tests de corrosion réalisés à l'aide d'une chaîne potentiocinétique [6] type VoltaLab 40 pilotée par le logiciel VoltaMaster 4 ; sont l'essai à l'abandon $E=f(t)$ et l'essai voltalinéaire $I=f(E)$. Ces essais ont été faits sur des pastilles circulaires ayant déjà subies un polissage à l'aide du papier abrasif et la patte diamantée puis traitées dans un bain à ultrasons.

3.2 Résultats de tests de corrosion :

Les courbes $E=f(t)$ et $I=f(E)$ correspondant aux essais de corrosion réalisés sont les suivantes

Figure 2 : $E=f(t)$ pour %H₂SO₄= 98

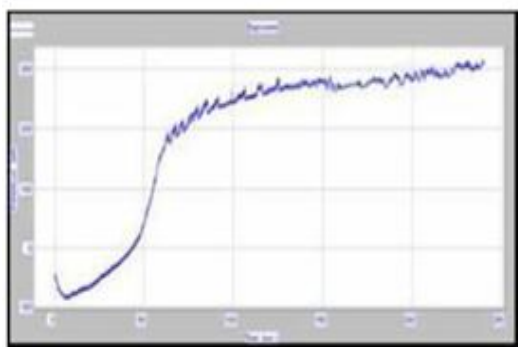


Figure 3: $I=f(E)$ pour %H₂SO₄= 98

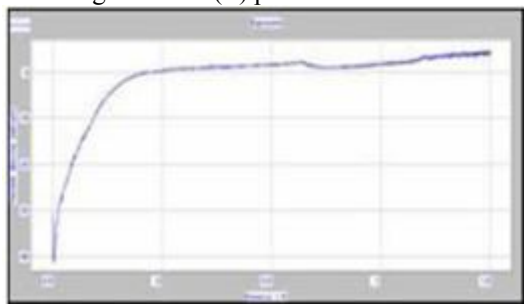


Figure 4: $E=f(t)$ pour %H₂SO₄= 60

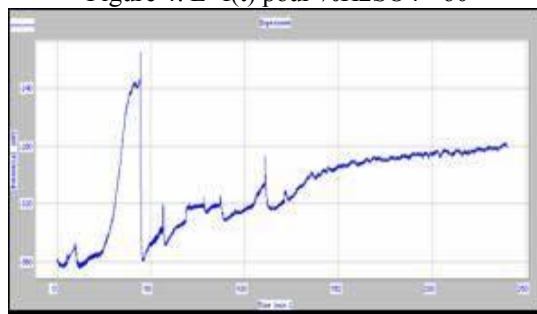
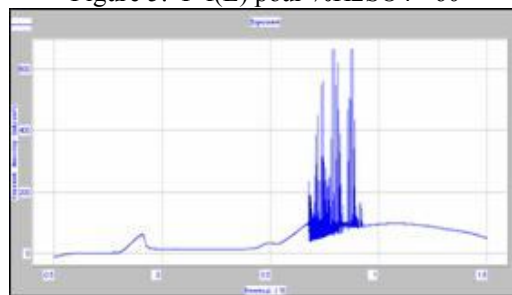


Figure 5: $I=f(E)$ pour %H₂SO₄= 60



3.2 Analyse complémentaire

Les échantillons testés ont ensuite subi une analyse métallographique afin de nous permettre de donner une interprétation des courbes obtenues. Les micrographies obtenues présentées ci-après permettent de dégager un certain nombre d'observation

Figure 6: Essai dans H₂SO₄ à 98%

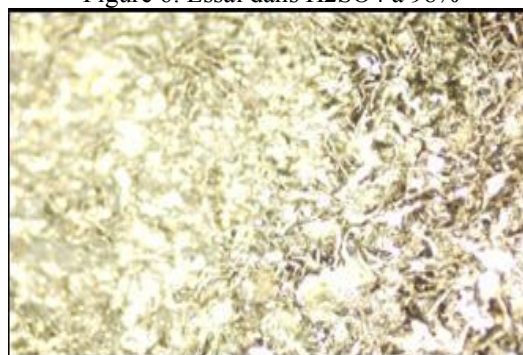
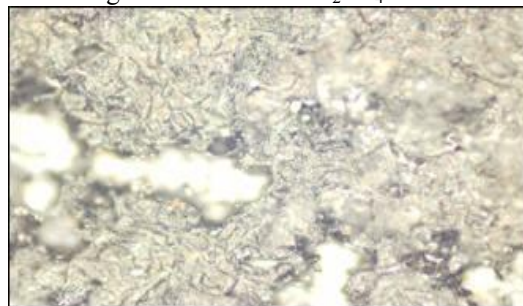


Figure 7 : Essai dans H₂SO₄ à 60%



3.3 Cinétique de la corrosion

Pour l'acide sulfurique, les résultats des tests de corrosion réalisés sur la fonte FGL 150, sont reportés sur le tableau 4. Pour chaque concentration et une température donnée, nous déduisons la vitesse de corrosion en mm/an

Tableau 4: Résultats des essais de corrosion

T° C \ Concentration	70 °C	80 °C	90 °C	100 °C
98% H ₂ SO ₄	1,37	3,01	3,71	6,17
90% H ₂ SO ₄	1,63	3,31	6,03	6,56
75% H ₂ SO ₄	8,50	13,14	19,15	21,47
60% H ₂ SO ₄	20,22	21,04	30,46	51,24

3.3 Discussion :

Les micrographies 6 et 7 obtenues, respectivement après observation des surfaces métalliques à la fin des essais à l'abandon (pendant 5 heures) réalisés dans l'acide sulfurique de concentrations 98% et 60% montrent qu'il y a :

attaque très faible du graphite dans l'acide sulfurique de concentration égale à 98% ;

- attaque et arrachement du graphite dans l'acide sulfurique de concentration égale à 60% ;

- attaque moyenne de la matrice métallique dans l'acide sulfurique de concentration égale à 98% ;

- forte attaque de la matrice métallique dans l'acide sulfurique de concentration égale à 60%.

Ces résultats corroborés avec ce qui est rapporté dans la littérature, permettent de confirmer le comportement relativement bon de cette fonte dans l'acide sulfurique à 98%. Ils mettent surtout en évidence, le rôle de chaque phase métallurgique dans la résistance à la corrosion.

La comparaison du comportement de la nuance FGL150, dans l'acide sulfurique à différentes concentrations, montre de façon très nette, le bon comportement dans l'acide sulfurique à 98 % jusqu'à une température voisine de 80°C, comparativement à son comportement dans les autres solutions d'acide sulfurique étudiées (90%, 75% et 60% respectivement) ;

- il s'avère que l'utilisation de la nuance testée (FGL150) dans l'acide sulfurique concentré à 98%, à une température n'excédant pas 80°C est acceptable. Cependant, pour des températures supérieures à 80°C, l'utilisation de ce type nuance est fortement déconseillée.

4. Conclusion

Ce travail expérimental a permis d'une part de confirmer un certain nombre de données rencontrées dans la bibliographie, pour ce qui est des propriétés et des caractéristiques chimiques, structurales et mécaniques d'une fonte à graphite lamellaire. D'autre part, nous avons mis en évidence les différentes étapes de dégradation de matériau dans un milieu agressif H₂SO₄. De plus au niveau de l'étude de comportement à la corrosion, et en guise de recommandation, étant donné les fluctuations de température qui pourraient avoir lieu en service, la mise en place de moyens de contrôle de température est vivement conseillée.

D'autre part, une diminution de la concentration de l'acide sulfurique – même minime – rend le milieu très agressif et favorise la dégradation de ce matériau. Cette dégradation est beaucoup plus accélérée dans l'acide sulfurique à 60%. Pour la sécurité dans les installations conçues à base de la nuance FGL150, un contrôle systématique de la concentration de l'acide doit donc être imposé.

5. Références

[1] Modern inoculating Practices for gray and ductile iron, American Foundry men's Society, 1979.

[2] Manuel des fontes moulées, éditions techniques des industries de la fonderie, 1983.

[3] Special Technical Publication 455, American society for testing and Materials, Philadelphia, Pa., 1968.

[4] Norme AFNOR, NF EN 10002, Produit métalliques,- Essai de traction, Normes françaises et européennes, www.boutique.afnor.org

[5] Norme AFNOR, NF A 32-101, Produits de fonderie – Pièces moulées en fonte à graphite lamellaire, Juin 1987.

[6] Abdelkader NASSER, thèse de doctorat Déc 2010 université TOULOUSE « La corrosion des aciers dans le béton à l'état passif et par carbonatation : prise en compte des courants galvaniques et des défauts d'interface acier-béton »

L'INCORPORATION D'UNE BOUE DE DRAGAGE DANS LES MATÉRIAUX COMPOSITES

BIBI M.¹, CHIKOUCHE M. A.²

¹ Université de M'sila, Laboratoire Géomatériaux, Algerie, chikmaziz@yahoo.fr

² Université de M'sila, Laboratoire Géomatériaux, Algerie, bibi_mekki@yahoo.fr

Résumé : Ce travail ayant comme but l'amélioration des caractéristiques physico-chimiques de la boue de dragage du barrage K'sob situé dans la wilaya de M'sila, afin de l'incorporée comme ajout au clinker.

Après des analyses chimiques et minéralogiques la boue, a révélée quelle contient de la kaolinite et de l'illite. Après calcination à 750°C la boue est mélangée au clinker afin d'étudier son influence sur les propriétés des matériaux cimentaires à savoir le ciment anhydre, le mortier et le béton en dernier lieu.

Mots clés : valorisation - ciment anhydre - mortier - béton-vase - calcination.

Abstract : This work has as its goal the improvement of physico-chemical characteristics of the dredged mud K'sob dam located in the wilaya of M'sila to the incorporated as an addition to clinker.

After chemical and mineralogical analyzes the sludge revealed kaolinite and illite contains. After calcination at 750°C mud is mixed with clinker to study its influence on the properties of cementitious materials namely anhydrous cement, mortar and concrete last.

Key words : valorisation - ciment anhydre - mortier - béton-vase - calcination.

1. INTRODUCTION

En général, on utilise comme ajout aux ciments, le laitier de haut fourneau, pouzzolanes, tuf Les pouzzolanes sont des matériaux silico-alumineux, qui en présence d'eau, réagissent avec l'hydroxyde de calcium pour former des composés « hydratés » possédant les propriétés des ciments [1,2]. Ce sont des produits naturels d'origine volcanique (cendre, scorie...) ou artificiels obtenus par différentes méthodes [3]. Les plus couramment employées sont les cendres volantes des centrales thermiques, les laitiers des hauts fourneaux et les bauxites. Les avantages du remplacement partiel du ciment par des matériaux pouzzolaniques sont divers : le renforcement de la résistance aux attaques chimiques, renforcement de l'imperméabilité et de la durabilité du mortier, réduction des réactions alcalines avec les agrégats [4]....

Annuellement les boues de dragage réduisent les capacités de stockage des barrages, par exemple le barrage K'sob – M'sila est envasé à hauteur de 47%. Ces boues extraites sont évacuées vers d'énormes digues, mais malheureusement cette solution prend de plus en plus d'espace. Après l'analyse chimique et minéralogique des

échantillons, cette vase a révélée un potentiel d'utilisation énorme.

2. PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

A. Matériaux utilisés :

La vase : Issue du dragage du barrage K'sob, cette vase et le résultat d'une érosion hydrique.

Le clinker et le gypse : Fabriqué dans une usine locale (Sour El-Ghozlane), le clinker a une composition chimique régulière.

Les compositions chimiques et minéralogiques des différents matériaux sont données respectivement par tableau 1 et 2, et l'analyse thermique différentielle est illustrée dans la figure 1.

Tab. 1 : Composition chimique des matériaux utilisés

	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃
Vase	37.37	13.52	5.00	17.02	2.75	0.36
Clinker	22.14	5.23	3.03	65.49	0.07	1.18
Gypse	7.18	2.25	1.06	31.37	2.42	34.42

K ₂ O	Na ₂ O	Paf
1.92	0.45	20.73
0.94	0.13	0.00
0.47	0.00	20.80

Tab. 2 : Composition minéralogique de la vase

Minéraux	Pourcentages
Quartz	22
Calcite	30
Minéraux Ferrugineux	05
Kaolinite	11
Illite/Muscovite	20
Chlorite	12

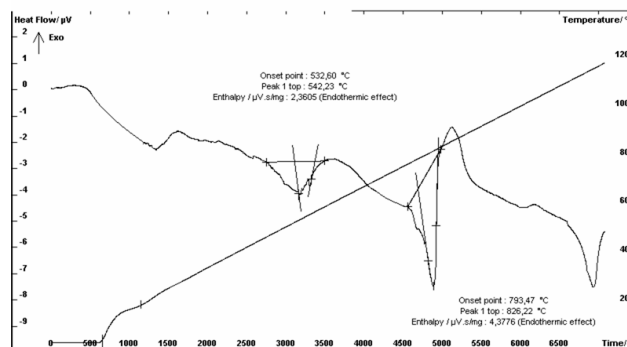


Fig. 1 : Analyse thermique différentielle de la vase.

B. Essais et résultats :

B.1. Composition

Afin d'évaluer l'effet de la vase issue du dragage du barrage K'sob, sur les matériaux cimentaires (anhydre, mortier, bétons), on a soumis les différents spécimens, dont la composition est donnée par le tableau 3, à des essais typiques normalisés.

Tab. 3 : Variantes et nomination des différents types de ciment

Nomination	Clinker %	Gypse %	Ajout V %
CPA	95	5	0
V10	85	5	10
V20	75	5	20
V30	65	5	30

B.2. Broyage :

Tous les matériaux (clinker, gypse, vase) ont subi un broyage séparé. La finesse des différents mélanges est donnée au tableau 4.

Tab. 4 : La finesse des différents ciments élaborés

	CP	V10	V20	V30
Finesse (cm ² /g)	3568.41	4460.79	4347.41	4696.88

B.3. Analyse chimique des poudres de ciment :

Après un séchage, broyage, les compositions chimiques des différentes variantes sont résumées au tableau 5. On peut déduire que la plupart de nos variantes répondent aux exigences, telles que le taux de la perte au feu, la teneur en sulfate et la teneur de MgO. De ce qui est les modules MS (module silicique), MA (module aluminoferrique) sont dans les plages de données acceptables, MH (module hydraulique) seul V30 est en dessous de l'intervalle, ce qui veut dire une résistance initiale faible.

Pour l'indice d'hydraulicité (ou indice de Vicat) toutes les variantes ont un indice acceptable et même supérieur à 0.5, ce qui prouve leurs très bonnes résistances chimiques. La composition chimique des différentes variantes étudiées est donnée par le tableau 5.

Tab. 5 : Composition chimique des différentes variantes étudiées.

	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	K ₂ O	Na ₂ O	Paf
CP	21.93	5.53	2.98	63.31	0.08	0.00	1.09	0.13	1.78
V10	23.93	5.98	3.04	60.72	0.84	1.70	1.41	0.13	2.25
V20	26.18	7.57	3.34	56.78	0.44	1.61	1.32	0.13	2.61
V30	28.49	8.63	3.60	52.64	0.34	1.54	1.39	0.12	3.08

B.4. Analyses des propriétés physiques des ciments :

B.4.1. Masse volumique

On remarque que la masse volumique diminue a chaque augmentation du pourcentage d'ajout, ceci est du aux particules qui ont un caractère légèrement expansif, elles gonflent en compactant les particules du ciment, ce qui provoque une augmentation du volume, comme le montre la figure 2.

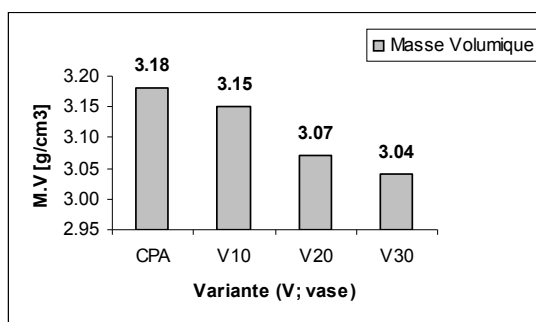


Fig. 2 : Masse volumique absolue des ciments.

B.4.2. Consistance normale

On remarque d'après le Tableau 6 la croissance du volume d'eau pour humidifier 500g de ciment, ce qui veut dire que le rapport E/C augmente avec chaque augmentation du pourcentage d'ajout (figure 3). Cela est du à la nature de l'ajout.

Tab. 6 : Volume d'eau nécessaire pour avoir une consistance normalisée.

	CP	V10	V20	V30
Volume d'eau [ml]	144	154	166	174

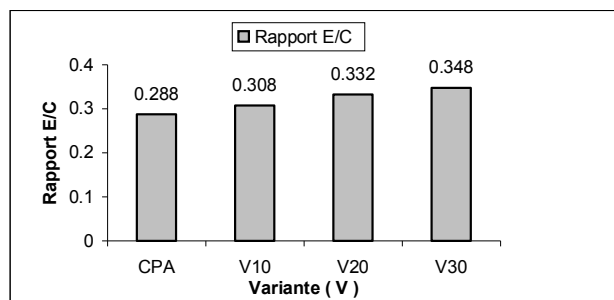


Fig.3 : Le rapport E/C pour avoir une consistance normale

B.4.3. La prise

La figure 4 montre l'augmentation du temps de prise (début et fin) des variantes par rapport au ciment portland, à cause de la soustraction d'une partie de clinker et son remplacement par l'ajout, d'un autre côté une diminution de ce temps est constatée avec l'augmentation du pourcentage d'ajout, cette observation est valable pour le début et fin de prise.

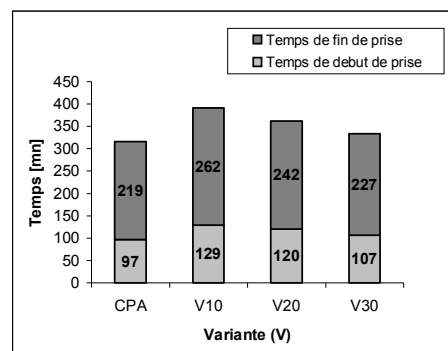


Fig.4 : Illustration du temps de prise (début et fin).

B.5. Résistances mécaniques des mortiers

Les spécimens des différentes variantes ont été testés en traction et compression uni-axiale respectivement à 2 jours et 28 jours. A 2jours, les résistances mécaniques des ciments composés sont supérieures à celle du ciment portland, ceci s'explique par la valeur du module de finesse importante, sauf pour le cas V30, car l'indices hydraulique est faible. A 28 jours, le ciment portland a repris l'avantage, car le clinker a continué de s'hydrater et les ciments composés ont ralenti leurs croissances, les différentes valeurs des résistances sont illustrées dans la figure 5 et 6.

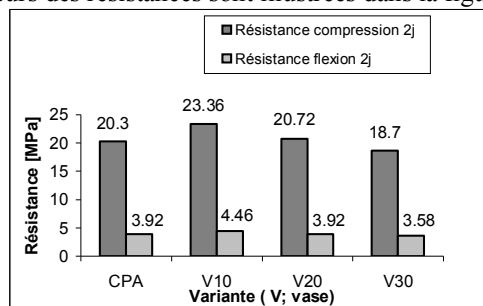


Fig. 5 : Résistance mécanique des mortiers à 2jours

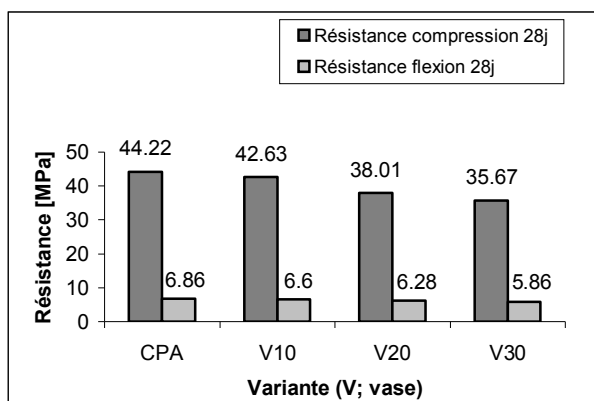


Fig. 6 : Résistance mécanique des mortiers à 28jours

B.6. Résistance mécanique des bétons :

On remarque que les résistances en compression des bétons à base de 10% d'ajout aux premiers jours, sont supérieures à celui d'un ciment portland (figure 7), à cause de la finesse des ciments, et le remplissage des pores au sein du béton, ce qui conduit à la libération de l'eau emprisonnée. Au delà du 7^{ème} jours les résistances sont en baissent (figure 8) à cause de la substitution d'une partie de clinker par l'ajout, ce qui freine les réactions d'hydratation pour le durcissement final.

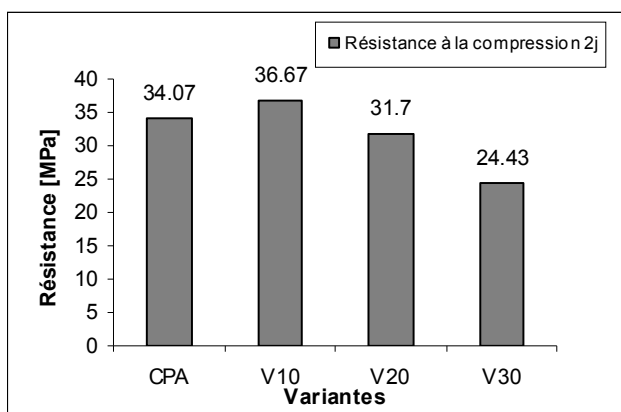


Fig. 7 : Résistance en compression des différent type de ciment à 2 jours.

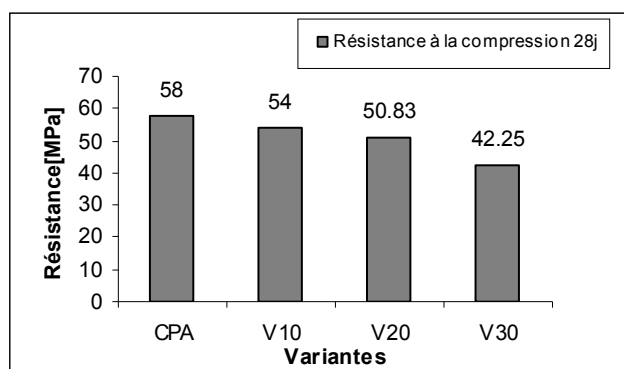


Fig. 8 : Résistance en compression des différent type de ciment à 28 jours.

incorporation à coté du clinker afin de produire des ciments, on a constatés les points suivants :

- La diminution de la masse volumique à chaque augmentation du pourcentage d'ajout, est normale vu l'augmentation des éléments expansifs.
- A chaque augmentation d'ajouts la consistance augmente, car l'eau destinée à l'hydratation des minéraux du clinker est absorbée par l'ajout, et la consistance la plus proche du ciment portland (Sour El-Ghozlane), est obtenue avec l'incorporation de 10% d'ajouts (V10).
- La longue durée de temps de prise n'a pas de conséquence sur les résistances, car même avec un temps de prise élevé le ciment à 10% d'ajout a donné meilleur résultat.
- L'incorporation de 10% d'ajout donne des réponses mécaniques assez proche d'un ciment portland (Sour El-Ghozlane), qui est de l'ordre de 42MPa, et 44 MPa pour le ciment portland.

Avec ses remarques, on peut dire que ces ciments peuvent être utilisés dans des structures à sollicitations modérées.

RÉFÉRENCES

- [1]- Chahidi Elouazzani D. Caractérisation physico-chimique et valorisation en bâtiment et travaux publics des cendres issues de l'incinération des boues de papeterie. Thèse de doctorat de l'Université de Lyon, 2005.
- [2]- Sobolev K., Naik T.R. Performance as a factor for sustainability of the cement industry. International Symposium on sustainable development of cement and concrete. Toronto, Canada, October 5-7, 2005.
- [3]- Chinje Melo U. Billong N. Activité pouzzolanique des déchets de briques et tuiles cuites. *African Journal of Science and Technology (AJST), Science and engineering Series*, Vol. 5, N°1, pp 92-100, 2004.
- [4]- Bessa A., Bigas J.P., Gallias J-L. Evaluation de la contribution liante des additions minérales à la porosité, à la résistance en compression et à la durabilité des mortiers. *22^{ème} rencontres universitaires de génie civil*, 2004, pp1-8.
- [5]- Bich C. Contribution à l'étude de l'activité thermique du kaolin : évolution de la structure cristallographique et activité pouzzolanique. Thèse de doctorat de l'Université de Lyon, 2005.

3. CONCLUSION

Après la calcination de la vase issue du dragage du barrage Ksob à 750°C, pendant 5 heures dans un four fixe [5], et Son

ON THE MECHANICAL CHARACTERISTICS OF B206 TYPE ALUMINUM-COPPER CASTING ALLOYS

S. FENTAZI (1), M. DELLAH (2), H. KAMGUO KAMGA (3), M. BOURNANE (3), Y. SADAUI (1), KH. A. RAGAB (3)

Département de Physique, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou (Algérie).

Département de Chimie, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou (Algérie).

Centre Universitaire de Recherche sur l'Aluminium, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi (Québec) G7H 2B1, Canada.

Introduction

The 206 aluminum alloy family is the newest of an important group of the Al-Cu-Mg-Mn system. Its typical uses include applications where high tensile and yield strengths and high fracture toughness are needed, some examples of which are structural castings in heat-treated temper for automotive and aerospace applications. Mechanical properties of B206 alloys are very attractive for structural components since they combined high ultimate tensile strengths and good ductility when properly cast [1,2]. Aluminum-copper alloys are well known to be distinguished among other aluminum foundry alloys by excellent strength and toughness, which are obtained by natural or age hardening. The best combination of strength and ductility is obtained when the copper content is close to the maximum solubility limit (5% Cu in commercial practice) and the material is heat treated so that the copper is distributed in the GP zones. Impact toughness is decreased by the presence of a brittle network of eutectics (mostly Al-CuAl₂). The alloy toughness and fracture behavior are influenced by the alloy composition and the solidification conditions applied [3,4]. The mechanical properties of alloys containing Cu and Mg can also be enhanced through heat treatment. Natural aging is recognised as giving the best quality for B206 alloys, probably because of the high maximum solubility of copper in aluminium. Indeed, a high concentration of solute atoms reduces diffusion lengths and promotes the formation of Guinier-Preston zones at room temperature. This results in an excellent combination of ductility and strength in the T4 temper. Artificial aging of 206 alloys does not improve strength enough for the loss of ductility obtained. Major and Sigworth [5] suggested that these alloys have a high sensibility to solidification rates and iron contents in the T7 temper, the T6 temper being not considered since it makes the alloy be sensitive to stress corrosion cracking.

Experimental Procedures

The B206 alloys received in the form of ingots, composition is shown in Table 1. All alloys were grain refined by adding Ti as Al-5%Ti-1%B in rod form. The melt was carefully poured into an ASTM B-108 permanent mould to obtain castings for tensile testing, and into a mild

steel impact test mould to obtain samples for impact testing. Compositions were modified using aluminium 1020 and commercial master alloys Al-50%Si, Al-25%Fe, Al-25%Mn, Al-50%Mg and Al-50%Cu. Chemical analyses were carried out with an optical emission spectrometer and are presented in Table 1.

Table 1: B206 type alloys composition, wt-%.

Alloys Type	Chemical Analysis wt%					
	Cu	Fe	Si	Mn	Mg	Al
B206	4.6	0.06	0.1	0.4	0.25	Bal
B3134	4.7	0.31	0.34	0.24	0.32	Bal
B2121	4.7	0.21	0.21	0.24	0.29	Bal

The solution and aging heat treatments were carried out in a forced air Blue M electric furnace equipped with a programmable temperature controller. The quenching time was always less than 10 s. For naturally aged samples (T4), the schedule was: (i) ramp from room temperature to 480°C in 2 h; (ii) continue ramping from 480 to 503°C in 0.5 h; (iii) hold at 503°C for 2 h; (iv) ramp from 503 to 527°C in 0.5 h; (v) hold at 527°C for 8 h; (vi) quench into 66°C water; (vii) wait 21 days before mechanical testing. For artificially aged samples (T7), the schedule was: (i) conduct solution heat treatment as outlined above for the T4 schedule; (ii) after the 66°C water quench, hold 24 h at room temperature; (iii) age 4 h at 200°C; (iv) cool to room temperature in still air. In addition to the standard 8 hours, holding times of 4 hours and 16 hours at 527 °C were also used for all alloys. The second set, conducted only on B2121 and B3134 alloys, used holding times of 2 hours, 3 hours, 5 hours and 6 hours at 527 °C, followed by natural aging only. The mechanical properties examined in this study were the tensile, microhardness and impact properties. Tensile test bars produced using the ASTM B-108 mould. Each bar has a gauge length of 50 mm and a cross-sectional diameter of 12.8 (±0.07mm). The impact tests were performed on unnotched samples. A computer-aided instrumented SATEC SI-1 Universal Impact Testing Machine (SATEC Systems Inc., Model SI-1D3) was used to carry out the impact tests. Microhardness tests were performed on polished samples used for metallographic characterization. These samples were cut from fractured tensile specimens. Actual tests were carried out using a Clemex computer-controlled hardness tester of 10-1000 gramme-force (gf) capacity which could execute Vickers (HV) and Knoop hardness tests in compliance with ASTM E-384 standards.

Results and Discussions

The tensile results were evaluated using quality charts derived from model of quality indices, namely, those of Cáceres, the essential details of which are provided below. The quality index, Q , as proposed by Cáceres [6], is the most widely used to predict the quality of Al-Si-Cu cast alloys. The Q -value is calculated using Equation (1) as follows:

$$Q \text{ (MPa)} = K [1.12 + 0.22 \ln (q)] \quad (1)$$

where q is defined by Cáceres as the ratio of nominal strain at fracture to the nominal strain at necking.

The evolution of yield strength, ultimate tensile strength, quality index, percentage elongation, secondary dendrite arm spacing, and hardness are plotted against the solution heat treatment time in Figure 1 for alloys B2121 and B3134, respectively. Let us first analyze what happens up to 4 hours solution heat treatment time where maximum quality is observed. For both alloys, it can be seen that within this period, dendrite coarsening occurs at maximum rate within the first two hours. This improvement in quality results from dissolution of the Al_2Cu phase (θ -phase) followed by the increase in hardness. For alloy B2121, an increase in quality is observed at 8 hours solution time. Although still lower than that of 4 hours solution time, this increase is likely due to a β -phase (FeCu) to α -phase (FeMn) phase transformation as more β -phase particles. In addition, the hardness value at 8 hours is comparable to that of B3134 alloys in which iron phases are almost completely precipitated as the α -phase. From the present experimental results and calculated maximum projected values of strain and quality index, it would be no problem using natural aging (T4) with a better casting practice, to obtain the minimum of 7% elongation required by the automotive industry by doubling or tripling the present limit of 0.1 %Fe in these alloys.

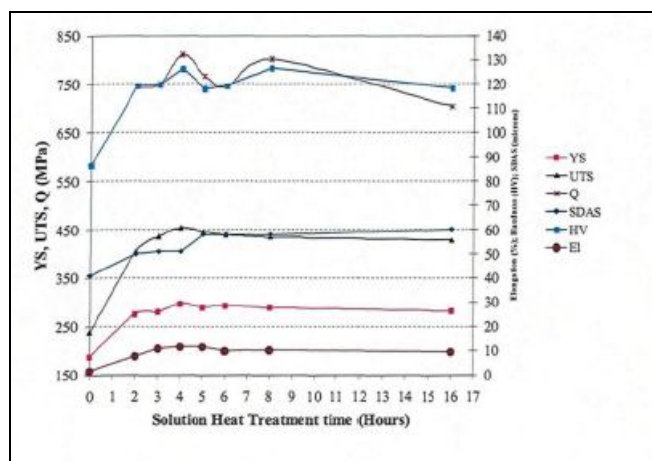


Figure 1: Evolution of YS, UTS, Q, SDAS, Elongation and Hardness with solution heat treatment time for alloy B2121 after natural aging.

The impact data are summarized in Table 2. The results represent the average values and their standard deviation. The impact strength or total absorbed energy is seen to be better for alloys B2121 and B3134 solution heat treated for 4 hours but still below that of B206 alloy. This is in agreement with results from tensile tests but it does not provide much information on the details of the fracture behaviour of a material, hence the interest of dividing the energy into two parts: crack initiation energy (E_i) and crack propagation energy (E_p). In real terms, any brittle, high strength material will manifest high crack initiation energy, E_i , and low crack propagation energy, E_p . Conversely, a low strength ductile material will have low E_i and high E_p . Therefore, even though the Charpy energy for two materials

may be the same, their fracture behaviour may be quite different. The propagation energy here is again higher for B2121 and B3134 alloys solution heat treated for 4 hours but still about half of that needed to propagate cracks in B206 alloys, leading to a crack propagation speed twice slower in the latter. In comparison to B206 alloy, the decrease in the impact strength of B2121 and B3134 alloys solution heat treated for 4 hours are 18% and 24%, respectively. However, it is interesting to see that the decrease in crack initiation energy which should be of prime consideration in design is much lower, 7% and 17% respectively, meaning that about 66% and 30% of the lost in impact strength of B2121 alloy and B3134 alloy respectively occurs during the crack propagation stage.

Table 2: Impact properties of B206 type alloys

Alloys Code	t_{sht} (hrs)	E_i (J)	E_p (J)	P (kN)
B206	8	52.37±7.0	16.38±4.72	15.17±0.3
B2121	4	48.37±6.0	8.01±0.66	16.44±0.1
B2121	8	44.54±11	7.45±1.38	16.08±0.4
B3134	4	43.41±11	8.69±1.42	15.88±0.5
B3134	8	37.78±11	7.36±0.94	15.33±0.9

t_{sht} : Solid heat treatment time.

E_i : Crack initiation energy.

E_p : Crack propagation energy.

P: Maximum load.

Conclusions

With further solution time, the properties as well as the quality index of the material decrease. This decrease in quality above four hours solution heat treatment time is attributed to dendrite coarsening which seems to be the controlling factor after maximum solubility of the θ -phase is reached. Four hours is therefore considered as the optimal solution heat treatment time for B2121 and B3134 alloys. The impact strength or total absorbed energy is seen to be better for alloys B2121 and B3134 solution heat treated for 4 hours but still below that of B206 alloy.

References

- G.K. Sigworth, J.F. Major, J. Light Met. Vol.4, 2006, pp. 795-799.
- M. Tiryakioğlu, J. Campbell and N. D. Alexopoulos, Mater. Sci. Eng. A, 2009, Vol. A506, 23-26.
- H.K. Kamga, D. Larouche, M. Bournane, A. Rahem, Metall. Mater. Trans. A 41, 2010, pp. 2844-2855.
- H. Kamguo Kamga, D. Larouche, M. Bournane, A. Rahem, Mater. Sci. Eng. A, 2010, Vol. 527, pp. 7413-7423.
- J. F. Major and G. K. Sigworth: AFS Trans., 2006, Vol.114, pp. 117-128.
- C.H. Cáceres, Journal of Materials Engineering and Performance, Vol. 9, 2000, pp. 215-221.

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DE L'EFFET DE LA RUGOSITÉ INITIALE DE LA SURFACE DU SOL SUR LE PHÉNOMÈNE DE L'ÉROSION PAR REJAILLISSEMENT

M. BOUDJERDA, M. BOUHADF, L. MOUZAI

Laboratoire LEGHYD, Faculté de Génie Civil, USTHB, Bab-Ezzouar, 16111 Alger, Algérie

Résumé

Le but de ce travail est d'étudier les effets de la taille des agrégats sur les caractéristiques de l'érosion par splash. Pour ce faire, un panneau d'éclaboussure semi circulaire, de 1m de diamètre, divisé en anneaux concentriques de différentes dimensions, une burette placée à une hauteur de 8m pour générer les gouttes de pluie de 4mm de diamètre et un sol argileux composent l'essentiel de l'équipement de cette étude.

Les résultats obtenus montrent que la masse apparente collectée sur les différents anneaux évolue avec la taille des agrégats, à l'exception de la taille inférieure à celle de la goutte de pluie. De plus, l'évolution de la distribution des particules du sol avec la distance radiale suit une fonction exponentielle avec un coefficient de détermination très important, et cela pour toutes les tailles des agrégats.

1/ Introduction

La porosité du sol est une propriété physique qui sert à contrôler l'infiltration de la pluie. Dans le cas d'une surface de sol avec des agrégats de petites tailles, ces derniers seront détachés par l'impact des premières gouttes, éjectés et dispersés sur la surface du sol et seront, par la suite, compactés par les gouttes qui suivent. L'infiltration diminue et une croûte de battance se forme ; le sol devient plus résistant au détachement par le splash. Plusieurs auteurs ont traité ce problème et divers résultats ont été publiés (Mazurak et Mosher, 1970 ; Farmer 1973 ; Poesen et Savat, 1981 ; Legout et al. 2003). Leguédos et al. (2005) testant la stabilité de la surface du sol avec des agrégats de différentes tailles initiales (3mm-20mm), ont enregistré que la désagrégation aura lieu quelle que soit la taille initiale des agrégats.

Le but de cette contribution est d'étudier les effets de la taille initiale des particules d'un sol agricole sur les caractéristiques de l'érosion par splash.

2/ Equipement et procédure expérimentale

Le dispositif utilisé dans cette étude est un panneau semi circulaire de 1m de rayon en PVC dur. Il est constitué de 19 anneaux concentriques autour d'une source de 4cm de rayon. Sur chaque côté des anneaux, un trou collecteur de particules du sol est percé. L'espacement entre les anneaux, qui ont la même hauteur que celle du pot, augmente depuis la source jusqu'au dernier anneau. Le dispositif a été peint en couleur blanche afin de bien distinguer visuellement la concentration de la masse des particules détachées.

L'échantillon du sol utilisé a été prélevé d'une parcelle agricole à une profondeur d'environ 30cm en faisant particulièrement attention à éviter les bordures de parcelles. Les résultats des analyses faites sur cet échantillon donnent un sol argileux.

Des pots de 4cm de diamètre et 5cm de hauteur sont remplis de ce sol agricole argileux et placés au centre du dispositif. Une burette est placée à une hauteur de 8m environ pour simuler les gouttes de pluie. Dans notre cas, les gouttes de 4mm de diamètre ont été utilisées et la rugosité initiale est représentée par 5 classes de taille initiale (sol tamisé en μm) (63-500 ; 500-1000 ; 1000-2000 ; 2000-3150 ; 3150-4000 et 4000-5000).

Après chaque expérience, la masse détachée depuis la cible a été collectée dans le panneau et on récupère ensuite dans des béciers les particules éjectées dans chaque anneau à l'aide d'une pissette. La masse est séparée de l'eau par séchage pendant 24h à 105°C.

La masse m_i des particules de sol détaché depuis la source est calculée par la formule de Leguédos et al. (2005).

$$m_i = \frac{M_i}{2\pi l_i w_i} / \text{goutte}$$

m_i est la masse du splash ($\text{g/m}^2 / \text{rad/goutte}$), M_i la masse collectée dans l'anneau i (g), l_i la distance radiale du centre de la source au centre de l'anneau i (m) et w la largeur de l'anneau i (m).

La masse apparente est donnée par la relation de Mouzai et Bouhadef (2011).

$$M_{\text{app.}} = \frac{M_i}{A_{\text{cup.}} \cdot N_{\text{gouttes}}}$$

M_i est la masse collectée dans l'anneau i , $A_{\text{cup.}}$ Est la surface du pot de sol et N_{gouttes} le nombre de gouttes tombant sur la surface du sol.

3/ Résultats et discussion

3.1/ Relation entre la masse apparente et la taille des agrégats.

L'évolution de la masse du sol détaché par le splash, en fonction de la taille initiale des agrégats du sol, est représentée par l'histogramme sur la figure 1. D'après cette figure, lorsque la taille des particules de la surface est inférieure à celle de la goutte de pluie (4mm), la quantité éjectée est importante. Cela est dû à la grande capacité des gouttes d'eau de détacher les fines particules. Ces dernières contribuent au colmatage des pores, suivi par une formation d'une mince couche d'eau.

A partir de la deuxième barre, on remarque une légère évolution de la masse apparente détachée avec la taille initiale des agrégats. Dans ce cas, la taille des agrégats est plus grande que celle de la goutte de pluie, durant l'impact des gouttes ; le processus du splash passe par une désagrégation mécanique très rapide. Par la suite, les fines particules qui résultent de cette désagrégation seront dispersées (sol argileux). A cause des premiers agrégats rejallis, on a enregistré une légère augmentation de la masse apparente avec la taille des agrégats.

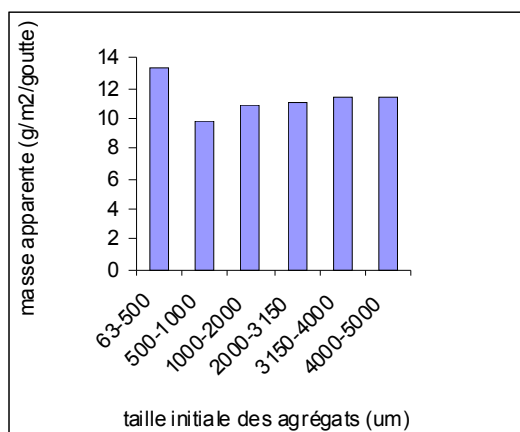


Figure1 : Relation entre la taille initiale des agrégats et la masse apparente collectée dans les anneaux du panneau d'éclaboussure.

3.2/ Distribution des particules sur la surface du sol.

Les valeurs des particules éjectées dans les anneaux du panneau sont récoltées et appliquées dans l'équation de Leguédois et al. (2005) pour obtenir la masse m_i . Cette masse est reliée à la distance radiale de distribution pour les différentes tailles d'agrégats. Cette relation est illustrée sur la figure 2. Celle-ci montre bien que la variation de la masse m_i du splash, avec la distance radiale de projection, pour différentes classes de taille initiale des agrégats, est mieux décrite par une fonction exponentielle qui s'écrit sous la forme : $m_i = ae^{-br}$ où le coefficient 'a' et l'exposant 'b' sont liés aux caractéristiques du sol.

D'après les analyses statistiques, on a remarqué que le coefficient 'a' est le même pour les deux séries (63-500) et (500-1000), alors que pour les autres séries, ce coefficient décroît de 0,27 à 0,23. L'exposant 'b' réagit un peu différemment ; il croît de 0,07 à 0,11 pour les trois premières séries (63-500 ; 500-1000 et 1000-5000) puis garde la même valeur pour les trois autres séries.

D'après ces résultats, on remarque que la taille initiale des agrégats d'un même sol (sol argileux) n'a pas un grand effet sur la distribution spatiale des particules du sol. Au vu de notre recherche bibliographique, c'est la taille des agrégats des sols différents qui ont un effet sur l'érosion par splash.

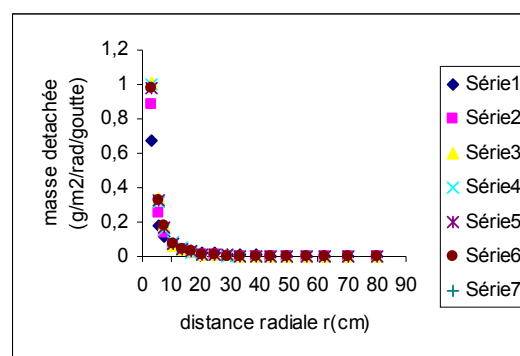


Figure 2 : Relation entre la masse détachée m_i (g/m2/rad/goutte) et la distance radiale de projection (cm) pour différentes tailles initiales qui sont: Série 1 (63-500); Série 2 (500-1000); Série 3 (1000-2000); Série 4 (2000-3150); Série 5 (3150-4000); Série 6 (4000-5000).

4/ Conclusion

Les résultats de cette étude ont montré que si la taille des agrégats est plus petite que celle du diamètre de la goutte, la masse détachée par rejaillissement est importante, ceci étant dû à la capacité de la goutte de pluie de détacher et éjecter les particules du sol. Si la taille des agrégats est très proche de la taille de la goutte de pluie, sa capacité de détachement diminue et, par conséquent, le taux de détachement diminue, ce qui conduit à un appauvrissement de l'éclaboussure. Dans le cas où la taille des agrégats dépasse la taille de la goutte de pluie, la désagrégation est mécanique et les petites mottes tombent dans les premiers compartiments font une légère différence en masse apparente.

En ce qui concerne la distribution radiale des particules éjectées, en fonction de la taille initiale des agrégats, elle est mieux décrite par une fonction exponentielle. Le coefficient 'a' et l'exposant 'b' de cette fonction montrent que la taille initiale des agrégats d'un même sol n'a pas un effet remarquable sur la distribution.

5/ Références

- Farmer (1973). Relative detachability of soil particles by simulated rainfall. Soil Science Soc. Amer. Jour. 37, pp: 629-633.
- Legout, C. S. Leguédois et Y. Bissonais (2003). Splash distance and size distributions for various soils : significance for erosion assessment. Geoderma, 124, pp: 279-292.
- Leguédois ,S. O. Planchon et C. Legout (2005) Splash projection distance for aggregated soils : Theory and experiment. Soil Sci. Soc. Amer. Jour., 69, pp: 30-37.
- Poesen, J. et J. Savat (1981) Detachment and transportation of loose sediment by rain splash. Part II. Detachability and transportability measurements . Catena, 8, pp: 19-41.
- Mouzai, L. & M. Bouhaded (2011). Shear strength of compacted soil: effects on splash erosion by single water drops. Earth Surface Processes and Landforms, 36, pp:87-96.

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE SUR LES MATÉRIAUX DESTINÉS AU STOCKAGE ET À LA CONVERSION DE L'ÉNERGIE

R. TISKATINE(1), L. BOURDEN(2)

Laboratoire de Thermodynamique et Energétique (LTE)
Université Ibn Zohr, Faculté des Sciences, B.P.8106, Cité Dakhla, Agadir, Maroc

Introduction

Depuis le début du siècle dernier, la consommation énergétique mondiale est en très forte croissance dans toutes les régions du monde. L'urgence de trouver de nouvelles sources d'énergie plus respectueuses de l'environnement devient donc une nécessité. Quels que soient les systèmes de stockage/conversion d'énergie actuels, le dénominateur commun est qu'ils souffrent tous du manque de matériaux adéquats. Le choix des matériaux est directement lié aux technologies considérées, d'où la nécessité de les traiter séparément. Le stockage de l'électricité est un problème majeur et connu de tous : l'électricité nécessite d'être convertie en un vecteur qui puisse véhiculer l'énergie et la restituer le moment venu. L'hydrogène est considéré comme le vecteur énergétique propre ayant un faible impact sur l'environnement, il peut être converti en eau par réaction avec l'oxygène au sein d'une pile à combustible (PAC), cette conversion entraîne la production d'électricité.

Étude des matériaux pour la conversion de l'énergie

Conversion photovoltaïque de l'énergie solaire

L'énergie photovoltaïque est la conversion directe de l'énergie des rayons solaires en énergie électrique à l'aide des cellules photovoltaïques fabriqués avec des matériaux sensibles aux longueurs d'ondes de la lumière. Cela marche lorsqu'on associe deux semiconducteurs de types p et n qui permet de créer une jonction pn qui entraîne l'apparition d'un champ électrique au voisinage de cette jonction, ce champ va collecter les électrons détachés par l'énergie des photons.

Les différentes filières photovoltaïques

--Les filières silicium : le silicium monocristallin est plus cher que le polycristallin mais permet des rendements plus élevés. Le silicium amorphe possède un fort coefficient d'absorption.



Figure 2.1 : De gauche à droite : cellule photovoltaïque monocristalline, polycristalline et amorphe.

--La filière CdTe : les premières hétérojonctions réalisées sont à base de CdTe/CdS/SnO₂/verre. Son rendement peut atteindre 16%.

--La filière Chalcopyrite Cu-III-VI₂ : les composés ternaires chalcopyrites qui peuvent jouer le rôle d'absorbeur sont indiqués sur le tableau 2.1 :

Semiconducteur	Rendement (%)	Eg (eV)
Cu(In,Ga)Se ₂	19,5	1,12
CuInSe ₂	15,4	1,02
Cu(In,Al)Se ₂	16,9	1,16
CuInS ₂	11,4	1,53
CuGaSe ₂	08,3	1,67

Tableau 2.1 : Caractéristiques des films absorbants de structure chalcopyrite. [1]

Conversion photothermique de l'énergie solaire

L'énergie solaire thermique est la transformation du rayonnement solaire en énergie thermique. Les capteurs solaires plans sont les plus répandus et transforment le rayonnement solaire en chaleur grâce à un absorbeur qui transfère la chaleur à un fluide caloporteur circulant dans les canalisations. Un vitrage est placé en avant de l'absorbeur retient une grande partie des infrarouges que l'absorbeur émet lors de son échauffement. La chaleur reste emprisonnée dans l'enceinte du capteur : effet de serre.

Le revêtement sélectif : pour améliorer le rendement des capteurs, les absorbeurs sont recouverts d'un revêtement sélectif qui utilise des oxydes de nickel, de chrome ou de titane. La figure 2.2 montre l'influence des propriétés optiques de l'absorbeur et du vitrage sur le rendement pour diverses configurations du capteur :

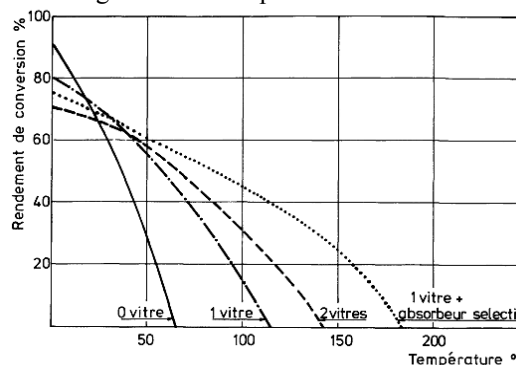


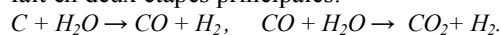
Figure 2.2 : Rendement de conversion en fonction de la température pour différents types de. [2]

On remarque que le rendement d'un absorbeur sélectif recouvert d'un simple vitrage est supérieur à celui d'un absorbeur non sélectif équipé d'un double vitrage.

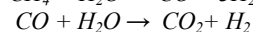
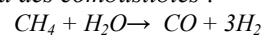
Production et stockage de l'hydrogène – Utilisation de l'hydrogène dans les piles à combustible (PAC)

Production de l'hydrogène

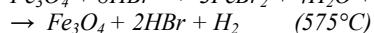
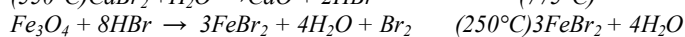
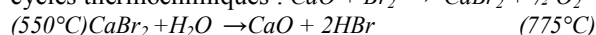
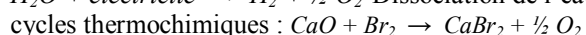
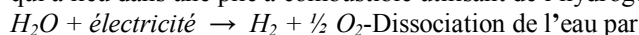
-Gazéification du charbon : l'opération de gazéification se fait en deux étapes principales:



- Reformage à l'eau des combustibles :



-Electrolyse de l'eau : correspond à la réaction inverse de celle qui a lieu dans une pile à combustible utilisant de l'hydrogène :



Le stockage de l'hydrogène

-L'hydrogène liquide : l'hydrogène est, après l'hélium, le gaz le plus difficile à liquéfier. Pour atteindre sa température de liquéfaction (-253°C), il faut une grande dépense d'énergie et des coûts élevés

-L'hydrogène comprimé : les réservoirs hyperbares sont classés en quatre catégories. Les "type I" sont entièrement métalliques, les "type II" sont métalliques avec un frittage sur leur partie cylindrique, les "type III" sont en matériaux composites dont le liner est métallique et les "types IV" sont des réservoirs composites dont le liner est en polymères. Une comparaison des indices de performances (pression x volume/masse) va dans le même sens : les réservoirs composites de type III ou IV sont incontournables pour le stockage embarqué de l'hydrogène.

-Les hydrures métalliques :

L'hydruration et la déshydruration se font selon cette réaction : $M + x/2 H_2 \rightarrow MH_x + \text{chaleur}$. L'hydruration est fortement exothermique (~ 150kJ/kg) et la chaleur produite (entre 196 et 150 °C) nécessite d'être évacuée. A l'inverse, la déshydruration est endothermique et demande un apport de chaleur. Sur le tableau ci-après, sont regroupées les propriétés de stockage des hydrures métalliques les plus étudiés:

Hydrures métallique	% massique	g/dm ³	MJ/Kg	MJ. Kg/dm ³
H ₂ gazeux (100bar)	100	7	14	1
H ₂ liquide (20K)	100	70	141	10
LaNi ₅ H _{6,7} (2bar, 298K)	1,37	89	2	12,7
FeTiH _{1,95} (5bar, 303K)	1,75	96	2,5	13,5
MgH ₂	7	101	9,9	14
ZrNiH ₃	1,95	125	2	15,6
Mg ₂ NiH ₄ (1bar, 555K)	3,7	90	6	17

Tableau 3.1 : Capacités massique et volumique de divers hydrures métalliques. [4]

Le tableau indique que les hydrures métalliques ont des capacités volumiques d'absorption élevée, mais ils ont des faibles capacités massiques. Ce qui a incité les chercheurs à trouver une nouvelle approche qui consiste à utiliser des hydrures dites complexes composés par les éléments les plus légers telle que l'aluminium, le sodium, le lithium et le bore.

L'hydrures de Magnésium

En poudres standards, le magnésium a des cinétiques d'absorption et de désorption très lentes. Ces cinétiques peuvent augmenter par le cobroyage de MgH avec des éléments de transition ayant le rôle de catalyseurs comme le titane Ti, le vanadium V, le manganèse Mn,... Le cobroyage réactif de MgH avec du vanadium métallique a permis d'améliorer considérablement la cinétique d'absorption et de désorption comme le montre la figure 3.1 (Mg+5%V (pointillés), Mg seul (trait plein)) :

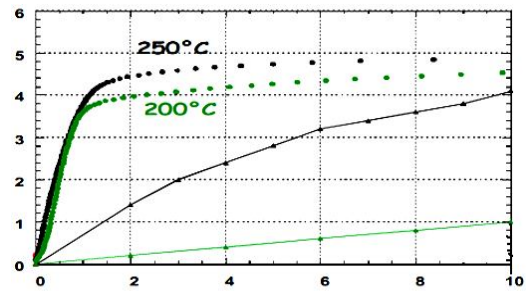


Figure 3.1: Cinétique d'absorption : % (poids)=f(t(min)). [3]

La recherche est focalisée actuellement sur le stockage de l'énergie solaire en l'utilisant dans les réactions thermo-chimique pour la production d'hydrogène.

La technologie des piles à combustible

Une pile à combustible est un générateur qui convertit directement en énergie électrique l'énergie chimique issue de la réaction entre un combustible (hydrogène, méthanol...) et un comburant (généralement oxygène ou air). Elle est constituée de deux électrodes (conducteurs électroniques), une membrane (conducteur ionique), des catalyseurs (pour augmenter la vitesse de réaction) et des plaques bipolaires (pour distribuer le gaz à la surface des électrodes) :

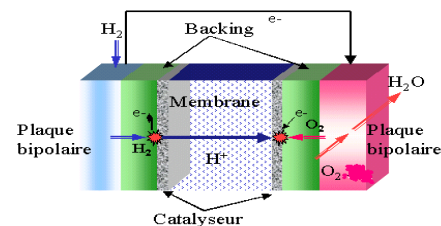


Figure 3.2: Schéma de principe d'une pile à combustible.

Diagramme de Ragone : l'intérêt essentiel des piles à combustible, comme source d'énergie électrique, par rapport aux accumulateurs, réside dans leur grande densité d'énergie. Cela apparaît très clairement dans le diagramme de Ragone donnant la puissance spécifique en fonction de la densité massique d'énergie pour différents générateurs électriques, selon la vitesse horaire du véhicule et l'autonomie escomptée:

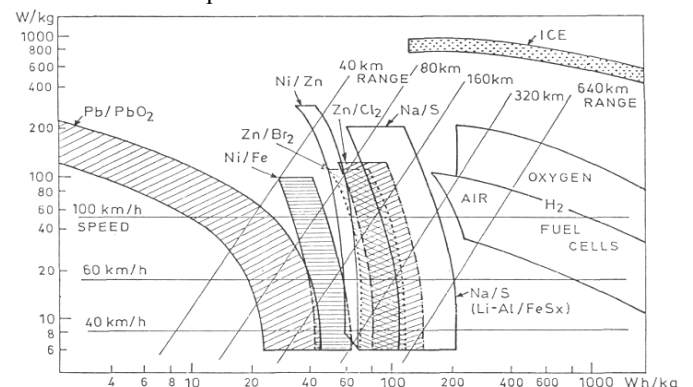


Figure 3.3: Diagramme de Ragone. [5]

D'après le diagramme, il est clair que seules les piles à combustible atteignent les performances des moteurs à combustion interne ("Internal Combustion Engine" ou ICE).

Les autres techniques de stockage de l'énergie

Stockage électrochimique

Le stockage chimique se fait à l'aide des *accumulateurs* qui présentent la propriété de pouvoir transformer de l'énergie chimique en énergie électrique et réciproquement.

L'accumulateur au plomb (Pb-PbO₂) est constitué de deux électrodes de plomb plongés dans H₂SO₄, une des électrodes est recouverte de PbO₂. En général, une mise en série et/ou en parallèle est effectuée pour obtenir les tensions et les capacités d'utilisation désirées, ce qui constitue une *batterie*.

Les grilles

Les grilles des batteries servent à la fois à la collecte du courant et à la tenue mécanique de la matière active. Dans la fabrication des grilles de la nouvelle génération, l'utilisation du plomb seul, est à écarter, car il manque de dureté. C'est pourquoi des recherches sont orientées vers la dissolution de quelques solutés dans le plomb liquide et ceci pour obtenir des alliages de plomb plus durcis.

Etude de durcissement structural des alliages PbCdSr

Etude de la dureté de l'alliage Pb2%Cd0,08%Sr

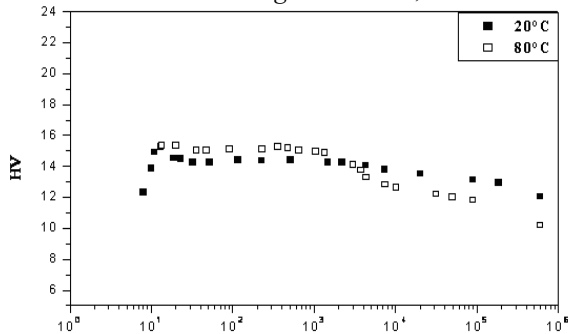


Figure 4.1: Evolution de la dureté en fonction du temps (Log(t) ; t (min)) de l'alliage Pb2%Cd0,08%Sr aux températures ambiante et 80°C.[6]

Etude de la dureté de l'alliage Pb2%Cd0,12%Sr

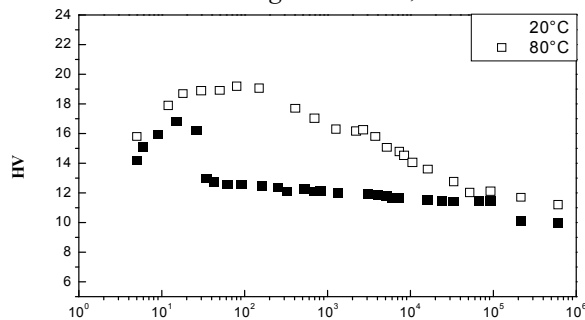


Figure 4.2: Evolution de la dureté en fonction du temps (Log(t) ; t (min)) de l'alliage Pb2%Cd0,12%Sr aux températures ambiante et 80°C.

Les processus de durcissement structural à l'ambiante sont les mêmes quelque soit la teneur en strontium. Cependant, à forte teneur en strontium, le vieillissement à 80°C met en évidence la présence des précipités qui permettent de bien durcir ces alliages. En effet, à cette température, les duretés maximales obtenues sur les alliages Pb2%Cd_xSr (x=0.08% ; 0.12%) sont respectivement 15,5 HV et 19 HV.

Autres technologies et moyens de stockage de l'énergie

Stockage sous forme de l'énergie thermique (chaleur sensible): le principe de stockage thermique consiste, principalement, à concentrer de l'énergie calorifique dans des matériaux capables de retenir et de libérer l'énergie de façon contrôlée et ne subissent pas de changement d'état pendant la phase d'accumulation.

Stockage sous forme d'air comprimé :

Le stockage de l'énergie sous forme d'air comprimé peut se faire à haute pression dans un réservoir (jusqu'à 300 bars avec des structures en fibres de carbone), via un compresseur électrique qui se transforme en générateur lors de la détente.

Conclusion et perspectives

Le secteur énergétique est un domaine où les matériaux jouent et continueront à jouer un rôle fondamental pour offrir une solution aux besoins dans l'avenir. *Cette étude* nous a permis de montrer que de très nombreuses techniques pour stocker l'énergie existent et que d'autres sont en cours de développement. Le stockage d'énergie représente un enjeu majeur pour permettre une réelle pénétration des ressources renouvelables. En se basant sur le contenu de cette étude, et en prenant la mesure de l'enjeu, nous proposons les suggestions particulières suivantes : continuer l'effort de recherche visant à améliorer la durée de vie des batteries au plomb, renforcer les efforts de recherche et développement sur la possibilité de combiner plusieurs moyens de stockage avec une source d'énergie renouvelable, évaluer l'intérêt de la technique du stockage thermique à haute température et la technique du stockage sous forme de gaz comprimé dans le contexte national et renforcer les efforts de recherche et de développement sur l'hydrogène et les piles à combustibles.

Références[1] :DRISS SOUBANE, « Élaboration et Caractérisation des Films Absorbants I-II VI₂ et I-VI, Destinés à la Fabrication des Cellules Solaires », Thèse de Doctorat de l'université IBN ZOHR, AGADIR, 2007. [23] :Y. Bouhadda[2] :Y. Bouhadda & A. Rabehi, « Stockage de l'Hydrogène par les Nouveaux Matériaux », Unité de Recherche Appliquée en Énergies Renouvelables, Décembre 2006. [3] :J. Spitz et A. Aubert, « Matériaux sélectifs pour la conversion photothermique de l'énergie solaire », Article published online at Janvier 1979, Page 67.[4] :A. Percheron Guégan et A. Gicquel, « Matériaux pour le stockage de l'hydrogène », Rapport final.[5] :C. LAMY et J.-M. LEGER, « Les piles à combustible : application au véhicule électrique », Laboratoire de Chimie I, "Electrochimie et Interactions, janvier 1994.[6] : Y. AIT YASSINE ; thèse de Doctorat. Université IBN ZOHR, Faculté des Sciences Agadir, 2012. [7] : L. Bouirden, J.P. H et J. Hertz. J. Power sources 33, (1991) pp. 27-50.

CARACTERISATION ET CRITERES DE RUPTURE DES STRUCTURES COMPOSITES FIBREUX

HASSAN CHAFFOUL, SALEH ALSUBARI

FSTM ; Laboratoire de Mécanique, Equipe CMAO, FST Mohammedia
alsubarisaleh@gmail.com, hassan.chaffoui@yahoo.fr

1. INTRODUCTION

La caractérisation de la résistance des composites, et notamment des plaques stratifiées, nécessite la détermination des contraintes responsables de leurs endommagements dans le cadre des critères de ruptures basés sur l'hypothèse de l'homogénéité du milieu, du moins à l'intérieur des couches du stratifié. En effet, les critères de rupture sont le support des calculs des structures. Ils peuvent être appliqués formellement aux différents états de définitions de la résistance limite des structures composites étudiées.

Dans le cas des plaques composites stratifiées, les critères de rupture sont appliqués pour les différentes couches prises individuellement. En effet, la résistance d'une structure stratifiée est essentiellement basée sur la résistance individuelle de chaque couche. Lorsque les sollicitations augmentent, on observe des ruptures successives des couches et ceci de la première rupture de la première couche jusqu'à la rupture de la dernière couche qui coïncide avec la rupture finale de la structure. Il est évident qu'à chaque rupture de couche le comportement mécanique global du stratifié est modifié et sa rigidité diminue. Il est important de noter que le début de l'endommagement de chaque couche dépend de son épaisseur et de l'orientation des fibres dans cette couche par rapport à la charge appliquée. A titre d'exemple, dans le cas d'un stratifié (0°, 45°, 90°) constitué de couches de même épaisseur et soumis à une traction dans la direction 0°, les premières fissurations apparaissent dans les couches 90°, ensuite dans les couches 45°. Enfin, la troisième phase est marquée par l'apparition de fissures dans les couches 0°. Ces fissures génèrent un délaminage des couches suivi de la rupture des couches à 90, puis des couches à 45°, et enfin la rupture des fibres dans les couches à 0°, conduisant à la rupture finale du stratifié.

Cependant, les techniques d'analyse micromécanique qui permettent le suivi des mécanismes de la rupture des structures stratifiées sont très complexes et il est difficile de les incorporer dans les outils de la conception et l'analyse des structures composites. En revanche, l'analyse de la résistance mécanique se fait en utilisant l'aspect global de la rupture. Généralement, les critères de rupture sont basés sur la théorie de Von Mises [1]. Ces critères sont établis dans le cas d'une couche individuelle et peuvent être classés suivant les critères de la contrainte maximale, de la déformation maximale ou suivant les critères énergétiques, interactifs.

2. CRITÈRES DE RUPTURE

Les outils de la modélisation du comportement mécaniques et des calculs des structures permettent de déterminer les contraintes dans les couches des structures stratifiées, ainsi que les contraintes d'interactions des couches, qui peuvent être considéré dans la conception des structures composites. Cependant, l'analyse de la concentration des contraintes et particulièrement l'analyse du délaminage sont plus complexes dans les structures composites comparativement aux matériaux isotropes. En effet, les contraintes d'interfaces sont fortement non linéaires par rapport aux épaisseurs et à l'orientation des fibres. Les formulations qui s'en déduisent sont difficilement utilisables, en tant que paramètres d'optimisation.

Dans la littérature on rencontre plusieurs critères de rupture pour déterminer l'état de charge limite [1]. Les premiers travaux remontent à 1864 avec *Tresca* et son critère de la contrainte de cisaillement maximale. La loi d'écoulement isotrope était formulée par *Saint-Venant* et *Levy* (1871), mais il a fallu attendre les années cinquante pour en voir une utilisation dans les problèmes des structures composites.

Un des premiers critères de rupture appliqués aux matériaux composites a été introduit par *Hill* [2], qui propose une généralisation du critère de *Von Mises* en pondérant chacun des termes par un coefficient pour introduire l'anisotropie du milieu équivalent. Il considère une anisotropie particulière qui conserve trois plans de symétrie dans l'état d'écrouissage du matériau. Les interactions de ces trois plans sont les axes principaux d'anisotropie, qui ne sont pas forcément les directions principales des contraintes. Le critère est formulé en disant que l'état limite des contraintes correspondant à la rupture du matériau se produit par l'expression suivante :

$$F(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + G(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + H(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 2L\sigma_{12}^2 + 2M\sigma_{23}^2 + 2N\sigma_{13}^2 = 1 \quad (1)$$

Les coefficients scalaire F, G, H, L, M et N sont reliés aux valeurs limites des contraintes suivant les trois directions et peuvent être déterminés à l'aide de trois expériences de traction et trois expériences de cisaillement simple.

L'amélioration du critère de *Hill* a été effectuée par *Hoffman* [3] qui a considéré les termes linéaires des contraintes normales pour prendre en compte les comportements dissymétriques des matériaux. Ceci permet d'introduire les résistances de compression et de traction en supposant un comportement symétrique au cisaillement. Cela est bien vérifié expérimentalement. Ainsi le critère s'exprime sous forme d'une relation quadratique qui s'écrit :

$$C_1(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + C_2(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + C_3(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + C_4\sigma_{12}^2 + C_5\sigma_{23}^2 + C_6\sigma_{13}^2 + C_7\sigma_{11} + C_8\sigma_{22} + C_9\sigma_{33} = 1 \quad (2)$$

Les coefficients C_i sont déterminés expérimentalement, en fonction des contraintes limites de traction, de compression et de cisaillement.

En se basant sur le critère de *Hoffman, Tsai et Wu* [4, 5, 6] ont proposé d'introduire des tenseurs de résistance de deuxième et de quatrième ordre, afin d'améliorer la corrélation entre les résultats théoriques et expérimentaux. La formulation générale du critère de rupture s'écrit sous une forme polynomiale :

$$(3) \quad j, j, k = 1, 2, 3, \dots, 6$$

Les hypothèses d'orthotropie des matériaux composites à fibres unidirectionnelles, entraînent une réduction du nombre des coefficients du tenseur de résistance (F_i, F_{ij}, F_{ijk}) de 27 à 12 coefficients, en écrivant :

$$(4)$$

On note que dans la pratique la forme simplifiée de ce critère qui est retenue est :

$$(5)$$

Les coefficients principaux (F_i, F_{ii}) peuvent être déterminés par des essais de traction et de compression suivant différentes directions. Les coefficients d'interactions F_{ij} peuvent être déterminés par des essais biaxiaux, à condition que la proportion des contraintes soit bien contrôlée

3. CRITÈRES DE RUPTURE HORS AXES PRINCIPAUX

Les critères donnés par les équations (2), (5), ci-dessus, sont relatifs à des contraintes exprimées par rapport aux axes de symétries du stratifié.

Lorsque les axes de référence sont quelconques (Fig. 1), on doit déterminer les équations de transformation des contraintes. En introduisant l'hypothèse des contraintes planes, utilisée dans le cadre de la théorie des plaques stratifiées, on obtient :

$$\sigma_{LL} = c^2 \cdot \sigma_1 + s^2 \cdot \sigma_2 + 2s \cdot c \cdot \sigma_6 \quad (6.a)$$

$$\sigma_{TT} = s^2 \cdot \sigma_1 + c^2 \cdot \sigma_2 - 2s \cdot c \cdot \sigma_6 \quad (6.b)$$

$$\sigma_{LT} = s \cdot c \cdot (\sigma_2 - \sigma_1) + (c^2 - s^2) \cdot \sigma_6 \quad (6.c)$$

$$\text{où : } \sigma_1 = \sigma_{11} ; \sigma_2 = \sigma_{22} ; \sigma_6 = \sigma_{12} ; c = \cos\theta ; s = \sin\theta$$

Ainsi, il suffit de remplacer dans les équations (5) les contraintes axiales par les équations de transformation des contraintes pour aboutir à une forme générale du critère de rupture en dehors des axes principaux :

$$\sigma_1^2 \cdot F_{11} + \sigma_2^2 \cdot F_{22} + \sigma_6^2 \cdot F_{66} + 2 \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot F_{12} + 2 \cdot \sigma_1 \cdot \sigma_6 \cdot F_{16} + 2 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_6 \cdot F_{26} + \sigma_1 F_1 + \sigma_2 F_2 + \sigma_6 F_6 = 1 \quad (7.1)$$

Où les coefficients F_{ij} et F_k sont fonction connus et s'écrivent sous la forme :

$$(7.2)$$

$$(7.3)$$

$$F_{12} = c^2 \cdot s^2 \cdot F_{LL} + c^2 \cdot s^2 \cdot F_{TT} + (c^4 + s^4 - c^2 \cdot s^2) \cdot F_{LT} \quad (7.4)$$

$$F_{66} = 4 \cdot c^2 \cdot s^2 \cdot F_{LL} + 4 \cdot c^2 \cdot s^2 \cdot F_{TT} + (c^4 + s^4 - 10 \cdot c^2 \cdot s^2) \cdot F_{LT} \quad (7.5)$$

$$F_{16} = 2 \cdot c^3 \cdot s \cdot F_{LL} - 24 \cdot c \cdot s^3 \cdot F_{TT} + 3(c^3 s - s c^3) \cdot F_{LT} \quad (7.6)$$

$$F_{26} = 2 \cdot c \cdot s^3 \cdot F_{LL} - 2 \cdot c^3 \cdot s \cdot F_{TT} + 3 \cdot (c^3 \cdot s - c \cdot s^3) \cdot F_{LT} \quad (7.7)$$

$$F_1 = c^2 \cdot F_{LL} + s^2 \cdot F_{TT} \quad (7.8)$$

$$F_2 = s^2 \cdot F_{LL} + c^2 \cdot F_{TT} \quad (7.9)$$

$$F_6 = 2 \cdot c \cdot s \cdot (F_{LL} - F_{TT}) \quad (7.10)$$

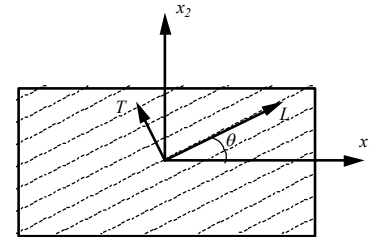


Figure 1. Référence en dehors des axes principaux.

4. VALIDATION

Afin de s'assurer de la validité de nos résultats au niveau des critères de rupture, nous avons étudié le cas d'une plaque stratifiée soumise à une charge de traction.

La plaque stratifiée est constituée de six couches, symétriques de mêmes épaisseurs, mais d'orientations différentes [6].

La géométrie de la plaque est définie par :

Les épaisseurs des couches élémentaires : $h_1 (= 1\text{mm})$.

L'orientation des fibres dans les couches :

$$[0^\circ/30^\circ/60^\circ/90^\circ/120^\circ/150^\circ]_S$$

Les caractéristiques mécaniques des couches sont :

$$E_L = 45 \text{ GPa}, E_T = 10 \text{ GPa}, G_{LT} = 4,5 \text{ GPa}, \nu_{LT} = 0,31$$

Les modes de rupture sont :

- Essai de rupture en traction suivant le sens L : $\sigma_{LL} \leq X = 1400 \text{ MPa}$

- Essai de rupture en traction suivant le sens T : $\sigma_{TT} \leq Y = 40 \text{ MPa}$

- Essai de rupture en cisaillement :

Pour mettre en œuvre nos calculs, nous avons introduit dans notre logiciel, un module de calcul qui permet de fixer une charge initiale et de vérifier le critère de rupture adopté pour l'évaluation des contraintes limites dans chaque couche prise individuellement. Dans le cas où la limite est atteinte, on annule les modules élastiques de la couche concernée et on reprend le calcul pour les couches restantes. Cela signifie que la couche éliminée ne participe plus à la rigidité du stratifié et qu'à chaque rupture de couche le comportement global du stratifié est modifié et que sa rigidité diminue. Dans le cas où le critère de rupture n'est pas vérifié (la contrainte limite n'est pas atteinte) on

augmente la charge d'un pas qu'on fixe initialement et on reprend les calculs.

La comparaison des résultats issus de nos calculs aux différents critères de rupture que nous avons choisi d'appliquer est présentée dans le tableau 1. On constate un très bon accord des résultats obtenus par nos calculs, tant au niveau des valeurs des contraintes limites qu'au niveau de l'ordre des successions des ruptures.

En effet, lorsque la charge de traction augmente, on observe des ruptures successives de couches, et ceci de la première rupture de couches jusqu'à la rupture de la dernière couche qui coïncide avec la rupture finale de la plaque. Ainsi, comme nous l'avons présenté dans le tableau, la première rupture s'effectue transversalement dans les couches à 90°, la deuxième rupture transverse est localisée dans les couches à 60° et 120°, la troisième rupture par cisaillement des couches à 30° et 150°. La rupture finale se produit dans le sens longitudinal des couches à 0°.

On note que les contraintes sont calculées par le modèle analytique des plaques et par la méthode des éléments finis. Les résultats que nous avons obtenus par les deux méthodes ne montrent pas de différences significatives. C'est pour cette raison que nous limitons dans le tableau 1 à la présentation des contraintes obtenues par le modèle des plaques (Sinus), qui a l'avantage de la facilité de manipulation par rapport à la méthode numérique des éléments finis.

Tableau 1. : Valeurs des charges de ruptures successives

Ruptures successives	Tsai-Wu	Hill	Hoffman
1er rupture à 90°	94 MPa	93 MPa	90 MPa
2d rupture à 60° et 120°	119 MPa	117 MPa	116 MPa
3eme rupture à 30 ° et 150°	237 MPa	236 MPa	233 MPa
rupture finale à 0°	476 MPa	473 MPa	470 MPa

5. CONCLUSION

L'exemple d'application, présenté dans ce paragraphe a permis de valider nos calculs au niveau des critères de rupture et a mis en évidence la nature progressive de la dégradation d'une plaque stratifiée. L'utilisation de ces critères dans le cadre d'un dimensionnement d'un stratifié, vis à vis d'une charge limite peut constituer un bonne approche pour optimiser les structures stratifiées. Ces ce que nous nous somme entrain d'étudier au sein de notre laboratoire

RÉFÉRENCES

- [1] **J. Lemaître, J. L. Chaboche**, Mécanique des matériaux solides, Dunod, Paris, 1985
 [2] **R. Hill**, The mathematical theory of plasticité, Oxford University Press, Londres, 1950
 [3] **O. Hoffman**, The brittle strength pf orthotropic material, *J. Of, Comp. Materials*, V. 1, pp. 200-206, 1967.
 [4] **V. D. Azzi, S. W. Tsai**, Anisotropic strength of component, *Experimental Mechanics*, V. 5, pp. 286-288, 1965

[5] **S. W. Tsai, E. M. Wu**, A general of theory of strength of anisotropic materials, *J. Of, Comp. Materials*, V. 5, pp. 58-80, 1971.

[6] **J. M. Berthelot**, Matériaux composites : Comportement mécanique et analyse des structures, Masson, Paris, 1992.

[7] **N. S. Khot, V. B. Venkayya, C. D. Johnson, V. A. Tischler**, Optimisation of fiber reinforced composite structures, *Int.J. Solids Structures*, V. 9, pp. 1225-1236, 1973.

ANALYSE FIABILISTE SUR LES ENDOMMAGEMENTS DES COMPOSITES À FIBRE UNIDIRECTIONNELLE

M. A. KHIAT¹, Z. SEREIR², R. ZENASNI¹

¹Laboratoire de Modélisation Numérique et Expérimental des Phénomènes Mécanique Université de Mostaganem.

Email¹ : amineK@netcourrier.com

² Faculté de Génie Mécanique, Université des Sciences et Technologie d'Oran Mohamed Boudiaf, BP 1505 El M'naouer, USTO, Oran,

Résumé : Le présent travail décrit en premier lieu un modèle analytique permettant de prévoir la résistance et la durabilité d'un composite unidirectionnel en carbone époxyde en utilisant des techniques micromécaniques. Les développements mathématiques utilisés sont présentés pour justifier la forme de la répartition des contraintes autour de la fibre cassée et des fibres voisines adjacentes les plus proches. En second lieu, une analyse probabiliste de la contrainte appliquée au composite unidirectionnel a été effectuée afin d'évaluer l'effet des incertitudes géométriques et mécaniques sur la concentration de contraintes et la longueur inefficace en utilisant la méthode Monte-Carlo.

Abstract: The present paper proposes a strength reliability model for unidirectional composites with fibers in a hexagonal array. The model assumes that, a central core of broken fibers flanked by unbroken fibers which are subject to stress concentrations from the broken fibers. The approach of the model consists of using a modified shear lag model to calculate the ineffective lengths and stress concentrations around fiber breaks. Thereafter, the calculated values are then input into the probabilistic model in order to estimate the effects of design random variables using the Monte-Carlo method.

Keywords: Composite, strength, unidirectional composite, broken fibers, stress concentrations, incertitude, reliability.

1. INTRODUCTION

Le développement des modèles de résistance d'un composite est devenu de plus en plus complexe au cours des dernières années. Le plus simple de ces modèles est celui qui considère la résistance d'un groupe fibres d'un composite. Ce type de modèle qui ignore la résistance de la résine, tendrait d'offrir une estimation très conservatrice de la résistance, néanmoins la contribution de la matrice dans la détermination de la résistance du composite est indispensable. Le présent travail décrit un modèle analytique permettant de prévoir la résistance et la durabilité d'un composite unidirectionnel en carbone époxyde en utilisant des techniques micromécaniques [1,2]. Ce modèle suppose qu'un groupe de fibres cassées est entouré par un nombre de fibres intactes sous forme d'un arrangement hexagonal. Si la contrainte responsable de la cassure d'une fibre est suffisamment importante, elle peut

être transmise à la fibre voisine adjacente par l'intermédiaire de la matrice, en créant tout d'abord une zone localement plastifiée puis une probable rupture. Afin de prédire l'endommagement d'un composite unidirectionnel sous une charge appliquée avec des fibres cassées, Batdorf [3] a présenté une méthode analytique basée sur le principe de Weibull. Et par la suite des applications ont été effectuées afin d'évaluer l'effet des incertitudes géométriques et mécaniques sur l'évolution de la longueur inefficace et la concentration des contraintes, en utilisant des simulations de Monte-Carlo.

2. MODELE DE RUPTURE LONGITUDINALE

Le modèle utilisé dans cette étude à pour estimation de la résistance d'un composite unidirectionnel donné par Gao et Reifsnider [4,5]. Ce modèle permet d'introduire la variation des caractéristiques mécaniques de la matrice et des fibres en fonction de la température et de l'humidité en vue de prédire la résistance d'un composite unidirectionnel. Cette résistance varie le plus souvent en fonction, du changement des longueurs inefficaces dans la zone de la rupture de la fibre et des concentrations de contraintes correspondantes des fibres voisines intactes. La longueur inefficace est généralement définie comme étant la longueur comprise entre l'endroit de la rupture de la fibre jusqu'à la longueur pour laquelle la fibre regagne sa capacité de supporter le chargement complet. Ce concept est illustré sur la figure 1, où σ_f dans la figure est la contrainte de la fibre et δ est la longueur inefficace.

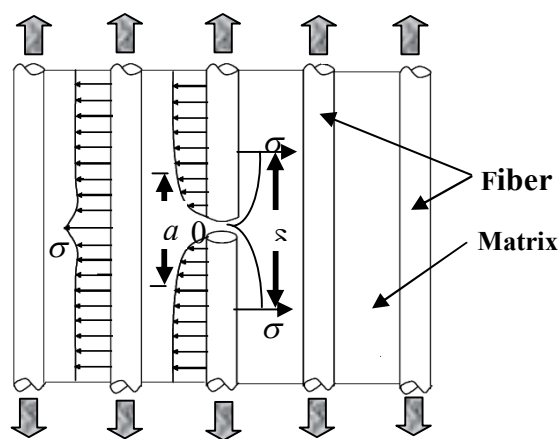


Fig.1: Fibre cassée de l'extension de la longueur inefficace.

3. FORMULATION DU PROBLEME

Ce modèle suppose qu'il existe un noyau central de i fibres cassées qui sont entourées de fibres intactes exposées à des concentrations de contraintes dues aux fibres cassées [7]. Les fibres intactes sont à leur tour entourées d'un matériau homogène 'efficace' qui se déforme uniformément. On suppose encore que le noyau cassé peut être assimilé à un matériel homogène avec une section transversale circulaire dont le module de Young peut être obtenu par la règle de mélanges :

$$E = \frac{i A_f E_f + \left[i A_m - \pi (r_0^2 - (r_0 - d)^2) \right] E_m}{\pi (r_0 - d)^2} \quad (1)$$

Où A correspond à la surface, et E correspond au module et les propriétés substituées avec f se rapportent à des propriétés de fibre et les propriétés substituées avec m se rapportent à des propriétés de matrice. La continuité de la contrainte de cisaillement est satisfaite à $x = a$ si:

$$\tau_0 = (U_0(a) - U_1(a)) \frac{G_m}{2d_1} \quad (2)$$

4. APPLICATIONS

Pour mettre en valeur l'étude théorique présentée aux paragraphes précédents, nous allons effectuer des applications sur un échantillon d'une plaque stratifiée en graphique époxyde. Les caractéristiques mécaniques et géométriques sont regroupées respectivement aux tableaux 1 et 2. Pour apprécier l'évolution de l'endommagement aux zones localement plastifiées, nous avons procédé à une augmentation progressive de la charge. L'augmentation de la charge, nous a permis de quantifier l'extension de la zone localement plastifiée et la zone inefficace pour laquelle la fibre regain à sa capacité de supporter le chargement complet et cela en fonction du nombre de fibres cassées. Finalement, nous allons déterminer l'évolution du déplacement longitudinal des fibres cassées et intactes en fonction de la longueur de l'échantillon.

Tab.1 : Caractéristiques Mécaniques d'un échantillon en composite (Graphite/époxyde)

Module de Young de la fibre E_f	230 GPa
Module de Young de matrice E_m	4.25 GPa
Résistance de référence pour la fibre σ_0	3.05 GPa
Contrainte de cisaillement τ_0	25.75 MPa
Coefficient de Poisson de la matrice ν_{12m}	0.43
Fraction Volumique des fibres V_f	0.53
Paramètre de cisaillement η	1.0

Tab.2 : Caractéristiques Géométriques d'un échantillon en composite (Graphite/époxyde)

Longueur de l'échantillon L	120 mm
Longueur de référence l'échantillon L_0	20 mm
Largeur de l'échantillon W	12 mm
Épaisseur de l'échantillon t	08 mm
Rayon de la fibre r_f	0.035 mm
Nombre maximal de fibres cassées n_i	43

4.1 Validation du modèle

La validation de notre modèle est effectuée par comparaison avec la méthode d'analyse de Foster [8] pour un arrangement carré de fibres cassées unidirectionnelles. La figure 2 montre que pour les deux méthodes, la concentration de contrainte augmente en fonction du nombre de fibres cassées. La différence maximale entre les deux courbes est inférieure à 5%. Cette différence est due au choix de l'arrangement des fibres qui est hexagonal dans notre modèle. Nous pouvons conclure que nos résultats sont en bon accord avec ceux donnés par Foster [8].

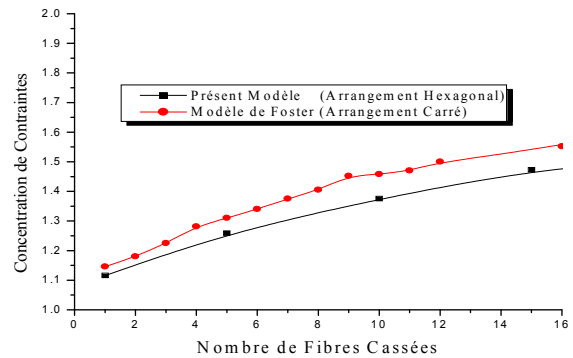


Fig.2: Concentration de contraintes en fonction du nombre de fibres cassées, validée avec les résultats de Foster [8].

4.2 Analyse Mécanique

Une analyse du processus de la rupture longitudinale incluant les interactions micromécaniques entre les fibres et la matrice est effectuée. Puisque la contrainte responsable de la cassure d'une fibre est suffisamment importante, elle peut être transmise à la fibre voisine adjacente par l'intermédiaire de la matrice, en créant tout d'abord une zone localement plastifiée puis une probable rupture.

La figure 3 illustre l'évolution de la zone plastique a de la matrice en fonction du nombre de fibres cassées pour une contrainte extérieure croissante avec un pas de 0.2. Il est évident que la zone localement plastifiée devient plus importante en fonction du nombre de fibres cassées, où elle passe pour une contrainte extérieure $\sigma = 0.2\sigma_0$ de 9.4042 10^{-3} mm d'une fibre cassée à 0.138 mm de quarante trois fibres cassées. L'augmentation de la contrainte de traction appliquée prévoit aussi un déplacement important dans cette zone qui passe pour $n_i = 43$ de 0.138 mm pour $\sigma = 0.2\sigma_0$ à 0.9698 mm pour $\sigma = \sigma_0$. Donc, nous pouvons dire que l'extension de la zone localement plastifiée a dépend essentiellement du nombre de fibres cassées et du chargement appliqué. Après avoir déterminé la grandeur de la zone localement plastifiée, de la longueur inefficace on peut déterminer le facteur de concentration de contraintes.

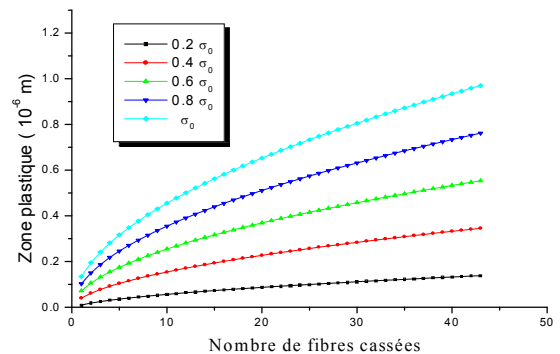


Fig.3: Evolution de la zone plastique « a » de la matrice en fonction du nombre de fibres cassées pour une contrainte extérieure croissante avec un pas de 0.2.

Ce facteur est d'une grande importance parce qu'il nous offre le rapport entre la contrainte déterminée au point de rupture des fibres et la contrainte extérieure appliquée.

Dans ce contexte, nous avons présenté à la figure 4. Cette figure illustre la variation du facteur de concentration de contraintes en fonction du nombre de fibres cassées pour une contrainte extérieure croissante, à l'endroit de rupture des fibres. On peut clairement voir que ce facteur augmente progressivement en fonction du nombre fibres casses. Par contre, il décroît en fonction en de la contrainte extérieure appliquée.

Le facteur de concentration de contraintes maximal est localisé à $\sigma = 0.1\sigma_0$ pour 43 fibres cassées ($C_{\max} = 1.554$). Tandis que la valeur minimale de ce facteur ($C_{\min} = 1.034$) est obtenue pour une fibre cassée sous une contrainte extérieure maximale $\sigma = \sigma_0$.

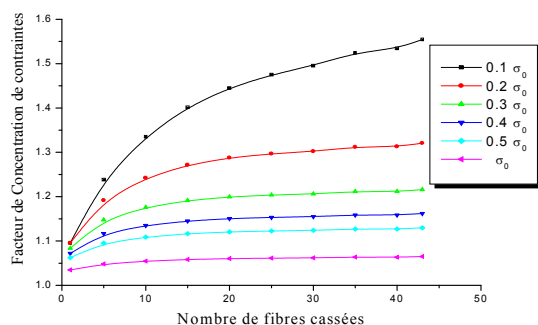


Fig.4 : Evolution du facteur de concentration de contraintes en fonction du nombre de fibres cassées pour une contrainte extérieure croissante

5. ANALYSE PROBABILISTE

La figure 5 montre les distributions de probabilité de la longueur inefficace pour les conditions environnementales d'une température de 120° et un taux de concentration d'humidité de 100%. Les différents histogrammes sont obtenus en utilisant des simulations Monte-Carlo, en se servant des mêmes incertaines sur les variables d'entrée. L'observation pour $T=120^{\circ}\text{C}$ et $C=100\%$ montre que la répartition des histogrammes sont clairement dissymétrique avec les queues étendues vers le côté droit. Afin de s'adapter à ces histogrammes avec des fonctions de probabilité théorique, les distributions normales et log-normales sont considérées. Une comparaison graphique entre ces pdf montre que la distribution log-normale correspond le mieux aux histogrammes.

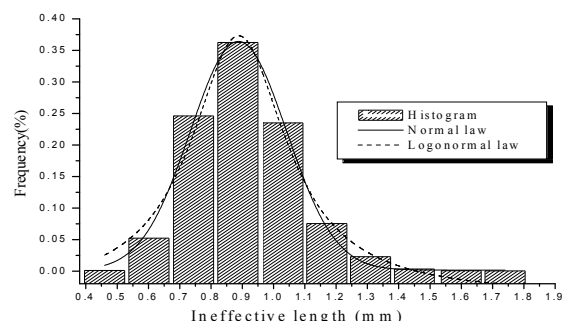


Fig.5 : Histogrammes de la longueur inefficace avec des distributions normale et log-normale. Pour $T=120^{\circ}\text{C}$, $C=100\%$

5. CONCLUSION

De la présente étude, nous pouvons dire que l'endommagement des composites unidirectionnels dépend

essentiellement de l'arrangement, de la disposition et de la fraction volumique des fibres à l'intérieur de la matrice ainsi que les conditions environnementales. La transmission de la contrainte d'une fibre à l'autre passe par la matrice suite à la présence des contraintes de cisaillement aux interfaces. La détermination du facteur de la concentration de contrainte, nous a permis d'avoir une idée plus claire sur l'évolution de la rupture des fibres et la probabilité d'endommagement des fibres voisines adjacentes. On a constaté aussi que le voisinage de l'endroit de rupture est caractérisé par une zone localement plastifiée qui deviendra élastique en éloignant de cette zone. Finalement, nous pouvons dire que la présente approche est considérée parmi les méthodes les plus commodes en calculant la résistance d'un composite unidirectionnel pour une durée de vie requise sous l'effet des conditions de services externes.

REFERENCES

- [1] Landis, C. M., Beyerlein, I. J., McMeeking, R. M. "Micromechanical Simulation of the Failure of Fiber Reinforced Composites," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 48, 2000, pp. 621-648.
- [2] Curtin, W. A., Takeda, N. "Tensile Strength of Fiber-Reinforced Composites: I. Model and Effects of Local Fiber Geometry," *Journal of Composite Materials*, Vol. 32, No. 22, 1998, pp.2042-2059.
- [3] Batdorf, S. B. "Tensile strength of unidirectional reinforced composites—I," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 1, 1982, pp. 153-167.
- [4] Reifsnider, K.L. and Case, S.W., "Damage Tolerance and Durability of Composite Materials" ,John Wiley & Sons, Inc., New York (2002), p.241.
- [5] Gao, Z., Reifsnider, K. L. "Micromechanics of Tensile Strength in Composite Systems," *Composite Materials: Fatigue and Fracture, Fourth Volume, ASTM STP 1156*, 1993, pp.453-470
- [6] Koichi Goda, "A strength reliability model by Markov process of unidirectional composites with fibers placed in hexagonal arrays", *International Journal of Solids and Structures* 40 (2003)6813 –6837.
- [7] Tsai, S. W., Hahn, H. T. *Introduction to Composite Materials*, Technomic Publishing Company, Inc., 1980.
- [8] Foster G. C., *Tensile and Flexure Strength of Unidirectional Fiber-Reinforced Composites: Direct Numerical Simulations and Analytic Models*, Master of Science in Engineering Mechanics, Virginia Polytechnic Institute and State University, 1998.

MECHANICAL RESPONSE AT THE POST/CEMENT AND CEMENT/BONE INTERFACES IN CEMENTED FIXATION UNDER PULL-OUT LOADING

K. GAMMOUDI^{1,2}, M. KHARRAT^{1,3} AND M. DAMMAK^{1,3}

¹ Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, Laboratoire des Systèmes Electromécaniques, Route de Soukra km 3.5, B.P. 1173, 3038 Sfax, Tunisia

² Institut Supérieur des Etudes Technologiques de Gafsa, Campus Universitaire Sidi Ahmed Zarrouk, 2112 Gafsa, Tunisia

³ Institut Préparatoire aux Etudes d'Ingénieurs de Sfax, Rte Menzel Chaker Km 0.5, B.P. 1172, 3018 Sfax, Tunisia

Abstract: The purpose of this study was to investigate the effects of cement thickness and the interface length on the pull-out response of a steel post in a predrilled bovine tibia using cement. Pull-out tests were carried out on the post with various cement thickness and interface length. In order to evaluate the friction behaviors of bovine spongy bone/cement and stainless steel/cement contact pairs, friction tests were carried out. Compression testing was carried out to evaluate the elastic-plastic properties of bone cement. For the purpose of gaining insight in the mechanical behavior of the post-cement-bone construct, we developed a mechanical finite element analysis (FEA) model based on experimental data and analyzed the pull-out process of the post. Pressure-dependent Coulomb friction was used at the post/cement and cement/bone interfaces.

1. INTRODUCTION

In Total Knee Arthroplasty (TKA), aseptic loosening of the tibial component remains a major cause of failure and may be related, directly or indirectly, to micromotion [1]. This loosening may occur due to debonding at either the implant/cement or the bone/cement interface [2]. The most common site of loosening is at the bone/cement interface [3]. Several studies have been carried out to determine the strength of the bone/cement interface or implant/cement interface, separately. In order to gain insight into the micro-mechanical behavior of the cement–bone interface, Janssen et al. [4] analyzed the effect of parametric variations of frictional, morphological and material properties on the mechanical response of the cement/bone interface using a finite element approach. Waanders et al. [5] investigated the mechanical effects of varying the depth of cement penetration in the cement/bone interface using finite element analysis (FEA) and validated using companion experimental data. Zhang et al. [6] studied the influence of femoral stem surface finish on the apparent static shear strength at the stem-cement interface through a series of pull-out tests, where stainless steel rods are employed to represent the femoral stem. Many factors may affect the mechanical response at the post/cement and cement/bone interface in cemented fixation under pull-out loading such as material properties of post, cement and bone, surface roughness of post, length of the interface, thickness and penetration of the cement. Therefore, one of the mechanical

factors affecting the stress and micromotion at the interface is the coefficient of friction at both the cement/post and cement/bone interfaces [7]. In this work, our aim was to investigate the effects of cement thickness and the interface length on the pull-out response of a steel post fixed in a predrilled bovine tibia using cement. Pull-out tests were carried out on the post-cement-bone construct with various cement thickness and interface length. In order to evaluate the friction behaviors of bovine spongy bone/cement and stainless steel/cement contact pairs, friction tests were carried out. Compression testing was carried out to evaluate the elastic-plastic properties of bone cement. For the purpose of gaining insight in the mechanical behavior of the post/cement/bone construct, we developed a mechanical FEA model based on experimental data and analyzed the pull-out process of the post. Pressure-dependent Coulomb friction was used at the post/cement and cement/bone interfaces.

2. MATERIALS AND METHODS

Fresh bovine tibia were collected from a local butcher and stored at -20°C. Animals were at least 18 months old. Each tibia was thawed at room temperature for 12 hours prior to any testing. The liquid and powder components of bone cement (Cerafix®, CeraVer, France) were mixed using a sterile spatula and bowl. As the manufacturer indicates, the mixing time should not exceed one minute. Before the “dough-like” state, the cements were deposited over the molds and forced into the mold with a flat paddle until the mold cavities were completely filled. The specimens used in compression testing and friction test were extracted using a cylindrical flat-end punch after an hour polymerization period. The same mixing and molding technique of bone cement was used for all tests.

2.1 Compression testing

Cylindrical specimens of bone cement with 10mm in diameter and 20mm in length were prepared for compression testing. Testing was performed at 5mm/min crosshead speed using a calibrated traction-compression machine. Testing was conducted in room temperature air. A minimum of 6 tests were conducted.

2.2 Friction test

A rotating ball-on-disc tribometer was used for friction tests between a stainless steel ball and the flat surface of a cement bone disc and then between cement bone ball and the flat surface of a spongy bone disc for different normal loads (i.e., contact pressures). Stainless steel and cement bone balls of 15mm diameter, spongy bone and cement bone discs of 50mm diameter and 8mm height were used for the experiments. Constant sliding speed of the same order of magnitude as the pull-out test speed was used for all experiments. Each friction test was carried out under a constant applied normal load P and for one cycle duration. For each applied normal load, a minimum of 6 tests were conducted.

2.3 Pull-out test

2.3.1 Experimental procedure

Drilling with 14mm, 16mm and 18mm diameter was done in the center of the bovine tibia. AISI 304 stainless steel posts with $2r=10$ mm diameter were machined. The mean value of the R_a roughness measured was $1.23 \pm 0.1 \mu\text{m}$. Pull-out tests were carried out under two different configurations. The first configuration (Fig. 1(a)), where

the frame is applied on the bone and the bone cement simultaneously, was used in order to test the strength of the steel post/bone cement interface. In the second configuration (Fig. 1(b)), the frame is applied only on the bone for the aim of testing both the steel post/bone cement and the bone cement/spongious bone interfaces. Before the tests, the stainless steel post was thoroughly cleaned with ethanol. To fix the posts with cement in drilled hole (Fig. 1(c)), a Teflon centring device was used in order to obtain a uniform thickness of bone cement. An experimental device mounted on the traction-compression test machine was used to carry out the pull-out experiments (Fig. 1(d)). The implantation lengths of the post in the tibia chosen for this study were 20, 30 and 40mm. Pull-out tests were performed at the same constant displacement speed of 5 mm/min. During the test, the pull-out force F and the displacement were recorded on a personal computer. To minimize the number of test, we chose to varying the cement thickness (2mm, 3mm and 4mm) for a fixed implantation length $L=30$ mm and to varying the implantation length of post L (20mm, 30mm and 40mm) for a fixed cement thickness of 3mm. For each fixation condition, a minimum of 5 tests were conducted.

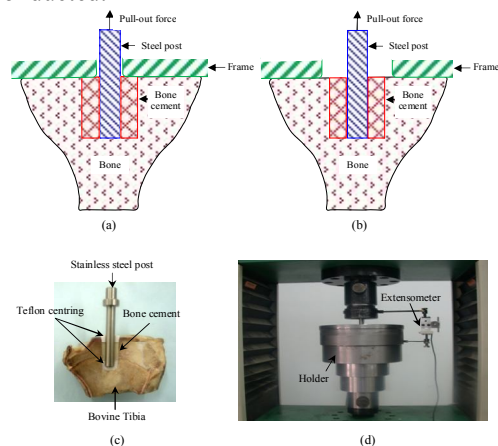


Fig. 1 : (a) First pull-out test configuration; (b) Second pull-out test configuration; (c) Steel post fixed with cement in bovine bone; (d) Pull-out experimental device mounted on a traction-compression test machine.

2.3.2 Finite Element Model

In this study, two axisymmetric finite element models were developed for the pull-out loading of the steel post/bovine bone fixation with cemented technique using the ABAQUS program. The first model was intended to evaluate the strength of the steel post/cement bone interface where the frame is applied on the bone and cement bone simultaneously. In the second model, the frame was applied only on the bone in order to evaluate, in the same time, the behavior of the steel post/cement bone and the bone cement/spongious bone interfaces. Boundary conditions and loading conditions applied in the second model were shown in Figure 2.

Mechanical behaviors and properties of all parts of this model with exception of the bone cement were discussed in a previous work [8]. The bone cement material was modeled as homogeneous, isotropic and elastic-plastic with non-linear strain hardening.

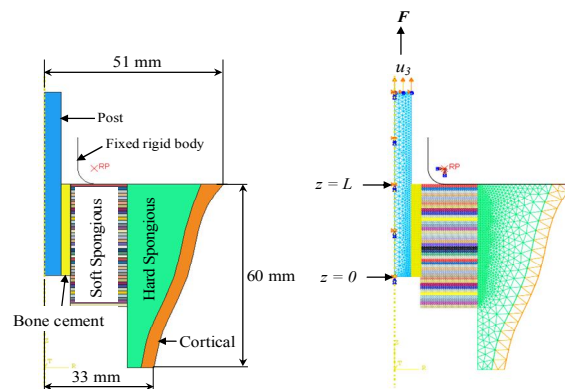


Fig. 2 : Axisymmetric finite element model for pull-out loading (second configuration); Cement thickness: $e=3$ mm, implantation length: $L=30$ mm, u_3 : axial displacement, z : interface position, F : pull-out force.

The elastic-plastic properties of bone cement are taken from compression test results while a Poisson's coefficient value of 0.3 was taken from literature [9]. Initial interference fits $\Delta r_{S/C}$ and $\Delta r_{C/B}$ ($\Delta r_{S/C}$: difference between the post radius and the inner radius of the bone cement, $\Delta r_{C/B}$: difference between the external radius of bone cement and the radius of the spongious bone drilling) were considered. $\Delta r_{S/C}$ generates radial stresses at the steel post/bone cement interface while $\Delta r_{C/B}$ generates radial stresses at the bone cement/spongious bone interface. The $\Delta r_{S/C}$ interference fit was induced by cement bone shrinkage during cure process however the $\Delta r_{C/B}$ interference fit was used to take into account the penetration of the bone cement in the spongious bone. To characterize the load transfer at both interfaces, Coulomb pressure-dependent friction was used.

3. RESULTS

3.1 Compressive behavior

Table 1 summarizes the results obtained from the compressive test, where the values of compressive elastic modulus E_c , yield stress $\sigma_{y,c}$, ultimate strength $\sigma_{ult,c}$, yield strain $\epsilon_{y,c}$, ultimate strain $\epsilon_{ult,c}$ are presented.

Tab. 1: The mechanical properties of bone cement.

E_c (MPa)	$\sigma_{y,c}$ (MPa)	$\sigma_{ult,c}$ (MPa)	$\epsilon_{y,c}$ (%)	$\epsilon_{ult,c}$ (%)
2126 (\pm)	42,22(± 0.2)	68,46(± 4.1)	2,12(± 0.05)	7,16(± 0.7)

3.2 Friction behavior

For both steel/cement and cement/bone interfaces, experimental values of the friction coefficient are plotted against the contact mean pressure in figure 3. It appears clearly from this figure that the friction coefficient presents a significant decrease with the contact pressure. Simple linear laws (Equations (1) and (2)) were identified to describe the decrease of the friction coefficient $\mu_{S/C}$ and $\mu_{C/B}$ with the contact mean pressure σ_0 for steel/cement and cement/bone interfaces, respectively. These identified evolutions (Equations (1) and (2)) of the friction coefficient versus the contact mean pressure were also plotted with the experimental results in figure 3.

$$\mu_{S/C} = -0.019\sigma_0 + 1.22 \quad (1)$$

$$\mu_{C/B} = -0.137\sigma_0 + 1.99 \quad (2)$$

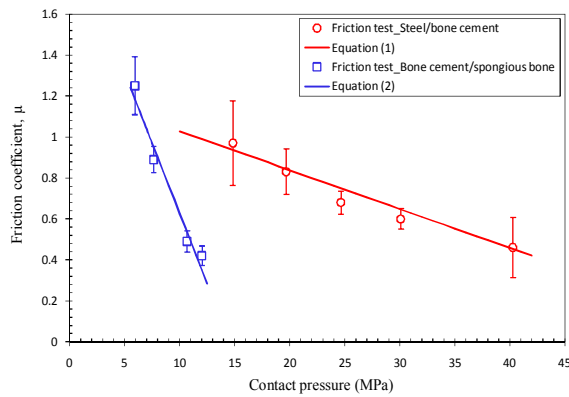


Fig. 3: Evolution of the friction coefficient versus the contact pressure.

3.3 Pull-out response

3.3.1 Experimental results

Figure 4 shows typical experimental curves for the evolution of the pull-out force with the displacement in the case of $L=30\text{mm}$ implantation length and $e=3\text{mm}$ bone cement thickness for both pull-out test configurations. In the case of the first pull-out test configuration, the pull-out force increases quasi-linearly until a maximum value F_{\max} and then it decreases brutally with the presence of the stick-slip phenomenon. However, in the case of the second pull-out test configuration, the pull-out force increase shows a bilinear behavior until a maximum value F_{\max} and then it decreases gradually. Moreover, it appears that the ultimate pull-out force in the first pull-out test configuration is higher compared with in the second pull-out test configuration. This explains well the failure of the bone cement/spongious bone interface in the case of the second pull-out test configuration.

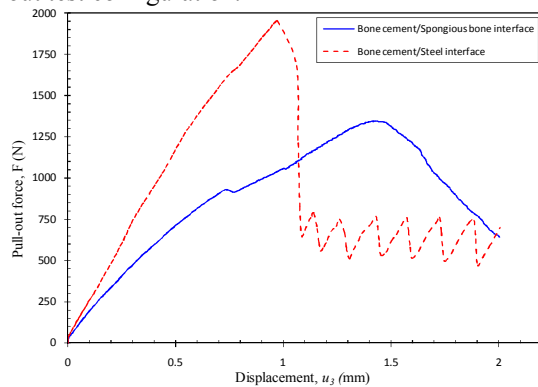


Fig. 4: Experimental pull-out force versus displacement.

For the considered value of the implantation length (30mm), evolution of ultimate pull-out force F_{\max} with bone cement thickness is represented in Figure 5. It is well shown that the ultimate pull-out force increases with bone cement thickness for both pull-out test configurations. Figure 6 shows the evolution of ultimate pull-out force F_{\max} with implantation length in the case of $e=3\text{mm}$ bone cement thickness. For both pull-out test configurations, it is clear also that the ultimate pull-out force increases with implantation length.

3.3.2 Finite Element Analysis

Finite element values of the ultimate pull-out force F_{\max} , for different bone cement thickness in the case of fixed implantation length ($L=30\text{mm}$) and for various implantation length where the bone cement thickness was maintain to $e=3\text{mm}$, were fitted to the experimental values using the interference fits $\Delta r_{S/C}$ and $\Delta r_{C/B}$ as an adjustable parameters.

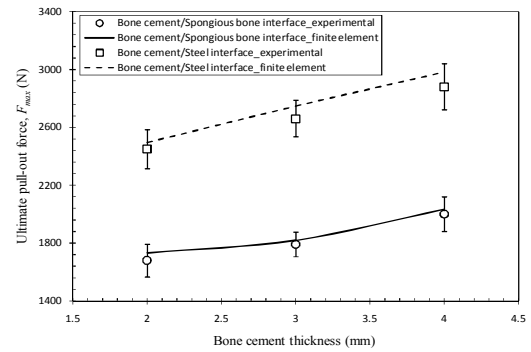


Fig. 5: Ultimate pull-out force versus bone cement thickness.

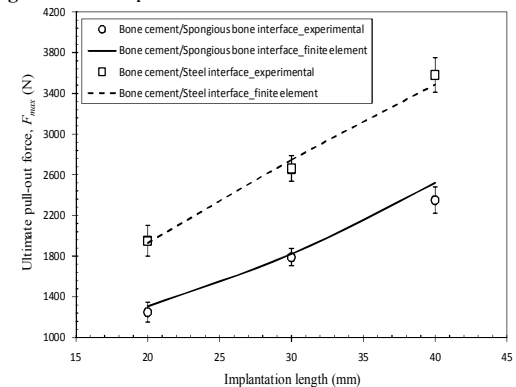


Fig. 6: Ultimate pull-out force versus implantation length.

Finite element with experimental $F_{\max}-e$ and $F_{\max}-L$ plots were reported in figure 5 and figure 6, respectively. It can be seen from these figures that the finite element analysis is satisfactory in describing the experimental results. The obtained values for the interference fits are $\Delta r_{S/C}=15\mu\text{m}$ and $\Delta r_{C/B}=50\mu\text{m}$. These interference fits values were used to analyze the failure process of the bone cement/spongious bone interface under the pull-out loading.

4. CONCLUSION

We investigated the effect of cement thickness and the interface length on the pull-out response of a steel post fixed in a predrilled bovine tibia using cement. The results show that the strength of the post/bone cement and bone cement/spongious bone interfaces is quasi-linearly dependent on the considered values of bone cement thickness and implantation length for pull-out loading condition. The post/bone cement interface is about 1.5 times stronger than the bone cement/spongious bone interface for any fixation condition. Moreover, the post/bone cement interface shows a brittle failure while a progressive failure is observed for the cement/bone interface. Finite element models using pressure-dependent Coulomb friction were developed in order to simulate the experimental pull-out test.

REFERENCES

- [1] J. Vanlommel, J. P. Luyckx, L. Labey, B. Innocenti, R. De Corte and J. Bellemans. J. Arthroplasty, 26, 492–496, 2011.
- [2] M.H. Stone, R. Wilkinson and I.G. Stother. J. Bone and Joint Surgery (British Volume), 71, 217–22, 1989.
- [3] K. Murase, R.D. Crowninshield, D.R. Pedersen and T.S. Chang. J. Biomechanics. 16, 13–22, 1983.
- [4] D. Janssen, K. A. Mann and N. Verdonshot, J. Biomechanics. 41, 3158–3163, 2008.
- [5] D. Waanders, D. Janssen, K.A. Mann and N. Verdonshot, J. Biomechanics. 43, 1167–1175, 2010.
- [6] H. Zhang, L.T. Brown, L.A. Blunt and S.M. Barrans, J. Mechanical Behavior of Biomedical Materials. 1, 96–104, 2008.
- [7] N.A. Ramaniraka, L.R. Rakotomanana and P.-F. Leyvraz, J. Bone and Joint Surgery. 82-B, 297–303, 2000.
- [8] K. Gammoudi, M. Kharrat and M. Dammak. J. Bionic Engineering, 9, 501–507, 2012.
- [9] M. Zor, M. Kuçuk and S. Aksoy. Biomaterials, 23, 1595–1601, 2002.

BEHAVIOR MECHANICS OF MATERIALS VARIOUS STUDY FOR IMPLANTS DENTAL

M. BENLEBNA^a, A. SIDAHMED^b, A. BALTACH^c,
SERIER^d, B. BACHIR BOUIADJRA^e A. AID^f

a : Department of Mechanical Engineering, University of Mascara, Mascara 2900, Algeria.

b : Department of Mechanical Engineering, University of Mascara, Mascara 2900, Algeria.

c : Department of Mechanical Engineering, University of Mascara, Mascara 2900, Algeria.

d :LMPM, Department of Mechanical Engineering, University of Sidi Bel Abbas, BP 89 Cité Ben M'hidi, Sidi Bel Abbas 22000, Algeria.

d,e :Department of Mechanical Engineering, College of Engineering, King Saud University, Riyadh, Saudi Arabia.

f :Department of Mechanical Engineering, University of Mascara, Mascara 2900, Algeria.

Email : benlebnamohammed@yahoo.fr
benlebnam@yahoo.fr

Keywords: Bone, implant, stress, crown, crown door, abutment, dynamic, effort, interaction, prosthesis, dental, distribution, level.

Abstract

The objective of this work is to analyze numerically by the finite element method the level and distribution of the stresses in the bone under the effect of dynamic loading. The intensity of these constraints are analyzed based on the magnitude of the load and the distance between the implants.

further, the system studied is composed of a braced, an implant, mandibular bone, a crown and a crown door. This system is subjected to dynamic loading of variable amplitude in three directions coronal-apical, mesial-distal and bucco-lingual.

In This work we analyze the intensity of the equivalent Von Mises stress induced in the bone in its portion between the implants.

Mots clés : Os, implant, contraintes, couronne, porte couronne, abutement, dynamique, effort, interaction, prothèse, dentaire, répartition ; niveau

Résumé

L'objectif de ce travail est d'analyser numériquement par la méthode des éléments finis le niveau et la distribution des contraintes induites dans l'os sous l'effet d'un chargement dynamique. L'intensité de ces contraintes sera analysée en fonction de l'amplitude du chargement et de la distance séparant les implants.

De plus, le système étudié est composé d'un abutement, d'un implant, de l'os mandibulaire, d'une couronne et d'une porte couronne. Ce système est soumis à un chargement dynamique d'amplitude variable selon les trois directions coronal-apical, disto-mésial et bucco-lingual. Ce travail consiste donc à analyser l'intensité de la contrainte équivalente de Von Mises induite dans l'os dans sa partie située entre les implants

1. Introduction

The obtaining of favourable results for a long term are allowed by the interface. The implant setting function is classically delayed (time to Osseointegration), although protocols of immediate loading are known and being more and more developed. Microscopic observations show that the quality of osseointegration is dependent on the percentage of direct bone contact/implant. So the definition is fairly based on implant stability and radiological analysis. Clinically, osseointegration is translated by unankylosis or a lack of implant mobility. Obtaining this osseointegration requires the phenomena of healing from the first time, repair and tissue redesign, apply a surgical Protocol respecting these principles.

Some studies on dogs revealed the repair of large losses of substance using transplants in titanium. Best results were obtained when the implants had time to incorporate before that it appears a bone defect at their level. That is why the principle of the implant Protocol in two times was born.

Today, dental implants have clinical success with the average rate which would be about 94.4% according to the ADA. Clinical success is based mainly on OSTEO-integration implant early, whose quality, according to the definition that has been already given by Albrektsson in 1981, is itself based on six key criteria:

- Biocompatibility and nature of the implanted material
- Shape of the implant
- The bone bed nature receiver
- The surgical technique quality - ployée
- Conditions of biomechanical loading
- You mainly proposed implant surface condition

Different types of surface State is available on the market. They vary according to their roughness and composition of support, the State of surface ideal for remaining optimal OSTEO-integration even to define.

Apart from a few, most implants are made of Ti6A4V, titanium. They have better properties; bending and fatigue strength than commercially pure titanium. The composition of the implant influences the surface energy and its wettability.

For some (Buser in 2004 - Zhao in 2005 - and Schwarz 2007), surfaces with high wettability would seem preferable to hydrophobic surfaces. For these authors, the hydrophilicity would raise the potential action biological fluids, protein adsorption, and adhesion of bone cells [1]. power

Several scientific works were dedicated to the analysis of the mechanical behaviour of dental implants. These works include:

Merdjand coll analyzed the distribution and the level of the induced constraints, in the components subjected to static loading [2].

Djebarand coll have shown that constraints in the bone's distribution in bone subjected to static loading varies along this element

[3]. Merdjand coll. have shown that the introduction of an elastomeric material allows the relaxation of the constraints in the bone [4].

Hong Guana and coll were applied a modelling and dynamic simulation of the implant with finite element method's process insertions [5].

Work of Oğuz Kayabaşı and coll made a study on the dynamic behaviour of unimplant dental [6].

Our work focuses on the context and aims the three-dimensional mechanical analysis by the method of the finite level and the distribution of the equivalent constraints of Von Mises induced bone elements of the dental prosthesis and the bon particularly. We are interested in particular to the effects of interaction implant-implant on the intensity of the constraints in the bone between the implants

Loading conditions

To define the boundary conditions, restrictions on the movement of translation and rotation of mandibular bone have been applied which lower plan is defined as having to null displacement. Three charges in the apical corono, linguo-oral directions and disto-mesiale have been applied to the dental prosthesis in the manner (Fig. 2):

- The upper surface of the Crown is submitted to a charge of 4 MPA in directions disto-mésial, and 2 MPA in linguo - oral directions, or 15 MPA in corono-apical direction.
- The other surfaces are treated as free surfaces (zero load).

Geometric mode

On the figure.1 are represented the components used in Dental implantology tooth structure and their Assembly respectively. The three-dimensional model used in figure1. The bone is divided into two parts The cancellous bone size: 24.2 mm high and 16.3 mm wide, this size is representative the lower jaw section. Living Cetorgane is made up of a spongy centre surrounded by by 2 mm of cortical bone. The implant is in the form of screw length of 12.3 mm and 4.2 mm in diameter. The abutment has the geometric feature: L = 8.9 mm, d1 = 2.8mm, d2 = 4.24mm.

Dynamic analysis

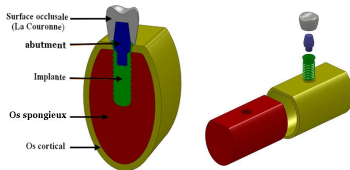


Figure.1: Dental structure elements

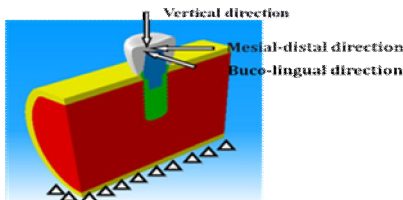


Figure 2: Loads applied to the dental structure and boundary conditions

Results and Analysis

For better illustration of the equivalent constraints in bone repair, we analyzed the variation of this constraint along this element in its upper-lower-upper part (fig 6). This figure shows clearly that this constraint is not distributed uniformly in the bone around the implant. The most significant constraints are located on areas of strong contact with the implant. The other parts of this element of the dental prosthesis are weakly solicited. Indeed, this constraint believes, reached its maximum then fall and tends to its initial level. Its maximum intensity is reached on the area of contact with the implant.

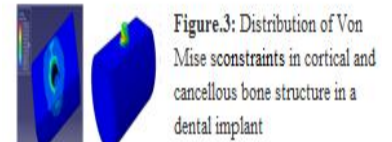


Figure.3: Distribution of Von Mises constraints in cortical and cancellous bone structure in a dental implant

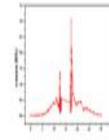


Figure.4: variation of the Von Mises constraints along the bone of his upper-lower-upper

Case of two implants
 > Implants located 10 mm, 7.5mm, 5mm, 2.5mm, 1.5mm
 > and 0.5mm from one to another

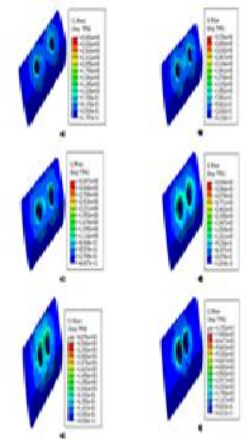


Figure.5: Distribution of Von Mises constraints in cortical and cancellous bone subjected to dynamic loading.

Interaction effect

The objective of this study is to analyze three-dimensionally by the finite element level and constraint distribution in bone during the implementation of several implants. This work is therefore to analyze the intensity of the Von Mises equivalent constraint induced in the bone in its part located between the implants.

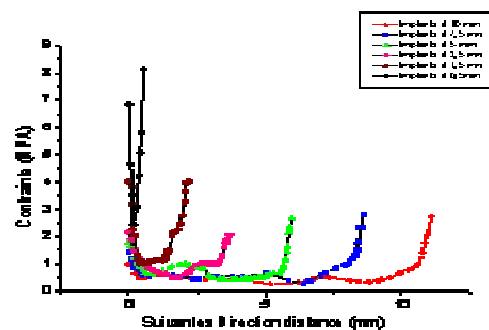


Figure.6: Variation of the constraint of Von Mises induced bone implant-implant distance

The results obtained in this part of work highlight the key role of the position of one implant over another on the distribution of the equivalent constraints of Von Mises induced in the bones of a dental structure subjected to dynamic loading variable according to its three directions. Implantation in the bones of a dental prosthesis consisting of two implants determines the intensity of the constraints in this living tissue and both particularly these two constituents. This type of implantology may constitute a risk of weakening of the bones.

It is therefore necessary to consider the effect of interaction of fields of constraint in the close vicinity of implant bone. Remembering that dental structure analyzed in this work is formed by the abutement, the implant and the bone. In this case, which explains the low level of constraint in living tissue, a denture full consists of six elements such as crown, crown holder, abut, implant and bone, subjected to dynamic loading of such intensity creates, in the bone constraints much more intense.

Conclusion

The results obtained in the work show that:

- The implementation of dental prosthesis at mastication of food simulated in this case for three-dimensional efforts, induced in the living tissue of constraints;
- The distribution of Von Mises equivalent constraint is not uniform, they vary along the bones of its upper to its lower part. Areas of contact with the implant are the site of high stress;
- Constraint induced in the bone by the implantation of two implants are a level higher than that generated by dental structure composed of a single implant.
- The distance between two implants determines the intensity and distribution of the equivalent of Von Mises Constraint in bone.
- The location in the bone implants in the vicinity of two close-generating, as mastication, stronger constraints efforts result;
- the size area of the bone-stress is closely linked to inter distance implant-implant. The reduction of this distance leads to spread of this area.

Reference

- [1] P.Leclercq, S.L. Dohan, D.M. Dohan, Implantologie-axiale-procédures cha 3 P, 2008.
- [2] T. Achour , A. Merdji, B. BachirBouiadjra, B. Serier, N. Djebbar. Stress distribution in dental implant with elastomeric stress barrier, Materials and Design 32 (2011) 282-290.
- [3]A. Merdji, B. BachirBouiadjra, T. Achour, B. Serier, B. Ould Chikh, Z.O. Feng Stress analysis in dental prosthesis, ComputationalMaterials Science 49 (2010) 126–133
- [4] N. Djebbar, B. Serier, B. BachirBouiadjra *, S. Benbarek, A. Draï Analysis of the effect of load direction on the stress distribution in dental implant, Materials and Design 31 (2010) 2097–2101.
- [5] Hong Guana, Rudi C. van Stadena ,Newell W. Johnsonb , Yew-ChayeLoo, Dynamic modelling and simulation of dental implant insertion process, finiteelementstudy, article in press, (2011).
- [6]OğuzKayabaş, Emir Yüzbasoğlu et FehmiErzincanl, Static, dynamic and fatigue behaviors of dental implant using finite element method, Advances in Engineering Software.37, 649–658 (2006).

ETUDE DE L'IMPACT DU RECYCLAGE SUR LE COMPORTEMENT MÉCANIQUE ET MORPHOLOGIQUE DE THERMOPLASTIQUES INJECTÉS

M. BENHADOU⁽¹⁾; F. RHRICH⁽³⁾; A. HADDOUT⁽¹⁾; L. SAFRAOUI⁽¹⁾; N. SOUAF⁽¹⁾; G. VILLOUTREIX⁽²⁾

(1) Equipe rhéologie et mise en forme des matières plastiques—ENSEM Casablanca

(2) Laboratoire des Matériaux Industriels polymères CNAM.- Paris

(3) FMD Casablanca

Email : mariambenhadou@yahoo.fr

Résumé

Les matériaux composites thermoplastiques offrent aux industriels et aux designers, en particulier, dans les secteurs automobile et électrique, des possibilités nouvelles d'associer des fonctions, des formes et des matériaux au sein de systèmes de plus en plus performants. De part leur légèreté, leur longévité et leur flexibilité, ces matériaux ont toujours un énorme potentiel de développement. Mais le recyclage, par une nouvelle transformation, de ces matériaux, pose des problèmes scientifiques et technologiques évidents. Nous présentons, dans cet article, une étude expérimentale du recyclage de composites en polypropylène renforcé à différents taux de fibres de verre courtes, dans les conditions industrielles de mise en forme par injection. Nous avons mis en évidence l'impact du recyclage et des paramètres thermomécaniques de mise en œuvre, sur la distribution des longueurs de fibres, sur l'interface matrice /fibre et sur les caractéristiques mécaniques et morphologiques des pièces fabriquées.

1. Introduction

L'augmentation croissante de l'utilisation des composites thermoplastiques à fibres courtes dans différents secteurs de l'industrie, notamment dans le secteur automobile, électrique et aéronautique, a incité les industriels et les chercheurs à étudier les problèmes dus au recyclage de ces matériaux.

Plusieurs auteurs ont étudié les effets des procédés de recyclage, sur le comportement mécanique des composites thermoplastiques [1,2,3]. D. Pessey & al. [4] a étudié les effets du procédé de recyclage sur le comportement mécanique du polypropylène (PP) choc chargés ou non chargés de particules de talc. Le comportement mécanique des matériaux vierges et des matériaux recyclés a été caractérisé pour différents type de chargement : traction, flexion, fluage et relaxation. Les évolutions des caractéristiques d'élasticité, de plasticité et de rupture ont été identifiées. Des comparaisons entre les différents modes de chargements ont permis de mettre en avant certaines similitudes notamment concernant le module d'élasticité en flexion et en traction. De même, les différents essais de fluage permettent de montrer l'effet complexe du procédé de recyclage sur les capacités de relaxation des matériaux

étudiés. Ainsi, le recyclage a modifié différents mécanismes intervenant au cours des essais de traction : le module d'Young, la contrainte au seuil, la déformation et la contrainte à rupture diminuent après recyclage. Des explications sur ces diminutions sont à chercher au niveau du processus de recyclage. Ainsi, il met en jeux plusieurs mécanismes de dégradation : des dégradations d'origine thermique, mécanique et chimique [5].

Par ailleurs, M. Tajvidi & al. [6] a étudié le comportement hygroscopique des matériaux composites recyclés. P. Nguyen Tri & al. [7] a étudié l'effet de la teneur en fibres, du compatibilisant et des méthodes de traitement chimique de la surface des fibres sur les propriétés mécaniques et rhéologiques du composite à base de polypropylène recyclé.

Cependant, dans ce travail nous étudions l'impact du recyclage sur la distribution des longueurs des fibres, sur l'interface matrice /fibre et ainsi sur le comportement mécanique du matériau.

Le broyage est la méthode la plus communément utilisée aujourd'hui pour le recyclage des composites thermoplastiques. Ce procédé réduit la longueur des fibres ce qui affecte sérieusement la performance mécanique du produit recyclé. D'autre part, durant les différentes phases de la mise en forme (granulation, injection), les fibres se cassent et leur longueur initiale est souvent réduite d'un facteur de dix. Sachant qu'il existe une longueur minimale de la fibre pour assurer un renforcement mécanique du composite, le problème de la cassure des fibres devient important.

2. Matériaux étudiés :

2.1. Le polypropylène

Pour les applications industrielles, le polypropylène isotactique est le plus utilisé puisqu'il offre les meilleures caractéristiques mécaniques et thermiques. Nous avons utilisé le polypropylène, de la société ARKEMA, réalisé à l'aide du procédé SHERIPOL. Il se présente sous la forme de petites sphères blanches. Cela vient du fait qu'il est polymérisé en lit fluidisé.

2.2. Les fibres de verre:

Nous utilisons les fibres de verre comme renfort. Nous exploitons leurs propriétés remarquables de haute résistance à la traction (Module d'Young de quelques dizaines de GPa.) ainsi que leur contrainte à la rupture en traction (3000 à 4000 MPa). Les fibres de verre assurent par ailleurs une meilleure tenue au vieillissement des matières plastiques, au cours de l'injection elles limitent le retrait et le fluage des matériaux composites.

Les fibres de verre utilisées proviennent de la société OWENS-CORNING. Le diamètre des filaments est de 14 µm et leurs longueurs est de 3,7 à 5,3 mm.

3. Etude de l'évolution des longueurs des fibres pendant la phase de plastification

Dans la présente étude, nous avons analysé la casse des fibres au cours du processus de moulage par injection le long des filets de la vis et après dans le composite fondu injecté par la buse.

3.1. Distribution de la longueur des fibres le long de la vis

Le but de ces essais est de pouvoir situer les endroits critiques de la dégradation des fibres. Nous employons un

polypropylène renforcé de 30% de fibres de verre courtes. Après réglage des paramètres de transformation, une dizaine d'essais sont effectués, à fin d'atteindre un régime d'équilibre. Ensuite, la machine d'injection est alors arrêtée. La vis est enlevée et la teneur des différents filets de la vis est sortie sous forme d'une hélice. Ces essais ont été effectués avec une vis à "trois zones".

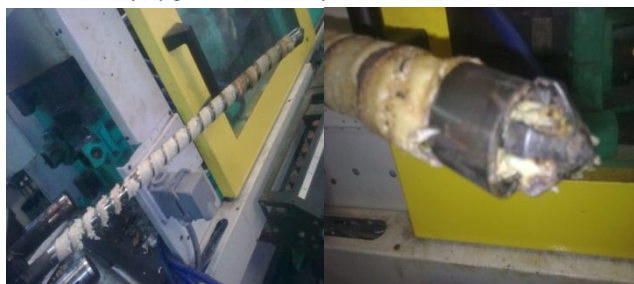
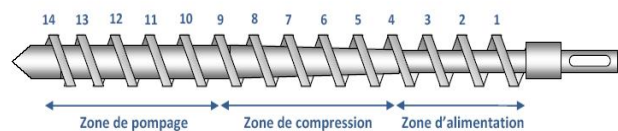


Figure 1: Illustration de la vis d'injection après extraction du fourreau de la machine

Les fibres sont isolées en utilisant une méthode calcination, selon la norme DIN EN 60. Les échantillons pris de différents filets de la vis sont maintenus dans des creusets, et la matrice de polypropylène est enlevée par la consommation dans un four maintenu à 650°C pendant une période de 2 heures.

Les mesures des longueurs de fibres sont réalisées à l'aide d'un microscope à lumière polarisée muni d'un logiciel de traitement d'image. La distribution des longueurs de fibres est déterminée par la longueur moyenne des fibres calculées à partir d'une centaine de mesures de longueurs de fibres récupérées de l'incinération.

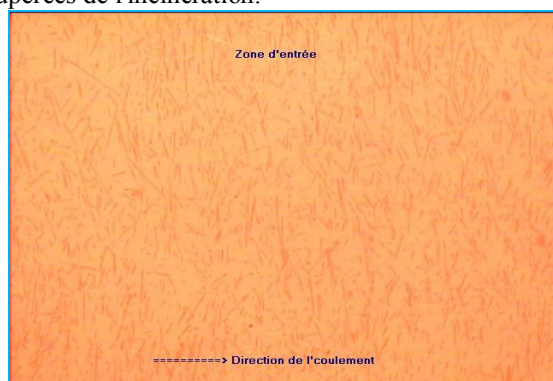


Figure 2: Mesure expérimentale de la longueur des fibres

L'analyse de ces résultats (figure 3), montre que la réduction de la longueur des fibres a eu lieu au niveau de la zone de compression et que le taux de casse le plus élevé est au niveau des filets 6 et 7.

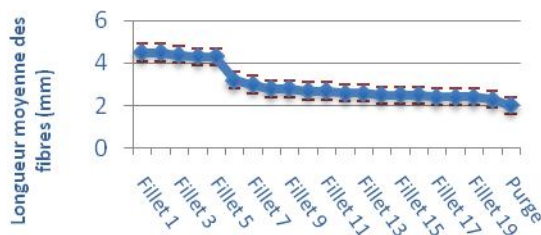


Figure 3: Distribution de la longueur des fibres le long de la vis

3.2. Etude de l'influence de la vitesse de rotation de la vis

Ces essais ont objectif l'analyse de l'influence de certains paramètres de réglage de la machine d'injection, sur la casse des fibres. Nous nous sommes intéressés particulièrement à l'étude de l'incidence de la vitesse de rotation de la vis, figure 4.

Nous avons injecté du polypropylène renforcé à 30% de fibres de verre courtes. La machine fonctionne normalement mais au lieu d'injecter la matière dans un moule, celle-ci est injectée dans un pot.

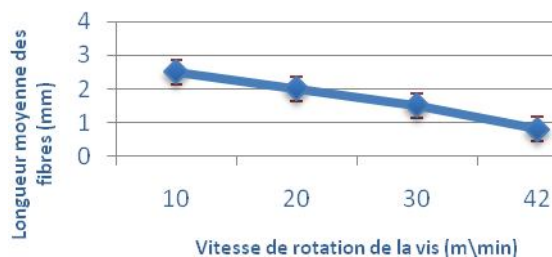


Figure 4 : Evolution de la longueur des fibres en fonction de la vitesse de rotation de la vis

En résumé, ces expériences ont permis de mettre en évidence que :

- La réduction de la longueur des fibres a eu lieu au niveau de la zone de compression.
- Le taux de casse le plus élevé est au niveau des filets 6 et 7.
- Le taux de casse évolue en fonction de la vitesse de rotation vis.

Par ailleurs, des auteurs [8, 9] ont démontré que le clapet anti-retour est à l'origine de ruptures de fibres supplémentaires, principalement à cause du passage dans l'anneau du clapet, et ceci en comparant les résultats obtenus en extrusion et ceux obtenus avec une machine d'injection fonctionnant en mode extrusion.

L'attrition des fibres à l'interface solide/film fondu n'apparaît donc plus comme étant le mécanisme dominant, et l'interaction des fibres entre elles et avec les outillages semble prendre une importance considérable avec l'augmentation de la vitesse de rotation de la vis [8].

3.3. Etude de l'influence du recyclage sur la longueur des fibres

Les polypropylènes chargés fibres de verre sont les plus délicates à recycler. Ceci est du en grande partie à la rupture des fibres lors du rebroyage et au cours de la mise en oeuvre. La figure 5 met ce phénomène en évidence, en montrant une nette réduction de la longueur des fibres en fonction du nombre de recyclage du composite en PP + 30% FV.

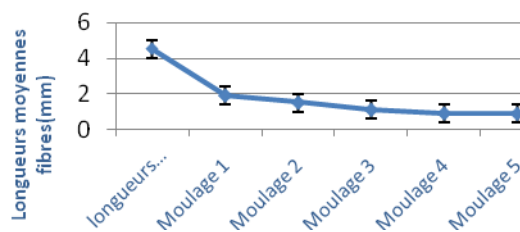


Figure 5 : Effet du recyclage sur la longueur des fibres du PP + 30% FV

A fin de contourner le problème de la régression des longueurs des fibres avec le nombre de moulage, il est possible de réutiliser les matières rebroyées à faible pourcentage dans une matière vierge. Nous présentons ci-dessous la tenue en flexion d'un composite en PP + 30% FV au quel on a ajouté différents pourcentages de composite broyé.

Pourcentage de broyé	Vitesse de rotation de la vis	Température du moule	Force de tenue à la flexion
10%	10m/min	60°C	130,7N
15%	10m/min	60°C	137,8 N

Tableau 1 : Evolution la tenue en flexion du composite PP + 30% FV en fonction du taux de broyé ajouté

Avec le PP renforcé de fibres verre, la perte des propriétés mécaniques peut varier sensiblement, en fonction du nombre de cycles de moulage.

La figure 6 montre la variation de la contrainte à la rupture en traction du composite en polypropylène renforcé à 30% fibres de verre courtes, en fonction du nombre de recyclages. La contrainte à la rupture diminue en fonction du nombre de cycles de moulages. Ceci s'explique par la régression des longueurs des fibres montrée dans le paragraphe précédent.

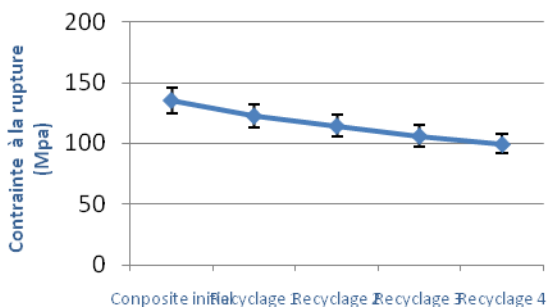


Figure 6 : Influence du recyclage sur la contrainte à la rupture en traction des composites PP + 30% FV, avec la vitesse de rotation de la vis est 20m/min et température du moule est 30°C

La contrainte du PP/verre présente également une forte chute induite non seulement par les diminutions de longueurs de fibres et de masse molaire mais également par la chute de l'adhésion fibre matrice montrée par les images MEB (figure 7).

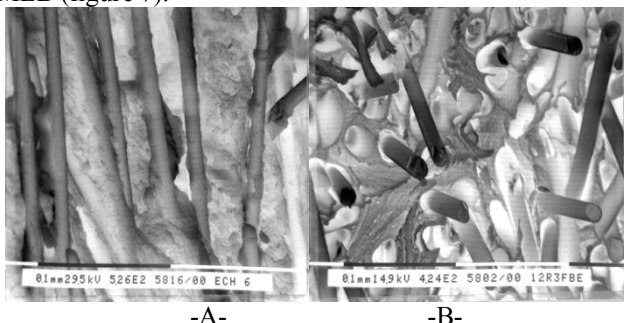


Figure 7 : Observation morphologique au MEB de composites en PP/FV courtes

A : première injection, B : Après trois recyclages

Au premier moulage, une bonne adhésion fibre/matrice a été observée (figure 7-A). Après trois cycles de recyclage, les fibres se déchaussent beaucoup plus facilement et les liaisons fibres matrice apparaissent beaucoup plus réduites

figure 7-B. le traitement de surface de ces dernières a perdu toute efficacité après 3 cycles d'injection.

4. Conclusion

Dans cette étude, nous nous sommes intéressés à la recyclabilité du polypropylène renforcé à 30% de fibres de verre courtes, en vue de mettre en évidence l'impact du recyclage sur la longueur des fibres et sur les propriétés mécaniques des pièces recyclées. Nous avons développé une approche expérimentale qui couple un critère de rupture des fibres avec une vitesse de plastification. Cet approche nous permet de comprendre l'écrasement des fibres pendant la plastification, et donne accès directement aux distributions des longueurs de fibres finales ou progressives. En effet, le processus de recyclage met en jeu plusieurs mécanismes de dégradation. Les différents cycles d'injection ont modifié la microstructure des composites et réduit les caractéristiques mécaniques des pièces recyclées.

Bibliographie

- [1] N. BAHLOULI, D. PESSEY, S. AHZI, Y. REMOND. Mechanical behaviour of composite based polypropylene: recycling and strain rate effect J. Phys. IV 134, 1319-1323. 2006.
- [2] N. BAHLOULI, D. PESSEY, C. RAVEYRE, J. GUILLET, S. AHZI, A.DAHOUN, J.M. HIVER. Materials & Design, Volume 3, Pages 451-458. January 2012.
- [3] C. BAILEY, A. BOURMAUD. Recycling composite materials reinforced with plant fibres. JEC Magazine. February-March 2010.
- [4] D. PESSEY, N. BAHLOULI, L. LESSELIER, C. ROGUEDA-BERRIET, S. AHZI. Com. 18ème Congrès Français de Mécanique, Grenoble, 27-31 août 2007.
- [5] J. AURREKOETXEA, M.A. SARRIONANDIA, I. URRUTIBEASCOA, M.L. MASPOCH. Effects of recycling on the microstructure and the mechanical properties of isotactic polypropylene. J. Mat Sci. 36, 2607-2613. 2001.
- [6] M. TAJVIDI, A. TAKEMURA. Recycled Natural Fiber Polypropylene Composites: Water Absorption/Desorption Kinetics and Dimensional Stability. Journal of Polymers and the Environment, Volume 18, Issue 4, pp 500-509. December 2010.
- [7] P. NGUYEN TRI, A. GUINAULT, C. SOLLOGOUB.. Matériaux & Techniques. Publié en ligne Juin 2012.
- [8] M. GUPTA and K.K WANG. Fiber orientation and mechanical properties of short fiber reinforced injection molding composites: simulated and experimental results. Polymer Composite, 14: 367, 1993.
- [9] P.F BRITGH, F.CROWSON, M.J FLOKES. A study of the effect or injection speed on fiber orientation in simple molding of short glass fiber-filled polypropylene. Journal of Material Sciences, 13: 2497, 1978.

PINE CONE BASED COMPOSITES

F. Z. ARRAKHIZ¹, K. BENMOUSSA¹, R. BOUHFID¹,
A. HHH², A. QAISS¹

¹ Moroccan Foundation for Advanced Science, Innovation and Research (MASCIR), Institute of Nanomaterials and Nanotechnology (NANOTECH).

² faculty of science Rabat Agdal

Tel : +(212) 0662092719, Fax: +(212) 0530300671

Abstrat

As a cellulosic material, Pine cone fibers are a source of readily available in the Mediterranean area. To be used as short fibers in a plastic-based composite, a solid knowledge of their morphology and structure is needed to see their usefulness as a substitute to other natural fibers. Pine cone fibers were first alkali treated to remove impurities and non cellulosic surface component. Fiber-matrix adhesion was assured by two coupling agents. Scanning Electron Microscopy (SEM), Fourier transform infrared spectroscopy (FT-IR), X-ray diffraction, Thermogravimetric analysis (TGA), tensile and torsional tests were employed for Pine cone polypropylene composite and compatibilized composite at 5, 10, 15, 20, 25, 30wt.% fiber content. Results show a clear improvement in mechanical properties from the use of both alkali treated Pinecone and pine cone compatibilized with coupling agent as a results of improved adhesion between fibers and matrix at the interface.

Keywords: Polymer-matrix composites; Mechanical properties.

Mots clés: Composite polymère; propriétés mécaniques

Introduction

De nos jours, les composites polymères à base de fibres naturelles ont reçu un grand intérêt en tant que matériau innovant dans un large éventail d'applications industrielles [1]; grâce à leurs renouvellement et abondance [1]. Diverses fibres naturelles comme le sisal, l'alfa, le coco ou la bagasse ont été testés comme agents de renforcement en polymère [2]. Toutefois et comme tout matériaux, les fibres naturelles ont aussi leurs inconvénients, restreint globalement dans la faible compatibilité entre la matrice polymère et les fibres naturelles. Cet inconvénient provient du caractère hydrophile des fibres naturelles contre la matrice polymère hydrophobe [2]. Pour améliorer l'adhérence entre les fibres-matrice polymère, divers techniques chimique et physiques ont été élaborés [3]. Ces techniques peuvent être appliquées sur le polymère comme sur la fibre naturelle. Les techniques physiques de traitement visent généralement les propriétés de surface du matériau traité [4], alors que les techniques chimiques comme l'éthérification, l'estherification sont utilisés pour modifier la surface des fibres naturelles par greffage de monomères bi-fonctionnels capables de faciliter la réaction entre les chaînes polymères et les fibres [4]. L'utilisation d'un agent de couplage ayant des propriétés intermédiaires entre celles des fibres et la matrice peut également être envisagée, l'agent de couplage formant un pont entre eux [1]. Dans le présent travail les fibres naturelles de la pomme

de pin ont subi un traitement à la soude pour se débarrasser des constituants amorphes de leur surface comme la pectine et les cires [1-4]. On a aussi utilisé un agent couplant avec la matrice polymère polypropylène. L'agent couplant utilisé est le styrène-(éthylène-butène)-styrène, un copolymère tribloc greffé avec de l'anhydride maléique (SEBS-g-MA) à 8% en poids. Les propriétés des composites préparés par l'agent couplant et les fibres à (5, 10, 15, 20, 25,30% en poids) ont été comparé avec d'autre mais sans agent couplant.

2. Matériel et méthode

2.1 Matériel

Le polypropylène (PP, produits chimiques d'ExxonMobil, de densité égale à 0,9 g/cm³ et une température de fusion de 165°C) a été utilisé comme matrice. La fibre de pomme de pin a été utilisée comme fibres de renforcement. Les produits chimiques utilisés pour le traitement comprennent le NaOH (hydroxyde de sodium, Sigma Aldrich, 98%) et CH₃COOH (acide acétique, Riedel-de Haen, 99-100%). L'agent couplant a été fourni par Shell et comprend le styrène-(éthylène-butène)-styrène copolymère tribloc greffé avec 1,4 à 2% en poids d'anhydride maléique (SEBS-g-MA).

2.2 Le traitement chimique des fibres de la pomme de pin et la procédure de modification du polypropylène (PP)

Les fibres de la pomme de pin ont d'abord été broyées et gardées dans une solution d'NaOH [1] puis neutraliser par de l'acide acétique [9]. Les fibres sont après séchées pour leur utilisation. Ce traitement élimine une certaine quantité de la lignine, de la cire et des huiles qui couvrent la surface externe des fibres et pourraient limiter l'adhérence avec la matrice polymère [4]. Le PP a été modifié par l'ajout d'un agent de compatibilité, soit 8 % en poids de SEB-g-MA. Le PP compatibilisé est extrudé dans une extrudeuse bi- vis, à 125 tours par minute alors que l'agent couplant est rajouté via une vis à 40 tours par minute. Le baril de l'extrudeuse est chauffé selon un profil de température optimisé.

2.3 Préparation du composite

Le PP compatibilisé a été renforcé par les fibres de pomme de pin à différents pourcentage (5, 10, 15, 20, 25, 30% en poids). Les mélanges ont été réalisés dans une extrudeuse bi-vis afin d'améliorer la mouillabilité entre les fibres traitées et la matrice avec et sans comptabilisant. La vitesse des vis de l'extrudeuse a été fixée à 125 tours par minute alors que la vis de transmission des fibres et de 40 tours par minute. Le profil de température des sept zones de chauffe de l'extrudeuse ont été fixés, de la trémie à la filière à 200, 200, 200, 200, 180, 180, 180 et 180°C respectivement. Les composites extrudés sont refroidis dans un bain d'eau et ensuite granulé pour un moulage par injection.

3. Techniques de caractérisation

3.1 Microscopie électronique à balayage

La microscopie électronique à balayage (MEB) a été utilisée pour évaluer la dispersion des fibres dans la matrice polymère mais aussi pour illustrer la morphologie fibrilleuse des fibres de la pomme de pin.

3.2 Spectroscopie infrarouge transformé de fourrier

La spectroscopie infrarouge transformé de fourrier des fibres de la pomme de pin avec et sans traitement ainsi que celle des composites avec et sans agent couplant ont été enregistrées à l'aide d'un ABB Bomem FTLA 2000-102 spectromètre équipé d'un accessoire ATR: SPECAC

GOLDEN GATE. Les spectres ont été obtenus avec une accumulation de 16 balayages et avec une résolution de 4 cm^{-1} .

3.3 Essai de traction

Pour chaque type de matériau composite, les essais de traction ont été réalisés sur cinq éprouvettes selon la norme ISO 527-3. Les essais de traction ont été effectués sur une machine d'essai universelle INSTRON 8821S (Instron, USA) à une vitesse de traverse de 3 mm / min .

4. Résultats et discussion

4.1 Structure

Figure 1 illustre la bonne dispersion des fibres dans la matrice polymère (figure 1a), la morphologie de la surface des fibres de pomme de pin (figure 1b). L'agrandissement d'une fibre montre qu'elle est composée de microfibrilles ayant un diamètre extérieur moyen de $40 \mu\text{m}$.

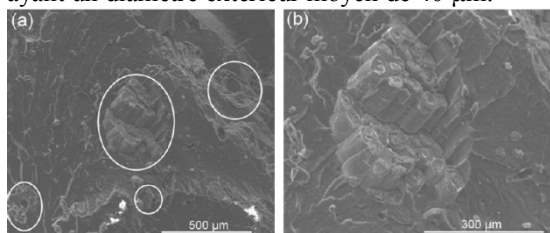


Fig.1. image MEB de la morphologie de la fibre et distribution dans le composite

4.2 Caractéristiques structurales des fibres

L'analyse spectroscopique FTIR a été utilisée pour caractériser et comparer les fibres traitées de la pomme de pin et des fibres non traitées. Figure 2 montre les spectres IR dans la gamme 4000 à 600 cm^{-1} . Le grand pic observé à 1650 cm^{-1} dans le spectre des fibres non traitées peut être associé à la présence de la lignine et est confirmée par le pic à 700 cm^{-1} [1,2]. D'autre pique montre une apparence similaire partout dans les deux types de fibres. À l'exception du pique à 1730 cm^{-1} qui disparaît lors du traitement alcalin. Cette bande d'absorption correspond au groupe C=O fonctionnel et indique le retrait de l'hémicellulose et de la pectine à partir de la surface des fibres [1-4].

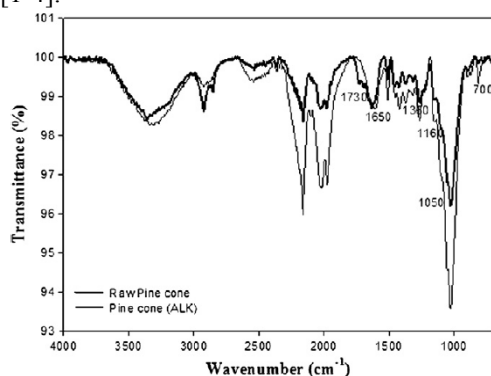


Fig.2. FTIR des fibres traitées et non traitées

4.3 Les propriétés de mécaniques

Dans la figure 3 sont confrontées les propriétés mécaniques (module d'Young et la résistance à la traction) des deux composites PP/Pomme de pin et PP/Pomme de pin avec comptabilisant. L'incorporation des fibres traitées dans le système binaire mène à une augmentation progressive de la résistance à la traction (figure 3a) contre le PP jusqu'à ce qu'un maximum soit atteint à 15% en poids en fibres cette augmentation est due à la bonne mouillabilité des fibres à ce stade de renforcement. L'ajout de l'agent couplant a

augmenté d'avantage la résistance à la traction. Ce qui est du à la formation de liaison Esther entre les fibres et la fonction maléique anhydride de l'agent. La figure 3b illustre l'évolution du module d'Young des composites. Une augmentation remarquable des modules de Young par rapport PP (1034 MPa) qui peut atteindre 50% de gain dans système binaire alors quelle atteint 43% avec l'ajout de l'agent comptabilisant. Cette augmentation du module peut être attribuée à la bonne adhérence entre les fibres et la matrice.

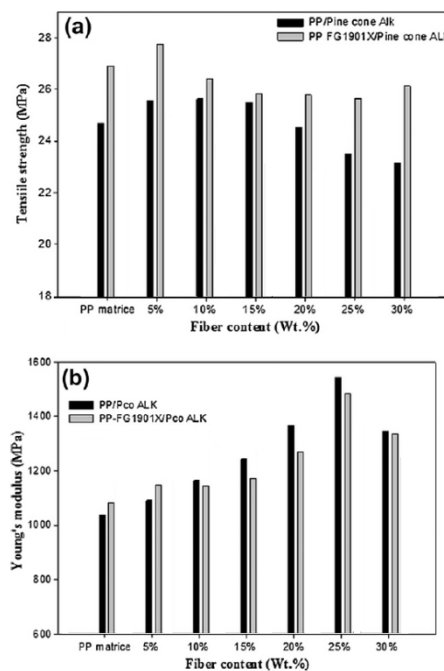


Fig.3. propriétés mécaniques des composites

5. Conclusion

Afin de promouvoir l'utilisation de la fibre de pomme de pin, des composites polymères contenant des fibres traitées avec du NaOH ont été évalués à des teneurs en fibres diverses. Les propriétés mécaniques, morphologiques et structurales des composites avec et sans agent compatibilisant ont été comparées et analysées. Les résultats montrent une augmentation sensible des propriétés mécaniques grâce à l'ajout de fibres dans la matrice. L'utilisation de l'agent compatibilisant a amélioré d'avantage les propriétés mécaniques des composite en raison de la liaison chimique éventuelle entre les groupes hydroxyle trouvés à la surface des fibres et de la matrice polymère.

Référence

- [1] F.Z. Arrakhiz, M. El achaby, R. Bouhfid, S. Vaudreuil, M. Essassi, A. Qaiss. Mater Des 2012;35:318–22.
- [2] F.Z. Arrakhiz, M. El Achaby, C.A. Kakou, S. Vaudreuil, K. Benmoussa, R. Bouhfid. Mater Des 2012; 37:379–83.
- [3] F.Z. Arrakhiz, M. El Achaby, K. Benmoussa, R. Bouhfid, E.M. Essassi, A. Qaiss. Mater Des 2012;40:528–535.
- [4] F.Z. Arrakhiz, M. El Achaby, M. Malha, M.O. Bensalah, O. Fassi-Fehri, R. Bouhfid, K. Benmoussa, A. Qaiss. Mater Des 2013.43:200–205.

MECHANICAL BEHAVIOUR OF COMPOSITE MATERIAL ISOBETON

KHALED. BOUDJELLAL AND MOHAMED BOUABAZ

Civil Engineering Department. LMGHU laboratory
University 20 august 1955- Skikda, Algeria
E-mail: kboudjellal@yahoo.fr

ABSTRACT

The Isobeton used in this study is a mixture of polyurethane and expanded clay. After the determination of the mechanical and physical properties of its components, the mechanical behaviour of the two isobeton prepared from Belgium clay and Italian clay respectively have been studied under compression, spitting tensile and flexural loading. The specimens tested were similar to those used in standard testing of ordinary concrete. The strengths developed under these forms of loading have not been affected by the clay type used. The measured strength were relatively weak, therefore the use of the isobeton will be limited in isolation and separation elements. The mechanical behaviour under compression depends of the samples slenderness.

KEYWORDS: Composite, Isobeton, Polyurethane, Expanded clay, Tensile, Compression.

1. INTRODUCTION

Since approximately two decades, very light concretes, made with polymeric matters as binder has appeared on the market of building materials. Among these materials some have experienced a very fast development and were extensively used in the field of housing construction.

The study of this type of composite is generally based on the physical and mechanical characterization of each component. Several researches, interested in these types of materials, showed that the mechanical characteristics of these composites are closely related to their density and their composition (C.E.B.T.P., 1990)

Among these light materials, the isobéton, on which the present study is carried out an Algerian company tried to manufacture and to market may have a place among materials of great diffusion. However, ignorance of the physical and mechanical characteristics of this material like its response under different types of loading still limits its use in the construction industries.

The objective of this work consists on one hand to evaluate the physical and mechanical characteristics of the components of the isobéton, and on the other hand, to study its mechanical behavior using well known static tests of compression, tensile per splitting and three points bending (ARNOULD and all, 1988).

2. EXPERIMENTATION

2.1. The Manufacture of Panels Isobéton

The manufacturing process of the isobéton used in this investigation is relatively simple. It consists in laying out the aggregates of expanded clays between the facings of the panel to be made (placoplâtre, asbestos ...etc.) and then inject polyurethane foam through the holes of a cane of injection placed inside of the panel for this purpose. The foam expanded quickly and hardened in few minutes, filling thus all the preexistent vacuums between the clay grains.

Two types of isobéton panels were used. The one containing Belgian expanded clay is indicated panel 1, while the second containing Italian expanded clay is indicated panel 2.

2.2. Experimental Apparatus and Procedures

For the mechanical characterization of the isobéton three types of tests were carried. They were the compression, the tensile test by splitting and the three points deflection test.

The compression and tensile by splitting tests were carried using 50 tons hydraulic compression machine at a uniform and constant rate loading of 0.5 mm/s.

The compression Stress at failure σ_C is calculated as follow:

$$\sigma_C = P_r / S$$

P_r and S are respectively the load recorded at failure and the section of the tested sample.

Tensile strength by splitting σ_t is given by the following formula (CHAIX, and all, 1989):

$$S_t = 0.5187 P_r / a^2$$

Where P_r is the load at failure and a the side of the cube.

For the three points deflection test, a classical inflection machine was used. Tensile strength under inflection loading σ_{inf} is obtained using the strength of materials formula multiplied by the coefficient **0.6** which takes into account of the pseudo-plasticization before failure of heterogeneous materials (Vipulanandan et all. 1988).

$$\sigma_{inf} = 0.6 \cdot 9/2 P_r / a^2$$

2.3. Sample Procedure

In the absence of an experimental standardization for the mechanical characterization of the isobéton in general, the material of this study which represents a category of isobéton was tested using samples similar to those used for the study of the ordinary concretes. These samples were cut out from panels using a circular mechanical saw.

The tensile by splitting samples are of cubic shape of 10 cm in side. For these samples, the two diagonally opposite edges in contact with the plates of the machine were cut on a depth of 7 mm. These edges of 14 mm in width were carried out using a hacksaw (WEISS, et all, 1983).

The bending-test samples of 10x10x40 cm are prismatic. The distance between supports is 30 cm.

The samples for compression tests are of cubic form of 10 cm in side. Other samples of square basic prismatic form of

10 cm side and various heights 10, 15, 20 and 25 cm cut out on panel 2 were used and tested in order to test the influence of the height ratio/with dimensions on the compressive strength.

3. RESULTS AND DISCUSSIONS

3.1. Mechanical Characteristics of the Components

3.1.1 The Resistance to the Crushing of the Grains

This parameter was measured using the test with the “pot” defined by standard NFP 18-309. The results of the measurements are presented in figure 1; Italian clay seems to have a better compressive strength compared to Belgian clay.

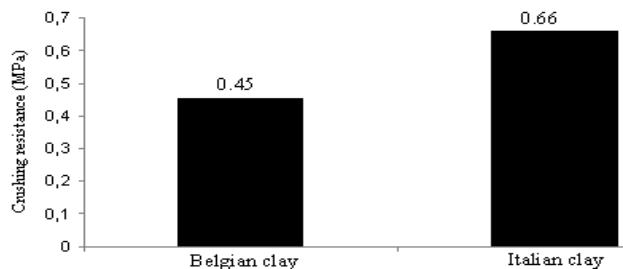


Fig.1. The Resistance to the crushing of the grains Mechanical Properties of the Isobéton

3.1.2 Measured Mechanical Resistances

The results of measurements of stresses at failure under compression, traction by splitting and under three points inflection obtained from samples cut out from panels 1 and 2 are gathered in table 1.

As it appears on this table, these results are characterized by a relatively important dispersion. This dispersion is primarily due with the heterogeneity of material like to the dispersion of the mechanical tests them same. However, it is of the same order of magnitude as that observed on the ordinary concretes and seems consequently acceptable.

Table 1: Mechanical Resistances measured on ISOBETON

Type loading	H (C m)	Panel 2			Panel 1		
		σ_{moy} (MP a)	E.T. (MP a)	C. V. (%)	σ_{moy} (MP a)	E.T. (MP a)	C. V. (%)
Compression	10	1,225	0,23	18,73	1,650	0,193	11,71
	15	1,250	0,038	3,060			
	20	0,990	0,094	9,550			
	25	0,945	0,044	4,690			
Tensile by splitting					0,260	0,027	10,60
Bending three points		0,583	0,081	13,82	1,044	0,106	10,17

3.1.3 The Influences of the Type of Clay

Figure 2 shows a histogram of the resistances measured in compression and in inflection on isobétions containing Belgian and Italian expanded clays It can be seen that the values of the compressive strength obtained on 10 cm in

side cubic samples cut out starting from panel 2 are approximately equal to those measured on the cubic samples cut from panel 1. Thus, it seems as if the nature of the type of clay used has no effect on the compressive strength of isobétions

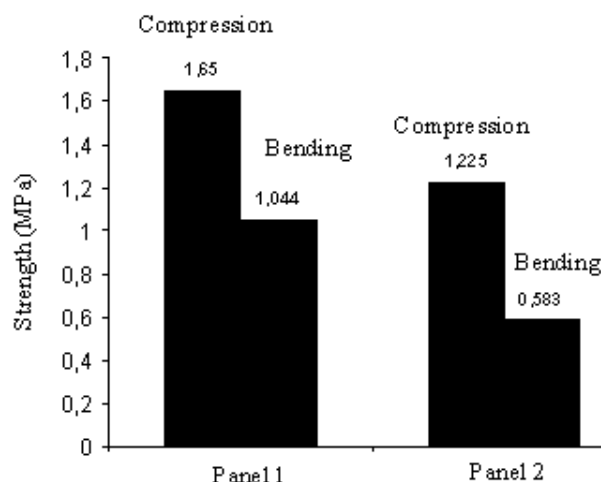


Fig. 2. Strengths in compression and in three points bending

However, the average value of the flexural strength of samples of panel 1 is approximately twice higher than that of samples of panel 2. This is probably due to non similarity of the manufactured isobéton panels

3.1.4. The Influence of the Slenderness (H/a) on the Compressive Strength

Figure 3 shows the variation of the compressive strength according to the height /side ratio of the samples used. These results relate to panel 2 only. The compressive strength measured on samples with a slenderness of 1 and 1, is higher than that measured on samples with a slenderness of 2 and 2,5. The curve of variation of the compressive strength according to the slenderness is nearly observed samples of isobéton with a slenderness of 1,5 is higher were not characterized by a compressive failure, as a matter of fact only the base has failed.

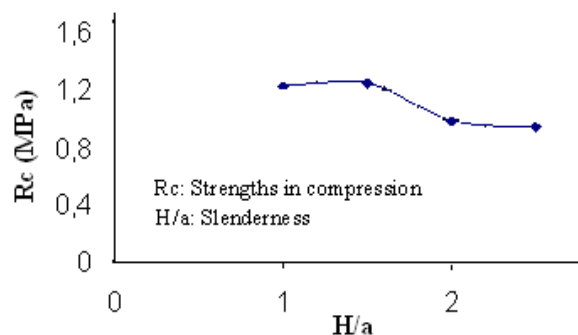


Fig. 3:. Variation of Rc versus H/a

The top, on a height of approximately 10 cm, remains unaffected. This type of failure differs from failure under compressive loading. This is the result of the interference of several mechanisms where the most important one is buckling.

This type of failure of the isobéton seems to indicate that the mechanical characterization in compression on this type

of material can only be representative samples with a maximum slenderness of 1.5.

3.1.5. Influence Load Pattern on Resistance

It can be seen in figure 4 that there is a great difference between the values of the mechanical strength of isobéton measured in compression, tensile by splitting and bending.

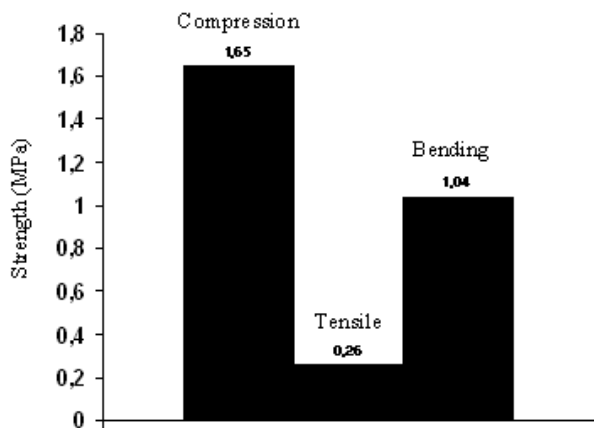


Fig. 4. Load type effect on strength

The tensile strength by splitting accounts approximately for the 1/9 of the compressive strength. This non-symmetrical behaviour is similar to that of the ordinary concretes. This important difference between the compressive strength and the tensile strength by splitting can be explained by the heterogeneous nature of material, and by the type of failure of the isobéton which differs in these two types of loading. Indeed, in the case of compression it is the whole area of the sample that is loaded. The stresses and deformations are uniformly set out and the failure affects the sample. On the other hand, in tensile by splitting, only the diagonal section is affected and failure occurs by the splitting of the sample into two parts.

Indeed, the tensile strength by inflection is always calculated using strength of materials traditional formulas. These formulas deduced from elastic theories do not take into account the pseudo-plasticization, the micro fissuring and of the damages that take place on the affected area. The stress distribution in a section is thus disturbed and the computed values by elastic laws are then too optimistic. Thus, these Values are generally higher than that measured by a direct tensile or tensile test by splitting.

4. CONCLUSION

From the results of this work it can be concluded that:

The mechanical and physical characteristics of the two aggregates used in the manufacture of the isobéton of this study i.e. Belgian expanded clay and expanded Italian clay are very close. Thus the choice of one or the other for the manufacture of the isobéton can be only based on the cost.

The mechanical strength in bending of the isobéton containing expanded Italian clay is lower than that of the isobéton containing expanded Belgian clay. On the other hand in compression their strengths are very close.

The strengths recorded in compression, tensile by splitting and in bending show very low values, which limits the use

of the isobéton under this form only in separation insulation elements.

The mechanical characterization in compression of the isobéton can only be representative on cubic or prismatic samples with slenderness not greater than 1.5.

The isobéton studied in this research has a behaviour in bending and in tensile by splitting different from that observed in compression. This behaviour is characterized by certain brittleness.

REFERENCES

C.E.B.T.P., (1990), "Bilan des performances et des développements des Bétons mousses, bétons d'agrégats de polystyrène expansé et enduits légers", Convention AFME/CEBTP, N° 9.04.0032.

CHAIX J.M. and LAVALLEG, (1989), "Structure et propriétés d'un matériau polyphasique modèle, Le B.L.I.T., I.N.P.G."

VIPULANANDAN C., DHARMARAJAN N. and CHING E., (1988), "Mechanical Behaviour of polymer concrete systems, Materials and structures", Vol. 21, N°124.

WEISS, J. and BORD, C., (1983), "Les matériaux

CONTRIBUTION POUR LA PREDICTION DE LA DURABILITE DES MATERIAUX BETONS PAR LA TECHNIQUE GPR/CND

B. FADILI¹, H. CHAKIR¹, J. INCHAOUH¹, ICHI²

Département de Physique, Faculté des sciences Ben M'sik, Université Hassan II 1Laboratoire Recherches Subatomique (LRSA)

2Laboratoire Publique des Essais et des Etudes (LPEE)

bendaoudfadili@gmail.com

Résumé

Au Maroc les infrastructures concernées par la dégradation et le vieillissement a atteint un seuil alarmant. Les causes des altérations sont liées soit à la conception ou aux sollicitations à long terme, soit à la dégradation du béton, sous l'action des pathologies physico-chimiques (ex : corrosion des barres d'armatures). La caractérisation de l'état et des performances des ouvrages est indispensable à toute politique de gestion efficace du patrimoine d'ouvrages d'art dans l'optique d'un développement durable. Parmi les paramètres clefs pour cette évaluation non destructive on note essentiellement la teneur en eau et la teneur en chlorures dont l'existence en excès dans le béton risque de corroder les structures des constructions.

L'objectif de cette communication s'inscrit dans ce contexte. Il porte sur la mise au point d'un nouveau dispositif qui est le GPR ; la sensibilité de cet appareil à ces indicateurs peut nous renseigner sur l'état de l'élément à ausculter donc sur l'ouvrage. Grâce à des essais sur échantillons et/ou sur ouvrages on a pu obtenu des résultats expérimentaux satisfaisants qui ont été validé analytiquement. Le principe de base est l'analyse du signal radar en termes d'atténuation et de vitesse, on se focalise surtout sur l'onde directe émetteur récepteur, elle est adaptée à ce phénomène puisqu'elle ne nécessite pas la présence de réflecteur à l'intérieur du matériau et qu'elle se propage à sa surface ; l'atténuation de cette onde est due fortement à la conduction ionique.

Mots clés : béton, auscultation, GPR, CND, Radar, durabilité, teneur en eau, teneur en chlorures.

PHÉNOMÈNE DE LA CORROSION DES ACIERS :

Dans cette communication on s'intéresse au phénomène de la corrosion puisqu'elle est la principale cause de dégradation des bétons armés : La solution alcaline des pores du béton frais produit une oxydation rapide en surface de l'acier pour former une mince couche d'oxyde; ce phénomène est appelé passivation. Cette mince couche d'oxyde, ou film passif, protège la barre d'armature (Rosenberg et coll. 1989, Broomfield 1997, Bentur et coll. 1999). Elle n'empêche pas la réaction de corrosion, mais

limite la progression à quelques microns par année (Rosenberg et coll. 1989). Le pH élevé du béton (>12,5) assure alors la protection de l'acier. Cependant, les structures sont soumises à des conditions environnementales impliquant souvent la pénétration d'agents agressifs tels que les chlorures et sulfates(voir figure 1). La présence de ces ions au pourtour de l'armature, particulièrement les chlorures, compromet la stabilité du film passif. À ce moment, la réaction de corrosion s'accélère mettant fin à la période d'initiation de la corrosion. Suite à cette période d'initiation, il y a la période de la propagation de la corrosion qui est plus ou moins rapide selon les conditions d'exposition(voir figure 2).

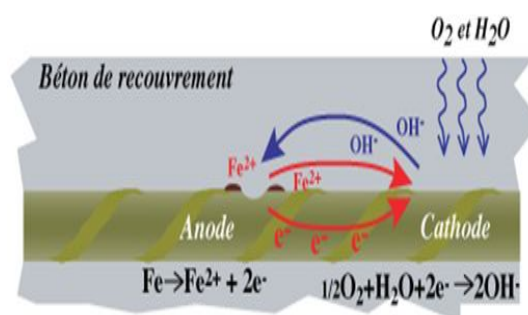


Fig.1: Mécanisme de corrosion dans le béton

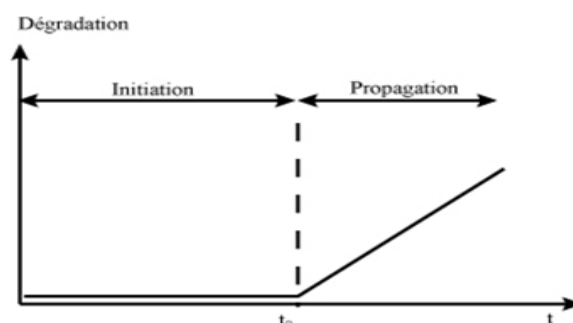


Figure. 2 : Modèle de dégradation par la corrosion de Tutti (1982).

PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT DU DISPOSITIF RADAR :

La technologie radar (Radio Detecting And Ranging) ou GPR (Ground Penetrating Radar) est basée sur la théorie de l'électromagnétisme. Le système radar est utilisé principalement pour la localisation d'objets dans le béton telles les barres d'armature, les conduites électriques et de plomberie et les éléments de structure (poutres, colonnes, etc.). Le radar est une technique non destructive qui consiste à induire une perturbation dans le matériau sous investigation et à enregistrer la réponse de celui-ci suite à la perturbation.

En déplaçant l'antenne radar sur la surface de l'élément du béton à ausculter avec un pas défini par l'utilisateur. Pour l'application qu'on a exécutée sur le pont existant sur l'autoroute Casablanca Rabat a proximité du siège de l'OCF la vitesse de déplacement de l'antenne est comprise entre 1 et 20 km/h en fonction de la précision spatiale

recherchée. A chaque acquisition, l'antenne réceptrice (R) enregistre le signal de l'onde directe (onde qui se propage directement de l'émetteur vers le récepteur) et des différentes réflexions sous forme de signal temporel. La juxtaposition de l'ensemble des signaux collectés permet une représentation sous forme d'image (coupe-temps) du milieu ausculté. L'analyse des signaux enregistrés (ex : vitesse de propagation et atténuation) peut donner des informations géométriques (position et profondeurs des armatures, épaisseurs de dalles, etc.) et physiques (teneur en eau, teneur en chlorures) sur le milieu de propagation.



Figure. 3: Principe simplifié de l'auscultation radar d'un élément en béton armé.

SENSIBILITÉ DURADAR VIS À VIS DE LA TENEUR EN EAU :

Pour l'étude de l'influence de la teneur en eau sur les ondes radar on a utilisé des corps en béton de dimensions suffisamment importantes pour limiter les effets de bords et pour lesquels la teneur en eau est maîtrisée et répartie de manière homogène. Afin de mesurer les vitesses de propagation sur les échantillons étudiés, on a utilisé les antennes radar en mode bi-statique.

Deux compositions de béton ont été utilisées avec des rapports E/C respectifs de 0,66 et 0,48 et des porosités accessibles à l'eau de 14,7 % et 12,5%. La figure 6 ci dessus représente les variations de vitesse en fonction de la teneur en eau volumique pour les deux bétons testés. Elle montre que la variation de la vitesse de l'onde directe dépend uniquement et de manière linéaire du volume d'eau.

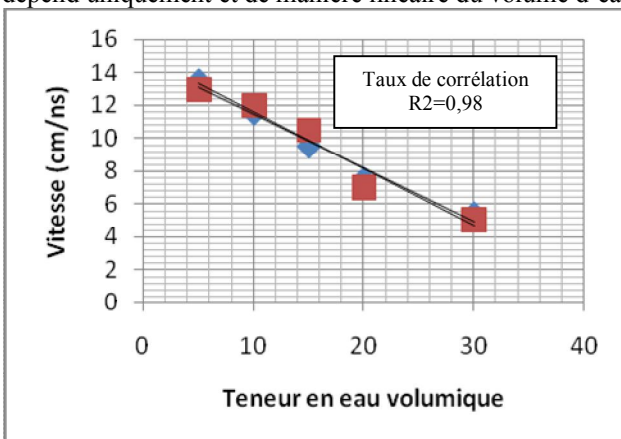


Fig. 4 : Variation de la vitesse de l'onde directe en fonction de la teneur en eau volumique

COMPARAISON AVEC LE CAS ANALYTIQUE :

Cas de la variation de la vitesse

On doit choisir une loi qui relie les paramètres diélectriques à la teneur en eau.

On peut utiliser la formule obtenue par la méthode de l'indice de réfraction complexe (formule de CRIM) :

$$\sqrt{\epsilon_{milieu}(\theta)} = \theta\sqrt{\epsilon_{eau}} + (1 - \phi)\sqrt{\epsilon_{grains}} + (\phi - \theta)\sqrt{\epsilon_{air}}$$

Où θ est la teneur en eau, Φ la porosité et ϵ est la constante diélectrique ($\epsilon_{air} = 1$). on a :

$$\sqrt{\epsilon_{milieu sec}} = (1 - \phi)\sqrt{\epsilon_{grains}} + \phi\sqrt{\epsilon_{air}}$$

$$\sqrt{\epsilon_{milieu}(\theta)} = \sqrt{\epsilon_{milieu sec}} + \theta(\sqrt{\epsilon_{eau}} - \sqrt{\epsilon_{air}})$$

$$V_{eau} = c_0/\sqrt{81} \quad V_{air} = c_0$$

Or :

$$V(\theta) = \frac{V_{sec}}{1 + 8\theta\frac{V_{sec}}{c_0}}$$

Pour des θ faibles, le développement en série de Taylor est

$$V(\theta) \approx V_{sec} - \theta \frac{8V_{sec}^2}{c_0}$$

:

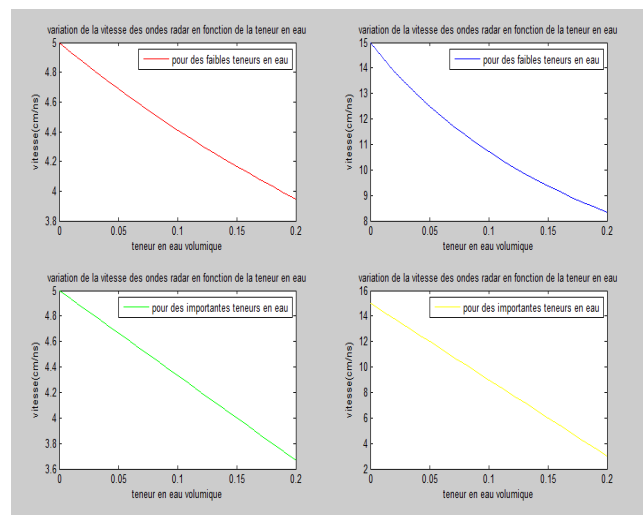


Figure. 5 : Variation de la vitesse de l'onde radar en fonction de la teneur en eau volumique

Interprétation des résultats

La vitesse des ondes radar diminue avec l'augmentation de la teneur en eau. Les résultats expérimentaux sont semblables avec ceux théoriques.

SENSIBILITÉ DURADAR VIS À VIS DE LA TENEUR EN EAU :

Nous avons fabriqué des échantillons de dimensions suffisamment importantes pour limiter les effets de bords. Afin de mesurer les vitesses de propagation sur ces échantillons. Des mesures ont été réalisées sur des échantillons conditionnés à différents degrés de saturation

avec des solutions plus ou moins chargées en NaCl (de 0 ; 50 à 100 g/l).

Bulletin 182, Lausanne, 1989 *-(Jean-François Girard 2002), université Louis Pasteur – Strasbourg 1 Institut de Physique du Globe de Strasbourg — UMR 7516 THESE Imagerie géoradar et modélisation des diffractions multiples présentée et soutenue publiquement le 18 décembre 2002.

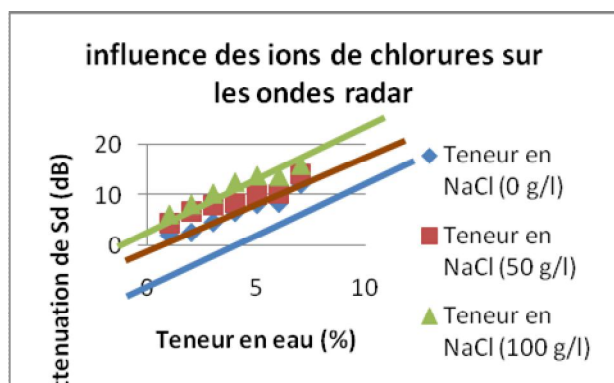


Figure .6 : Variations de la vitesse de l'onde direct Sd en fonction de la teneur en eau

On remarque une tendance linéaire entre l'atténuation de Sd (Signal direct) et la teneur en eau volumique mais qui dépend de la teneur en sel dissous. Plus la quantité de sel est importante plus l'atténuation de l'onde est forte, de façon significative. Ceci est à relier à des pertes plus importantes en présence de sels, essentiellement à cause d'une plus forte conduction ionique. Ce résultat atteste donc la sensibilité des ondes électromagnétiques à la présence des chlorures dans la solution interstitielle.

CONCLUSION ET PERSPECTIVES :

La corrosion s'aggrave quand le béton contient des ions de chlorures qui peuvent affecter le comportement de prise, de durcissement et de développement des résistances à l'état frais et aux jeunes âges. Ils peuvent également augmenter le risque d'efflorescences. Il est donc important de réduire au minimum la quantité de chlorures dans le béton frais et durci d'une part, d'autre part il faut développer des techniques d'évaluation non destructive des ouvrages de Génie Civil. Grâce à la méthode GPR on a pu démontrer l'efficacité de cette technique dans la détection des causes de la corrosion des structures porteuses en béton armé. Les études qu'on a établis ont permis de démontrer clairement la sensibilité cette technique à des indicateurs essentiels pour prédire la durabilité du béton qui sont la teneur en eau et la teneur chlorures. Un nombre significatif d'applications sur des échantillons a permis de confirmer cette sensibilité. Les perspectives concernent les méthodes d'inversions afin d'établir des lois de corrélation entre les paramètres issus de la mesure et les indicateurs recherchés. Aussi de développer la démarche à suivre pour procéder à la réhabilitation des structures corrodées.

BIBLIOGRAPHIES

Béton par GPR en présence d'un gradient d'humidité.
 Arnaud LOUIS *Corrosion des armatures – Pénétration des chlorures Oxand Solutions for Durability * Modèle d'évolution de l'état de ponts-routes en béton, Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique Roelfstra G., Fédérale, Lausanne, 2001 * * Chloride Penetration into Concrete, Proceedings of the RILEM International Workshop, St-Rémy-lès-Chevreuse, France, 1995 * CEB - Comité Euro-International du Béton, Durable Concrete Structures,

L'EFFET DE LA TEMPERATURE SUR COMPORTEMENT A CHAUD D'UN ALLIAGE DE TITANE DE TYPE TA6V4

N. BOUGOUIZI¹, A. DARSOUNI¹, L. KHOCHEMANE², A. KAHLUCHE¹, M. ATHMANI³, T. BENLAHRACHE¹.

¹ Département de métallurgie et génie des matériaux, Université Badji mokhtar -Annaba, Algérie.

² Département de métallurgie et génie des matériaux, Université Badji mokhtar -Annaba, Algérie.

³ Département de physique, Université de Farhat Abes- Setif, Algérie.

RÉSUMÉ : La détermination du comportement rhéologique global d'un matériau biphasé, c'est-à-dire de sa loi de comportement macroscopique, à partir du comportement supposé connu de ses éléments constitutifs (domaines homogènes) et de leur agencement dans l'alliage, dont la connaissance peut être, suivant le cas, plus ou moins précise. Il s'agit là d'un problème d'homogénéisation, ou encore de détermination d'un comportement moyen. La résolution de ce problème est capitale pour le calcul des efforts existant dans la mise en forme du matériau hétérogène.

Dans le cadre de ce travail, nous avons étudié un alliage de titane T6V4, nous avons procédé à des essais de compression à chaud à des températures allant de 900 à 1015°C, et des vitesses de $1,1 \cdot 10^{-3}$ à $1,1 \cdot 10^{-3} s^{-1}$. A partir des courbes, nous avons déterminé l'énergie d'activation apparente. L'allure des courbes obtenues dans le domaine biphasé indique la présence de phénomènes d'adoucissement communs aux différentes compositions étudiées qui est la restauration dynamique.

Abstract

The present contribution is about the study of the hot deformation behavior of titanium alloy TA6V. It allowed us to define the faculty to the hot deformation in provide conditions and to get of behavior laws forced according to the deformation, strain rate and the temperature that translate the influence of the nature of the alloy on the rheologic behaviour and the activation energy.

Mots-clés: essai de compression, déformation à chaud, alliage de titane, loi de comportement.

1. INTRODUCTION

Le titane et ses alliages jouent un rôle majeur partout dans le monde. Les alliages de titane utilisés dans l'aéronautique, Aérospatiale, biomédicale et automobile, sont généralement forgés en partie dans le domaine biphasé ($\alpha+\beta$), de manière à fragmenter les lamelles de phase α pour obtenir une structure à grains équiaxes. L'étude du comportement à chaud se fait par des essais qui caractérisent la forgeabilité d'un métal et permettent la détermination de paramètres rhéologiques. L'étude de la sensibilité à la température des alliages est également intéressante [1]. Les travaux qui ont été faits par Hall [2], Chen [3], Dajno [4] et Chaussy [5] ont

montré que la contrainte diminue quand la température augmente.

De manière générale, la résistance d'un matériau à l'écoulement plastique diminue lorsque la température d'essai augmente [6]. De nombreux auteurs comme Majorell [7], Lee [8], [9] et [10] ou encore Meester [11], se sont intéressés à l'influence de la température sur les contraintes. Une comparaison avec les travaux de Meyers [12] et Harding [13] sur un titane pur a été réalisée. La température joue un rôle important sur les valeurs de σ TA6V. Sa limite d'élasticité, élevée à faible température, diminue lorsque l'activation thermique prend de l'importance. Maclor [14] a constaté une décroissance très rapide de la contrainte d'écoulement dans le domaine biphasé, jusqu'à des températures proches du transus. Elle décroît ensuite très lentement dans le domaine monophasé.

2. MATÉRIAU ET TECHNIQUES EXPÉRIMENTALES

2.1. PRÉSENTATION DE L'ALLIAGE ÉTUDIÉ

Le matériau utilisé dans cette étude est un alliage de titane normalisé par TA6V. C'est un alliage biphasé de type ($\alpha + \beta$), fourni par la société CEZUS, se présente sous la forme de barres de diamètre 50 mm dont la composition chimique est donnée par le tableau 1.

Tab.1 : Composition chimique de l'alliage TA6V4.

Element	%	Element	%
Al	6.12	N ₂	0.008
V	4.06	O ₂ ppm	1894
Fe	0.15	H ₂ ppm	23
C	0.01	Ti	complement

2.2. MÉTHODES EXPÉRIMENTALES

Les échantillons ont été prélevés selon le plan de découpage présenté sur la figure 1. L'axe de compression est confondu avec l'axe de la barre. Ils n'ont pas subi de traitement thermique avant déformation.

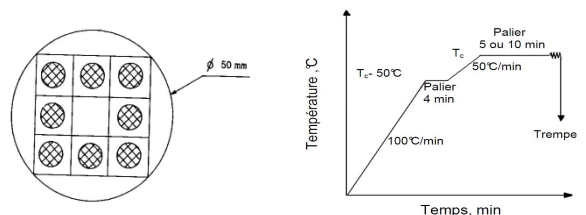


Fig.1: Préparation des éprouvettes de compression.

Le cycle thermomécanique choisi est représenté sur la figure 2, le maintien en température avant déformation a été fixé à 5 minutes pour les essais réalisés dans le domaine monophasé. Et à 10 minutes pour ceux réalisés dans le domaine biphasé. Les essais de compression ont été réalisés aux températures : 900, 935, 950, 985 et 1015°C. Cinq vitesses de déformation ont été étudiées de $1,1 \cdot 10^{-3}$ à $1,1 \cdot 10^{-1} s^{-1}$. Les échantillons ont été comprimés jusqu'à un taux de 70 %.

3. RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

3.1. SENSIBILITÉ À LA TEMPÉRATURE

En général l'énergie d'activation apparente est influencée par, la vitesse de déformation, une diminution de la vitesse de entraîne une augmentation de l'énergie d'activation

apparente. L'énergie d'autodiffusion dans le titane α est 150kj/mole tandis que celle du titane β est 153kj/mole [15]. D'autres résultats pour l'énergie d'activation apparente sont donnés dans le tableau 2.

Tab.2 : Valeurs de l'énergie d'activation apparente.

Biphasé	703	661,90	330	530
B	153	133,46	210	376
Ref	[16]	[17]	[18]	[19]
Biphasé	1082.4	517.56	550	677.37
B	221.7	230.26	180	267.37
Ref	[20]	[21]	[4]	[22]

Le tableau 3 nous oriente vers quelques travaux réalisés sur les alliages de titane. Bryant [23] a réalisé une synthèse des essais effectués sur le T6V4 et mis en évidence l'existence de deux mécanismes dans le domaine biphasé. Le premier est caractérisé par une énergie d'activation apparente de 350kJ/mol. Il correspond à des essais effectués à basse température et faible vitesse de déformation. Cette valeur est trop élevée pour être reliée à des mécanismes d'autodiffusion dans les phases α et β . Le second correspond à une énergie d'activation apparente d'environ 700kJ/mol. D'après Bryant, il traduit un mécanisme de cristallisation dynamique de la phase α à haute température. Ce processus a été également proposé par Young [24].

Quelques exemples de courbes contrainte-température, relatives à l'alliage étudié sont donnés sur la figure 3. Tout d'abord, le pic initial de la contrainte diminue avec l'augmentation de la température.

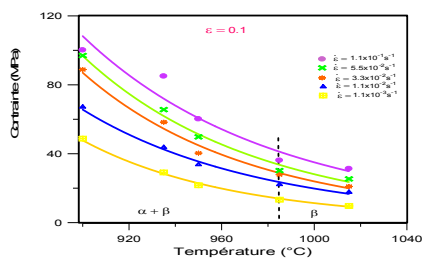


Fig.3 : Courbes contrainte-température obtenues par compression de l'alliage T6V4, pour différentes vitesses de déformation.

Tab.3 : Valeurs de l'énergie d'activation apparente.

L'alliage	T(°C)	$\dot{\epsilon}$ (s ⁻¹)	Réf
Ti-6Al-4V	800-1150	0,001 - 1	[19]
Ti-6Al-4V	750-1100	0,0003 - 100	[18]
Ti-6Al-4V	1366-1576	0,001 - 10,0	[22]
Ti-6Al-4V	800-1150	0,001 - 1	[19]
Ti-6Al-4V	800-1050	0,0005-1	[21]

Cette figure fait apparaître un comportement classique des alliages de titane : une augmentation de la température provoque une décroissance plus rapide de la contrainte dans le domaine biphasé ($\alpha+\beta$) et beaucoup plus lente dans le domaine monophasé (β). L'augmentation de la contrainte vers les vitesses de déformation les plus grandes et les températures les plus basses est peut être relié à la mobilité des dislocations, ainsi qu'à l'activation thermique.

On remarque également que la contrainte demeure sensible à la température dans le domaine monophasé et ce d'autant plus que la vitesse de déformation est plus élevée. Ceci est peut être expliqué par la diminution du pourcentage de la phase dure α , qui se transforme en phase molle (β).

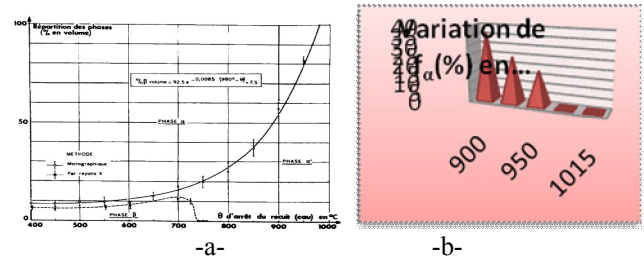


Fig.4 : Évolution de la fraction volumique des phases : (a) Robert [25] et (b) Résultats expérimentaux

La microstructure initiale se compose d'environ de 70% de grain équiaxe (α) distribué dans la matrice (β). La fraction de volume de la phase (α) diminue avec l'augmentation de la température (Fig.4). Le pourcentage de la phase (α) obéit à une loi empirique [25] :

$$f_{\alpha} = 67 \{1 - \exp[-0,0093(T_{\beta} - T)]\} \quad (1)$$

où T : température de transformation. T_{β} : température de transus $\alpha \rightarrow \beta$.

D'après ces valeurs, on constate que le pourcentage de la phase α diminue au fur et à mesure que la température augmente jusqu'à qu'il atteigne la valeur de 0% à la température 985°C.

3.2. DÉTERMINATION DE L'ÉNERGIE D'ACTIVATION APPARENTE

L'énergie d'activation apparente dépend de plusieurs paramètres tel que: la contrainte, la température et le taux de déformation. Elle régit le comportement à chaud, car elle reflète les mécanismes microstructuraux de la déformation plastique. Étant donné que la sensibilité à la vitesse de déformation « m » dépend de la température, dans notre calcul on a pris une valeur moyenne pour chacun des deux domaines de températures (Fig.5), pour un taux de déformation déterminé (Tab.4).

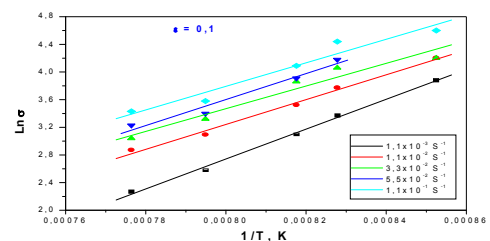


Fig.5 : Variations de la contrainte d'écoulement en fonction de 1/T.

Tab.4 : Variation de l'énergie d'activation apparente en fonction de la déformation.

ϵ	$Q_a (\alpha+\beta)$ (Kj.mol ⁻¹)	$Q_a (\beta)$ (Kj.mol ⁻¹)
0,1	654,124588	187,032814
0,4	616,578872	155,713067
0,5	554,379739	150,028636
0,8	587,57526	183,354357
Q_a moy (Kj.mol⁻¹)	603,164617	169,032218

L'énergie d'activation apparente de l'alliage TA6V4 dans le domaine biphasé est beaucoup plus grande que celle de chaque phase (α) et (β), à cause de la diversité de mécanismes de déformation qui ont lieu dans les phases séparément et les deux phases coexistent (Fig.6).

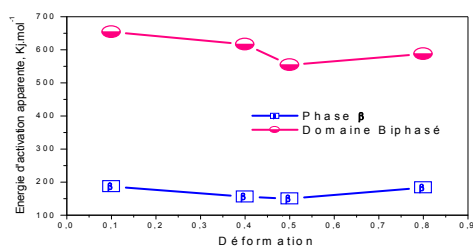


Fig.6 : Variation de l'énergie d'activation de l'alliage TA6V4.

D'autre part, nous pensons que l'énergie d'activation apparente de l'agrégat inclut un terme additionnel qui dépend du taux de changement des fractions de volume des deux phases avec la température. A partir de l'équation (12), on remarque évidemment que l'énergie d'activation apparente Q englobe la somme de deux termes. Le premier représente la moyenne de Q_α et Q_β normalisée par le facteur $f_i \sigma_i m_i$ spécifique à chaque phase en présence.

CONCLUSION

La démarche expérimentale est bien adaptée à notre étude. L'essai de compression à chaud nous a permis de caractériser avec beaucoup de précision le comportement thermomécanique de l'alliage TA6V4.

La décroissance de la contrainte d'écoulement en fonction de la température est rapide dans le domaine biphasé jusqu'à la température de transition. Elle est au contraire très faible dans le domaine monophasé. La transition entre les deux domaines est moins brusque que celle qui avait été observée dans certains travaux antérieurs.

Contrairement aux résultats obtenus sur les aciers, l'énergie d'activation dans le domaine biphasé (900 à 985°C) est égale à 603,16 kJ.mol⁻¹. Cette valeur est plus grande que celle obtenue dans chaque phase : Q_α (236,4 kJ.mol⁻¹) et Q_β (169,03 kJ.mol⁻¹).

RÉFÉRENCES

Darsouni A., Étude du comportement thermomécanique des aciers faiblement alliés à des températures intermédiaires (700-1200°C) thèse de doctorat, 2003.

Hall I.W., Lutjering, G., Zwicker, U., et Bunk, W., DGM, Effect of forging variables on the microstructure of Ti-10V-2Fe-3Al. Proc. International Conf. on Titanium, *Sci. Tec. Ed.* p. 491, 1984.

Chen C.C., et Coyne J.E., Deformation characteristics of Ti-6Al-4V alloy under isothermal forging conditions. *Metall. Trans*, 7A, p. 1931, 1976.

Dajno A., Rhéologie Globale et Structurale des alliages de Titane TA6V Betacez dans les domaines $\alpha + \beta$ et β . Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de St Etienne, 1991.

Chaussy F., et Driver J.H., Hot deformation and a precipitation in a p-Cez alloy: a microdiffraction study Revue de la Métallurgie, no8, pp. 57-65, 1994.

Boidin X., Contribution à l'étude expérimentale et numérique à l'échelle de la microstructure de l'écaillage d'un alliage de titane, Thèse, 2005.

Majorell A., Srivatsa S., et Picu R.C., Mechanical behavior of Ti-6Al-4V at high and moderate temperatures – Part I: experimental results, *Mater Sci EngA* 326 (2), pp. 297-305, 2002.

Lee W.S., et Lin, M.T. The effects of strain rate and temperature on the compressive deformation behavior of Ti-6Al-4V alloy, *J Mater Process Technol* 71 (2), pp. 224-234, 1997.

Lee W.S., et Lin C.F., Plastic deformation and fracture behaviour of Ti-6Al-4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures, *Mater Sci Eng A241* (1-2), pp. 48-59, 1998.

Lee W.S., et Lin C.F., High-temperature deformation behaviour of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests, *J Mater Process Technol* 75 (1-3), pp. 127-136, 1998.

Meester B., Doner M., et Conrad, H., Deformation kinetics of the Ti-6Al-4V alloy at low temperatures. *Metall. Trans.* vol.6A, pp. 65-74, 1975.

Meyers, M.A., *Dynamic behavior of materials*. John Wiley et Sons, 1994.

Harding J., *Archives of Mech*, vol. 27, pp. 715, 1975.

Maclor J.G., et Montheillet F., Lois de comportement de l'alliage de titane Ti-6Al-4V dans le domaine du forgeage à chaud. *Mém. Etud. Sci. Rev. Metall*, pp. 80-89, 1983.

Liu Y., et Baker T.N., *Mater. Sci. Eng.* 205A, pp. 117-126, 1996.

Wanjara P., Jahazi M., Monajati H., Yue S., Immariageon, J.P., *Mat. Sci. Eng.* 396A, pp.50-60, 2005.

Li, X., Lou, Y., Yang, L.B., Peng, D.S., et Rao K.P., Flow stress behavior and deformation characteristics of Ti-3Al-5V-5Mo compressed at elevated temperatures. *Mat. Des.* Vol. 23-5, pp.451-457, 2002.

Seshacharyulu T., Medeiros S.C., Frazier W.G., Hot working of commercial Ti6Al4V with an equiaxed α - β microstructure: materials modeling considerations. *Mater Sci Eng A*, 284, pp. 184-194, 2000.

Momeni A., et Abbasi S.M., Effect of Hot Working on Flow behavior of Ti-6Al-4V alloy in Single Phase and Two Phase Regions, *Mat. Des.*, 2010.

Li M., Pan H., Lin Y., et Luo J., High temperature deformation behavior of near alpha Ti-5.6Al-4.8Sn-2.0Zr alloy.

Cai J., Li F., Liu T., Chen b., et He M., Constitutive equations for elevated temperature flow stress of Ti-6Al-4V alloy considering the effect of strain, *Mater & Design*, Volume 32, Issue 3, pp. 1144-1151, 2011.

Luo J., Li M., Li H., et Yu W., Effect of the strain on the deformation behavior of isothermally compressed Ti-6Al-4V alloy. *Mater. Sci. and Eng. A*, Vol 505, Iss 1-2, p.88-95.

Bryant W.A., Correlation of data on the hot deformation of Ti-6Al-4V. *J. Mater. Sci.* 10-1793, 1975.

Young C.M., et Sherby O.D., Simulation of hot forming operations by means of torsion testing. Technical report AFML-TR-69, p.291. Stanford University, Pablo. Alto, California, 1970.

Robert, Y., Simulation numérique du soudage du TA6V par laser: caractérisation expérimentale et Modélisation des aspects thermomécaniques associées à ce procédé, thèse de doctorat, Paris, 2007.

RELIABILITY ASSESSMENT OF STIFFENED PLATES BUCKLING BY CONSIDERING LOCALIZED GEOMETRIC IMPERFECTIONS

O. MOUHAT¹, A. KHAMLICH¹

¹Department of Physics, Faculty of Sciences at Tetouan, BP. 2121, Palestine Avenue, Tetouan 93002, Morocco (Phone: +212 650437331, Email: ouadie.mouhat@gmail.com , Phone: +212679148263, E-mail: khamlichi7@yahoo.es).

Abstract:

Reliability is associated to the ability of a system to accomplish some required functions, during a considered period of time [1]. Reliability concepts intent assuring safety of structures within the context where there is no perfect knowledge about the real data intervening in the problem, but where statistics that describe their variations are available [2,3]. Reliability analysis is usually performed in order to take into account, for a given performance state of a structural system, uncertainties that affect mechanical, geometrical and loading parameters. This enables modelling uncertainties propagation between some given basic variables considered as the system inputs that vary randomly and the desired system outputs: performance states.

Many structures and engineering components take the form of stiffened plates. It is well known that these particular structures are sensitive to local geometric imperfections which degrade considerably their buckling resistance.

Keywords - reliability, FORM, buckling, finite element method, stiffened plate, initial geometric imperfections

1. INTRODUCTION

Reliability is associated to the Reliability of a system to accomplish some required functions, during a considered period of time [1]. Reliability concepts intent assuring safety of structures within the context where there is no perfect knowledge about the real data intervening in the problem, but where statistics that describe their variations are available [2,3]. Reliability analysis is usually performed in order to take into account, for a given performance state of a structural system, uncertainties that affect mechanical, geometrical and loading parameters. This enables modelling uncertainties propagation between some given basic variables considered as the system inputs that vary randomly and the desired system outputs: performance states.

In the presence of initial geometric imperfections, they could suffer important decrease of buckling strength in comparison with the situation of perfect structures. There

are numerous evidences in the literature which prove that the presence of geometric imperfections can reduce drastically the buckling stresses of structures [4], [5], [6], [7] and [8].

2. Case Study

In ships a common portion of the structure takes the form of a multi-bay longitudinally stiffened panel supported by transverse and longitudinal cross frames. Figure 1 shows an example of geometric configuration of a stiffened plate having three cross frames and three longitudinal bays.

The cross section of a single plate-stiffener combination is shown in figure 2. The notations are: h_w height of stiffener web; t_w thickness of stiffener web, t thickness of plate, b breadth of stiffened panel and a length of stiffened plate. Abaqus finite element program [33] was used to model the stiffened panel and to perform buckling analysis according to a non-linear incremental analysis.

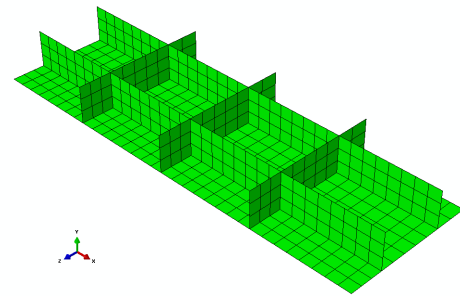


Fig.1
Geo
metri

c configuration of a three-bay stiffened panel with three cross stiffeners

Cross-section:

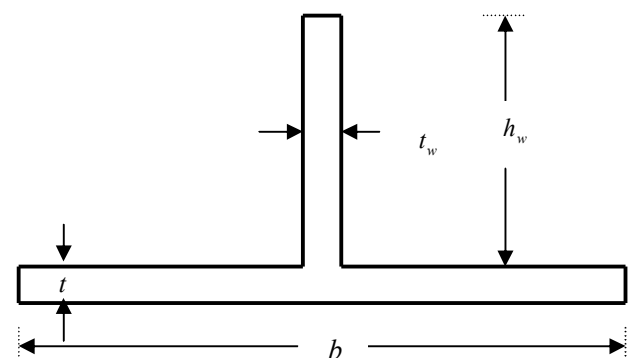


Fig. 2 Cross-section of a single plate-stiffener combination

3. RESULTS AND DISCUSSION

Considering stiffened plate parameters shown in table 1, various scenarios of localized initial geometric imperfections were after that considered.

TABLE 1
MEANS AND STANDARD DEVIATIONS FOR THE PERFECT SHELL PLATE DESIGN PARAMETERS

Random variable	Mean	Standard deviation
x_1	16	0.16
x_2	12.5	1.25
x_3	125	12.5
x_4	2	0.2

The RSM model as obtained by quadratic polynomial regression using results of the perfect shell in terms of parameters $x_1 = t$, $x_2 = t_w$, $x_3 = h_w$ and $x_4 = a/b$ writes

$$\begin{aligned}
 P_{cr}(x_1, x_2, x_3, x_4) = & -36.506 + 0.6223x_1 + 3.5499x_2 \\
 & + 0.09645x_3 + 15.477x_4 + 0.26968x_1x_2 - 0.02253x_1x_3 \\
 & + 0.05683x_1x_4 - 0.01876x_2x_3 - 0.05494x_2x_4 + 0.006592x_3x_4 \\
 & - 0.01036x_1^2 - 0.04736x_2^2 + 0.0009417x_3^2 - 3.0057x_4^2
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

Let us assume that the design load against buckling is taken to be P_{lim} . Thus, the performance function for the perfect shell writes as

$$g_1(x_1, x_2, x_3, x_4) = P_{lim} - P_{cr}(x_1, x_2, x_3, x_4)
 \tag{2}$$

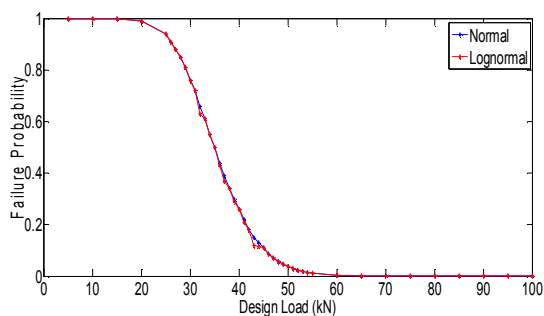


Fig.4 Perfect shell, variations of failure probability as function of the buckling design load

Considering stiffened plate parameters shown in table 2, various scenarios of localized initial geometric imperfections were before that considered

TABLE 2
MEANS AND STANDARD DEVIATIONS FOR THE PERFECT SHELL PLATE DESIGN PARAMETERS

Random variable	Mean	Standard deviation
x_1	2.75	0.275
x_2	180	18
x_3	48.9	4.89

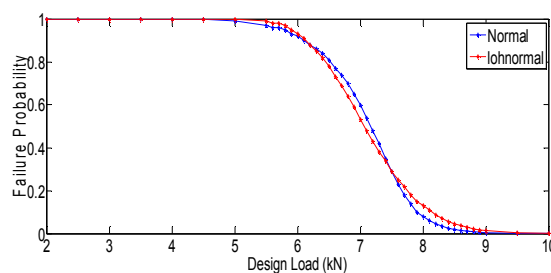


Fig. 5 Imperfect shells, variations of probability of failure as function of the buckling design load; the defect is placed on the middle transversal stiffener

4. CONCLUSION

Reliability analysis of stiffened panels against buckling as affected by uncertainties that are present on the perfect structure and also on the imperfect structure suffering from the presence of a single localized rectangular patch defect was assessed. Metamodels of buckling performance states were derived through response surface modelling and quadratic polynomial regression. Then, FORM reliability analysis was conducted. The obtained results showed that the distribution of probabilities have significant influence on reliability of buckling strength in the transition range of design load and in the useful domain of small failure probabilities. Dependencies on the chosen distributions of probabilities are not the same for all the analyzed situations. They were minimal for the perfect structure, while significant discrepancies were observed in case of the imperfect structure.

REFERENCES

- [1] AFNOR, *Eurocode 1: Bases du Calcul et Actions sur les Structures et Document d'Application Nationale*, Technical Report XP ENV 1991-1, 1996
- [2] M. Lemaire, "Reliability and mechanical design", *Journal of Reliability Engineering and System Safety*, Vol. 55, 1997, pp. 163-170.
- [3] A. Der Kiureghian, T. Dakessian, "Multiple design points in first and second-order reliability", *Journal of Structural Safety*, Vol. 20, 1998, pp. 37-49.
- [4] D. Faulkner, "A Review of Effective Plating for Use in the Analysis of Stiffened Plating in Bending and Compression", *Journal of Ship Research*, Vol. 19, 1975, pp.1-17.
- [5] C.A. Carlsen, "A Parametric Study of Collapse of Stiffened Plates in Compression", *Journal of the Structural Engineer*, Vol. 58B, 1980, pp. 33-40.
- [6] C.S. Smith, N. Anderson, J.C. Chapman, P.C. Davidson and P.J. Dowling, "Strength of Stiffened Plating under Combined Compression and Lateral Pressure", *Journal Transactions of Research Institute Naval Architecture*, Vol. 134, 1991, pp. 131-147.
- [7] G.Y. Grondin, Q. Chen, A.E. Elwi and J.J.R. Cheng, "Stiffened Steel Plates under Compression and Bending", *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 45, 1998, pp. 125-148.
- [8] G.Y. Grondin, A.E. Elwi and J.J.R. Cheng, "Buckling of Stiffened Steel Plates: a Parametric Study", *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 50, 1999, pp.151-175.

ETUDE DE L'ADSORPTION D'UN COLORANT DE TEXTILE SUR UN MATERIAU D'ORIGINE VEGETALE : COQUES DES NOIX D'ARGANIER

M. EL KHOMRI , A. LACHERAI*

Laboratoire de biotechnologie et valorisation des ressources naturelles
Universite ibn zohr. Faculte des sciences. Bp 8106, 80000 agadir maroc

Mots clés : Matériau. Isothermes. Adsorption. Environnement. Bleu de méthylène. Arganier. Pollution. Traitement des eaux.

Les rejets d'industries textiles constituent une source de pollution considérable. En effet ces industries utilisent des quantités importantes de colorant estimées à 700000 tonnes/an dont 140000 tonnes sont rejetés dans les effluents au cours des différentes étapes d'application et de confection.

Ainsi la préservation de l'environnement nécessite le développement et l'optimisation des technologies visant la réduction de cette pollution de l'eau et du sol.

L'objectif de ce travail est de contribuer à la recherche d'une solution à ce problème en élaborant des adsorbants efficaces et moins coûteux que ceux classiques. Et d'autre part de valoriser un matériau agro source en l'occurrence les coquilles de noix d'arganier (produites fortement dans la région).

L'efficacité de ce matériau est testée en utilisant le Bleu de Méthylène **BM** : colorant largement utilisé dans l'industrie textile.

L'étude expérimentale que nous avons menée se compose de trois parties principales :

Etude cinétique

Cette étude permet de fixer le temps minimal de contact qui permet d'atteindre l'équilibre. Pour cela, la cinétique d'adsorption du bleu de méthylène sur l'adsorbant a été suivie.

Les résultats obtenus montrent que la quantité adsorbée augmente avec le temps d'agitation pour atteindre un palier qui traduit l'équilibre d'adsorption-désorption. Cet équilibre est atteint des les 5 premières minutes. Ainsi l'adsorption de bleu de méthylène sur les **CAR** est une réaction qui passe par deux étapes : une rapide et l'autre lente et déterminante.

Etude des paramètres influençant l'adsorption

Cette étude a permis la détermination de la masse optimale de l'adsorbant d'une part, et d'autre part la mise en évidence de l'effet de température et du pH sur l'adsorption de **BM**.

Effet de la masse d'adsorbant

L'objectif est de déterminer la masse optimale d'adsorbant à utiliser dans la suite du travail. Elle est réalisée en ajoutant des masses variables d'adsorbant à des solutions de **BM** de concentrations massiques fixes tout en gardant le volume de la solution fixe et la température constante. L'analyse des résultats montre que le rendement d'adsorption de **BM** augmente avec la masse d'adsorbant mise en suspension dans la solution. La stabilisation est atteinte pour une valeur proche de 2 g.

Effet de pH de la solution sur l'adsorption.

Le pH est un facteur important dans toute étude d'adsorption, du fait qu'il peut influencer à la fois la structure d'adsorbant et d'adsorbat, ainsi que le mécanisme d'adsorption. Donc, il est judicieux de connaître l'efficacité d'adsorption à différents pH. Dans ce contexte l'influence de ce paramètre sur l'adsorption du **BM** sur les **CAR** a été étudiée.

Plusieurs valeurs de pH ont été étudiées dans les deux domaines acide et basique.

Les résultats obtenus montrent que, pour chaque domaine étudié (acide ou basique), une augmentation du pH a un effet positif sur l'adsorption.

Effet de la concentration initial de la solution sur l'adsorption.

La concentration initiale du polluant a une importante influence sur la capacité de rétention du support solide. Dans le but d'étudier cet effet, différentes solutions de **BM** de concentrations croissantes sont agitées en présence de l'adsorbant, tout en gardant les autres paramètres fixes. On déduit des résultats obtenus une forte augmentation de la quantité adsorbée de **BM** avec celle de la concentration initiale jusqu'à l'obtention d'un palier de saturation.

Effet de la température sur l'adsorption

Pour cet effet deux températures ont été étudiées 26 et 35°C.

En analysant les résultats obtenus on observe que dans le domaine de températures étudié, ce paramètre a une faible influence sur l'adsorption.

Etude des isothermes d'adsorption et la modélisation de la rétention de ce colorant par l'adsorbant étudié.

Les isothermes d'adsorption jouent un rôle important dans la détermination des capacités maximales d'adsorption et dans l'identification du type d'adsorption. Elles sont obtenues, par la représentation graphique de $Q_e=f(C_e)$ où Q_e et C_e sont respectivement la quantité de colorant adsorbé par g d'adsorbant et la concentration à l'équilibre de ce colorant.

Les isothermes de Henry, Freundlich, et Langmuir sont réalisées dans des conditions opératoires identiques sur notre adsorbant. Les résultats obtenus sont représentés sous formes de graphes dans la figure 1.

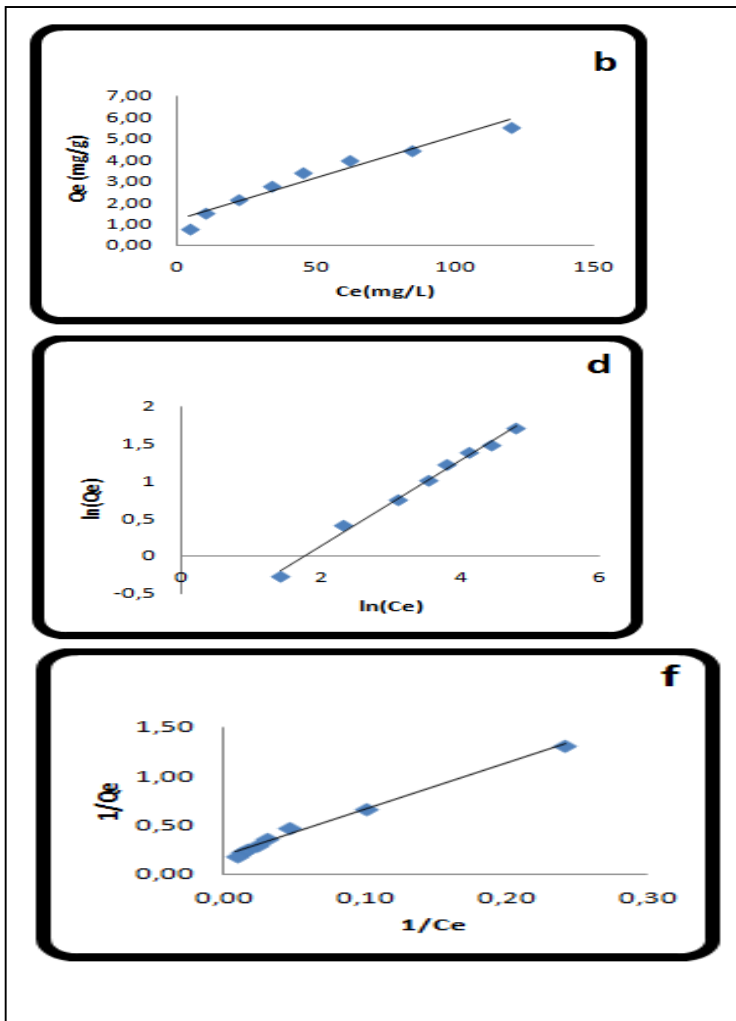


Figure 1 : Représentation graphique de la forme linéaire d'isothermes d'adsorption de BM sur les CAR. b) Henry, d) Freundlich et f) Langmuir .

On en déduit que l'isotherme de Freundlich décrit mieux le phénomène d'adsorption pour ce matériau.

APPLICATION A L'ADSORPTION DE BLEU DE METHYLENE ET VALORISATION D'UN MATERIAU AGRO SOURCE : COQUES DES NOIX D'AMANDE

M. EL KHOMRI, A. LACHERAI*

Laboratoire de Biotechnologie et Valorisation des
Ressources Naturelles
Université ibn Zohr. Faculté des Sciences. BP 8106, 80000
Agadir Maroc

Jusqu'à présent et malgré les efforts de dépollution des effluents industriels, une quantité importante de polluants de toutes sortes est rejetée dans l'environnement.

Ces polluants sont susceptibles d'interagir par adsorption sur divers substrats naturels d'origine minérale, animale ou végétale. Cette propriété a permis d'utiliser l'adsorption dans de larges domaines de séparation (l'extraction, l'épuration, la dépollution, etc.). Mais, la demande croissante des adsorbants utilisés dans les procédés de protection de l'environnement a fait que leur coût devient de plus en plus cher ce qui suscite la recherche de nouveaux matériaux adsorbants moins coûteux, en particulier à partir de déchets végétaux.

Dans cette optique, nous avons étudié un matériau d'origine naturelle en l'occurrence: les coquilles d'amande CAM séchées et broyées finement, pour promouvoir d'une part une méthode simple, rentable et efficace capable de limiter la pollution engendrée par un colorant industriel : le bleu de méthylène BM, et d'autre part, une valorisation du matériau utilisé.

L'étude expérimentale réalisée au cours de ce travail comporte trois parties essentielles :

Etude cinétique

Cette étude a permis de déterminer le temps minimal d'interaction adsorbant-adsorbat, qui permet d'atteindre l'équilibre

L'analyse des résultats obtenus montre que la quantité adsorbée augmente avec le temps d'agitation pour atteindre un palier qui traduit l'équilibre d'adsorption-désorption. Cet équilibre est atteint dès les 5 premières minutes. Nous en concluons que l'adsorption de bleu de méthylène sur les CAM passe par deux étapes : une rapide et l'autre lente et déterminante.

Etude des paramètres influençant l'adsorption

Nous avons déterminé la masse optimale de l'adsorbant et l'effet de température et du pH sur l'adsorption de BM sur l'adsorbant.

Effet de la masse d'adsorbant sur l'adsorption

Cette étude a permis de déterminer la masse optimale d'adsorbant utilisée dans la suite de notre travail. Elle est réalisée en ajoutant des masses variables d'adsorbant à des solutions de BM de concentration massique fixe tout en gardant le volume de la solution fixé et la température constante.

Les résultats obtenus montrent que le rendement d'adsorption de BM augmente avec la masse d'adsorbant mise en suspension dans la solution. La stabilisation est atteinte pour des valeurs proches de 2 g.

Effet de pH de la solution sur l'adsorption.

Le pH est un facteur important dans toute étude d'adsorption, du fait qu'il peut influencer à la fois la structure d'adsorbant et d'adsorbat, ainsi que le mécanisme d'adsorption. Il est donc judicieux de connaître l'efficacité d'adsorption à différents pH. Dans ce contexte nous avons étudié l'influence de ce paramètre sur l'adsorption du BM sur les CAM.

Les résultats obtenus montrent que, pour chaque domaine étudié acide ou basique (sauf pour certaines valeurs très basiques), une augmentation du pH conduit à celle de la quantité adsorbée.

Effet de la concentration initial de la solution sur l'adsorption.

D'après la bibliographie, la concentration initiale du polluant a une influence importante sur la capacité de rétention du support solide. Dans le but d'étudier cet effet quant à notre matériau nous avons utilisé des solutions de BM de concentration croissante tout en gardant les autres paramètres fixes.

L'analyse des résultats obtenus montre une forte augmentation de la quantité adsorbée de BM avec la concentration initiale jusqu'à l'obtention d'un palier de saturation.

Effet de la température sur l'adsorption

L'effet de la température a été étudié en choisissant deux températures.

On en déduit que dans le domaine de températures étudié, ce paramètre a une faible influence sur l'adsorption de BM sur le matériau utilisé.

Etude des isothermes d'adsorption et la modélisation de la rétention de ce colorant par l'adsorbant étudié.

Les isothermes d'adsorption sont importantes dans la détermination des capacités maximales d'adsorption et dans l'identification du type d'adsorption. Elles sont obtenues, par la représentation graphique de $Q_e = f(C_e)$ où Q_e et C_e sont respectivement la quantité de colorant adsorbé par g d'adsorbant et la concentration à l'équilibre de ce colorant.

Les isothermes de Henry, Freundlich, et Langmuir sont réalisées dans des conditions opératoires identiques sur notre adsorbant. Les résultats obtenus sont représentés sous formes de graphes dans la figure 1.

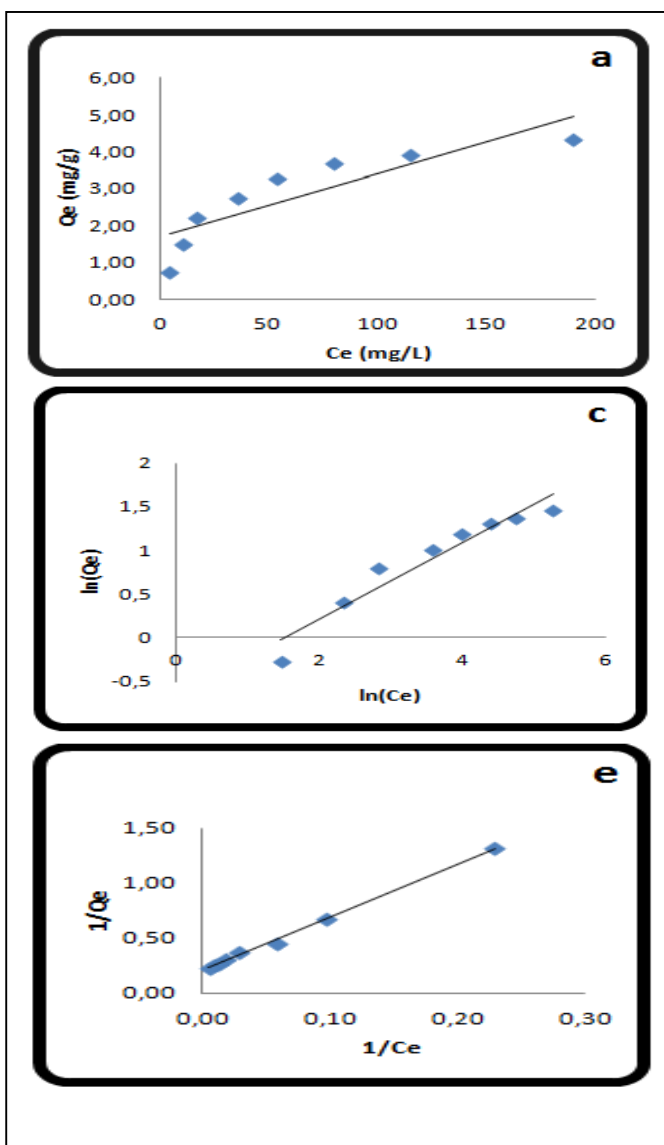


Figure 1 : Représentation graphique de la forme linéaire d'isothermes d'adsorption sur *BM* sur *CAM*.
a) Henry, c) Freundlich et e) Langmuir

Cette étude a montré que le modèle Langmuir décrit mieux l'adsorption du *BM* sur les *CAM* avec un grand coefficient de corrélation.

Mots clés : Matériau. Isothermes. Agro source. Adsorption. Environnement. Bleu de méthylène. Arganier. Pollution. Traitement des eaux.

MÉCANISMES DE DURCISSEMENT STRUCTURAL DES ALLIAGES PLOMB-CADMIUM-STRONTIUM-ARGENT POUR GRILLES DE BATTERIE

Y. AIT YASSINE⁽¹⁾; E. ZANTALLA⁽¹⁾, A. AGUIZIR⁽¹⁾; R. KIDARI⁽¹⁾; J. ICHE⁽¹⁾; E.SAAD⁽²⁾; N. SELHAOUI⁽¹⁾, L. BOURDEN⁽¹⁾

⁽¹⁾: Laboratoire de Thermodynamique et Énergétique, Faculté des Sciences, BP 8106. Agadir, Maroc

⁽²⁾: Laboratoire des procédés de valorisation des ressources naturelles, des matériaux et environnement, faculté des sciences et techniques de Settât, BP 577, route de Casablanca, 26000 Settât, Maroc

Introduction

Ce travail est consacré à l'étude de l'influence des ajouts mineurs de l'argent sur les mécanismes de durcissement structural des alliages PbCdSr. En outre deux études ont été menées sur les alliages PbAg, la première effectuée par Mao et al [1] qui ont observé une phase de structure à gros grains dans un alliage à 0,02% en poids de Ag, une seconde phase (riche en plomb) a été observée dans l'alliage Pb0,09%Ag qui apparaît principalement à l'intérieur du grain et le long des joints de grains. La deuxième étude a été faite par Gulyaev et al [2], ils ont montré que la dureté augmente avec la concentration en Ag. La structure de ces alliages dépend essentiellement de la teneur en Ag.

En outre, nous avons étudié [3] d'une façon systématique les processus de vieillissement des alliages PbCdSr. L'évolution vers l'état d'équilibre de la structure de trempe de ces alliages se fait en deux stades : le premier stade caractérise le vieillissement qui se fait par une transformation discontinue durcissante puis adoucissante suivie d'une précipitation continue. Le second stade est le survieillissement qui est caractérisé par une précipitation discontinue lamellaire adoucissante localisée aux voisinages des joints de grains.

1- Conditions expérimentales

1-1- Préparation des alliages

Les alliages sont préparés à partir de plomb pur (99,99%), tandis que les apports de strontium et de l'argent s'effectue à partir des alliages mère des compositions respectivement Pb-1%Sr, et Pb1%Ag (les % est en poids comme dans tout ce travail). Nous avons choisi des compositions inférieures à la limite de solubilité en phase solide primaire (0,02% pour le strontium; 2% pour le cadmium et 0,07, 0,15, 0,2 et 0,3% pour l'argent).

Pour étudier l'état structural des alliages bruts de coulée. Les éléments pris dont les proportions appropriées sont introduits dans une ampoule de silice de 8 mm de diamètre, scellée sous vide secondaire; l'ensemble est porté à 500°C; après fusion de l'alliage on refroidit jusqu'au commencement de solidification puis on trempe l'ensemble, alliage et tube de silice à l'eau; les échantillons sont directement étudiés.

1-2- Mesure de dureté et de microdureté

1-2-1- Essai de dureté

Les essais de dureté sont effectués par méthode Vickers, à l'aide d'un duromètre Future-Thech Corp sous une charge de 2 Kgf. Chaque mesure correspond à la moyenne d'un maximum de cinq empreintes réparties sur une section plane perpendiculaire à l'axe de l'échantillon cylindrique. Les sections sont obtenues par sciage et abrasion mécanique avec arrosage d'eau pour éliminer tout risque d'échauffement de l'échantillon, puis polissage chimique.

1-2-2- Essai de microdureté

Pour les alliages étudiés, le vieillissement se manifeste souvent par une transformation discontinue. Le grain est divisé donc en deux zones : une transformée et l'autre non encore transformée. La microdureté nous permet de mesurer la valeur de la dureté dans les deux zones afin de savoir l'influence d'une telle transformation. On peut dire que la microdureté est une technique de mesure de dureté à l'échelle du grain. Son principe est identique à celui de la macrodureté. Ces essais correspondent à des charges (<10 g).

1-3- Métallographie quantitative

L'examen métallographique consiste à étudier la structure de ces alliages afin de tenir compte des hétérogénéités structurales prévisibles. Les solutions solides trempées sursaturées des alliages de plomb vieillissent dès la température ambiante par des mécanismes de transformations continues ou discontinues, et pour observer ces transformations aux microscopes optique ou électronique à balayage, les échantillons doivent subir une préparation préalable : prélèvement des échantillons du lingot, puis polissage mécanique par abrasion. Ensuite l'échantillon est poli chimiquement, pour enlever la couche écrouie laissée par le polissage mécanique, les alliages PbCaSr se polissent par une simple immersion de l'échantillon dans une solution chimique composé d'une part de l'eau oxygénée H₂O₂ à 30% et de trois parts d'acide acétique glacial CH₃COOH et enfin on termine par la technique des attaques chimiques à répétition pour mettre en évidence les déplacements des joints de grains, dans nos alliages, on utilise comme réactif d'attaque, une solution de molybdate d'ammonium (10 g) et d'acide citrique (250 g) et d'eau en quantité suffisante pour faire un litre.

2- Résultats

2-1- L'influence des ajouts de l'argent mineurs sur le mécanismes de durcissement structural des alliages PbCdSr

Les phénomènes de vieillissement et de survieillissement des alliages PbCdSrAg sont similaires à ceux des alliages PbCdSr (fig1). En effet, le vieillissement se manifeste par une précipitation continue et une transformation discontinue concomitantes. Cette transformation discontinue s'initie aux joints de grains ou dans les sous joints dendritiques mais reste incomplète (fig3). Par contre, le survieillissement se manifeste par une précipitation discontinue lamellaire qui est adoucissante (fig6). Les précipités lamellaires de cette réaction sont riches en cadmium, alignés et orientés suivant des directions bien déterminées d'un grain à l'autre.

Au fur et à mesure que la concentration en argent augmente (fig2), la dureté maximale diminue et on assiste à une

accélération de la cinétique des transformations durcissantes. En outre, on observe la formation des zones du mélange eutectique dont le volume augmente en fonction de la concentration en argent. Nous constatons aussi que ce sont les teneurs 0,15 et 0,2%Ag en argent qui permettent d'avoir des duretés relativement élevées. Avec une formation particulière de dendrites arborescentes plus marquées (fig5). Les microanalyses qualitatives par l'EDAX (fig7) sur les précipités arborescents montrent la présence simultanée du plomb, cadmium, strontium et argent,

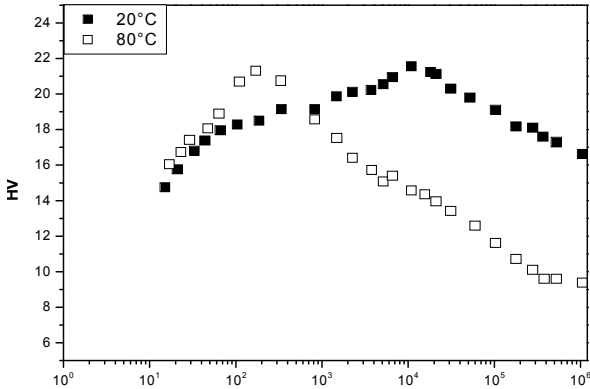


Fig1: Evolution de la dureté de l'alliage Pb2%Cd0,08%Sr0,15%Ag, brut de coulée, en fonction du temps aux températures 20 et 80°C

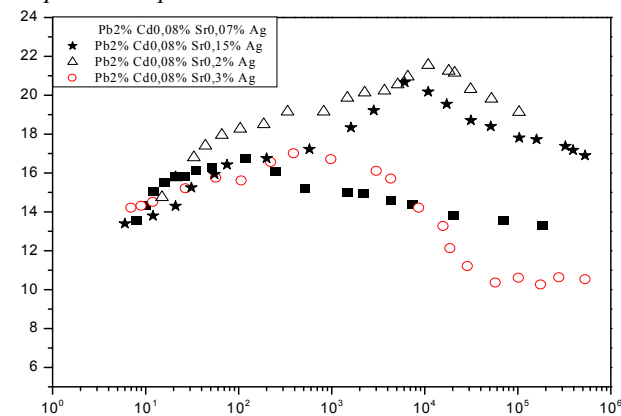


Fig2: Evolution de la dureté en fonction du temps à la température ambiante des alliages brut de coulée Pb2%Cd0,08%SrX%Ag, avec X=0,07-0,15-0,2 et 0,3

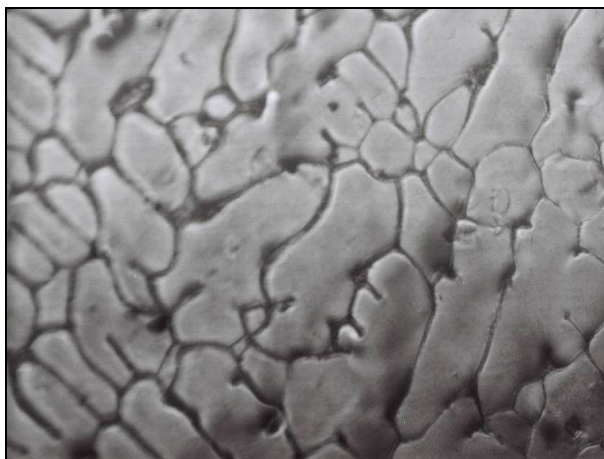


Fig3: Structure de trempe de l'alliage Pb2%Cd0,08%Sr0,15%Ag, brut de coulée. Visualisation de cellules de ségrégations.

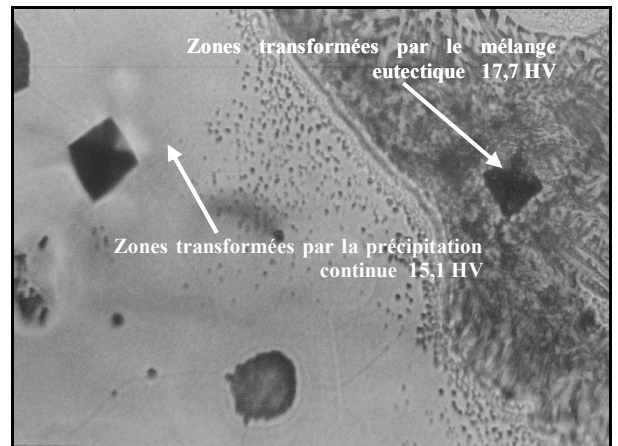


Fig4: Visualisation des empreintes de microdureté effectuées sur l'alliage brut de coulée Pb2%Cd0,08%Sr0,15Ag, vieilli 7 heures à 80°C

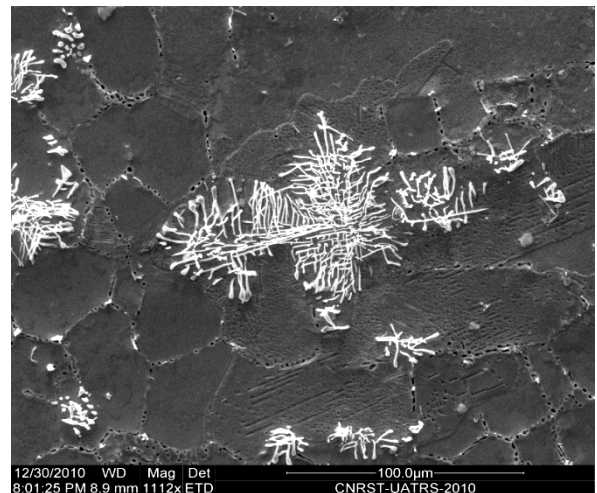


Fig5: Visualisation au microscope électronique à balayage de la microstructure de l'alliage Pb2%Cd0,08%Sr0,2%Ag, brut de coulée, vieilli 5 mois à la température ambiante

Fig6: alliage Pb2%Cd0,08%Sr0,15%Ag, brut de coulée ,



Fig6: alliage Pb2%Cd0,08%Sr0,15%Ag, brut de coulée , vieilli 3 mois à la température 80°C. Visualisation de la précipitation discontinue lamellaire

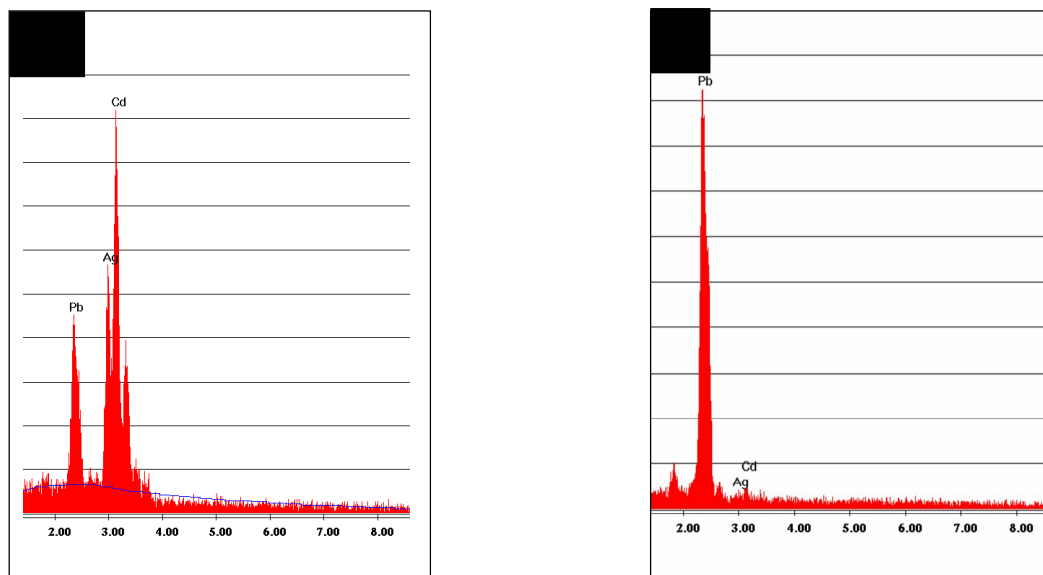


Fig7 : Un exemple de microanalyse qualitative par l'EDAX sur les précipités arborescents.

a) Spectre des précipités arborescent

b) Spectre de la matrice.

2-2- Conclusion

Enfin, les propriétés mécaniques des alliages PbCdSrAg semblent plus performantes que celles des alliages PbCdSr. Si leurs propriétés électrochimiques s'avèrent aussi meilleures, l'utilisation de ces alliages s'imposerait certainement dans l'industrie des accumulateurs au plomb pour grilles de batteries malgré la toxicité du cadmium et strontium.

Références bibliographiques

- [1] G.W.MAO,LARSON,P.RAO Memetallography,(1969) pp 399-423
- [2] GULYAEV,B.B,SINTER SPLAVOV, Metallurgia Moscow (1984) p 44..
- [3] Y. AIT YASSINE, E. ZANTALLA, A. AGUIZIR, N. SELHAOUI, L. BOIRDEN, Annales de Chimie, Sciences des Matériaux, 34 (2009) 85-98.

TRANSITION ETAT SUPRACONDUCTEUR-ETAT NORMAL D'UN MATERIAU SUPRACONDUCTEUR A HAUTE TEMPERATURE CRITIQUE

A. BOUAADDI*

Ecole Nationale des Sciences Appliquées Agadir
abouaaddi@yahoo.fr

Résumé

Dans cet article, je vais étudier la densité de courant qui permet à un matériau supraconducteur à haute température critique de passer de son état supraconducteur à son état normal. Je vais traiter aussi le comportement de cette densité notée J^* en fonction de la température et du champ magnétique appliqué à l'échantillon.

Introduction

La densité de courant pour la quelle on commence à voir expérimentalement une dissipation au niveau des matériaux supraconducteurs est appelée densité de courant critique et elle est représentée par J_c . Dans sa détermination expérimentale, normalement il est établi que c'est la densité de courant pour laquelle on est convaincu qu'un certain seuil du champ électrique E est mesuré. Ce seuil est, bien sur, le plus petit champ E que la résolution permet de détecter. J_c n'est pas, par conséquent, la densité de courant qui détruit la supraconductivité, mais celle qui commence à générer une dissipation mesurable, en maintenant l'échantillon dans l'état mixte.

Dans ces échantillons de type II on peut continuer à augmenter le courant électrique au dessus de J_c et détecter différentes tendances du mouvement des vortex, toujours à l'intérieur de l'état mixte. Le type du mouvement le plus élémentaire des vortex est, par exemple, le flux flow [1], dans lequel la vitesse v des vortex est proportionnelle au courant appliqué J , et donc aussi au champ $E = v \cdot B$, mesuré lorsque un champ magnétique B est appliqué. Les courbes caractéristiques E - J ont une valeur nulle jusqu'à J_c et deviennent linéaire pour des valeurs supérieures à J_c . [2]

Ces courbes caractéristiques peuvent être plus compliquées chose dû à divers mécanismes. Par exemple, dans les supraconducteurs à haute température critique T_c ils peuvent être dus à des effets thermiques qui entraînent l'apparition de dissipation même avant que les forces de Lorentz fassent déplacer tous les vortex de leurs centres d'ancrage. L'énergie thermique créant des fluctuations locales qui font démarrer un ou plusieurs vortex de leur position et, dépendamment des interactions entre les vortex, donnent divers signaux de tension expérimentale [3]. Ceci est ce qui se passe par exemple dans le flux creep, où la variation de E avec J n'est pas linéaire. Mais dans l'une ou l'autre variante de linéarité l'échantillon reste dans l'état mixte.

Etude expérimentale.

L'échantillon est un film mince monocristal d' $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$. Il a été déposé par la méthode d'ablation laser sur la face (100) d'un substrat monocristal de SrTiO_3 . L'axe c du monocristal d' $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$ est perpendiculaire à la surface du film mince. L'épaisseur du film est de 400 nm. Pour diminuer le courant nécessaire à la transition, un étranglement d'une largeur de 7,53 μm a été réalisé sur l'échantillon (figure.1). La distance entre les électrodes de mesure de la tension est de 135 μm . Les électrodes de mesure sont en or et sont déposées sur la surface de l'échantillon par évaporation. Les fils de mesures sont soudés par micro-onde.

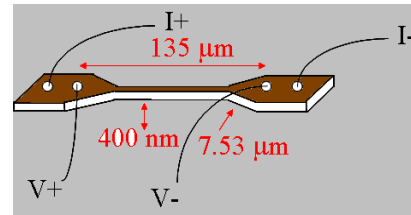


Figure 1 : Schéma de l'échantillon avec les contacts électriques de mesure de transport $d = 135 \mu\text{m}$; $h = 400 \text{nm}$; $w = 7,53 \mu\text{m}$.

Les expériences présentées dans ce travail ont été réalisées par la technique habituelle de mesure à quatre points ou encore en « 4 fils »: un courant traverse l'échantillon entre ses extrémités et la tension en deux autres points est ainsi relevée. Ces expériences ont été faites dans la configuration où la direction du courant électrique est perpendiculaire au champ magnétique appliqué.

Dans ces supraconducteurs de type II, si on continue à augmenter l'intensité du courant appliqué beaucoup plus grande que J_c on va observer expérimentalement une brusque rupture de l'état mixte. Si J dépasse un certain seuil du courant J^* , il apparaît une brusque transition de l'échantillon dans un état de haute dissipation, qui s'identifie avec l'état normal. Le saut correspondant dans la résistivité apparente $\rho = E/J$ s'observe dans tous les supraconducteurs de type II, tant pour les hautes que pour les basses T_c [4, 5].

Détermination de la densité de courant J^*

Dans la figure (2) on montre un schéma de courbe E - J dans le supraconducteur YBaCuO . Pour les valeurs supérieures à J_c la variation du champ E avec le courant J n'est pas linéaire, chose typique du flux creep. Pour les ordres de grandeurs, on dirait que pour une couche mince d' YBCO , si J_c est de l'ordre de 10^6 (A/cm^2) en absence de champ magnétique externe, J^* peut atteindre des valeurs supérieures qui dépendent de la température. Dans les bons échantillons « sans défauts stoechiométriques et structuraux, qui peuvent générer des faibles interactions entre les différentes parties de l'échantillon » l'origine physique de J_c est clairement lié au désancrage et au mouvement des vortex magnétiques, chose qui n'est pas aussi claire pour le mécanisme qui induit le phénomène observé pour J^* . Les causes de cette transition brusque de J^* peuvent être très diverses, et même varier d'une mesure à une autre et d'un type de matériau à un autre.

Dans le premier groupe de modèles, la cause de la transition à J^* se trouve aussi dans le mouvement des

vortex. Par analogie avec J_c où le mouvement subit un changement de régime (ce n'est pas parce qu'il y a passage du repos au mouvement, ou parce qu'il se produit un mouvement global plus intense que les antérieurs.), en J^* il se produit un changement de comportement des vortex en mouvement.

Dans l'autre grand groupe de modèles il y'a ceux qui expliquent la transition exclusivement par la dissipation thermique. Ils se basent sur le fait que lorsque la température de l'échantillon augmente au dessus de T_c la supraconductivité se détruit.

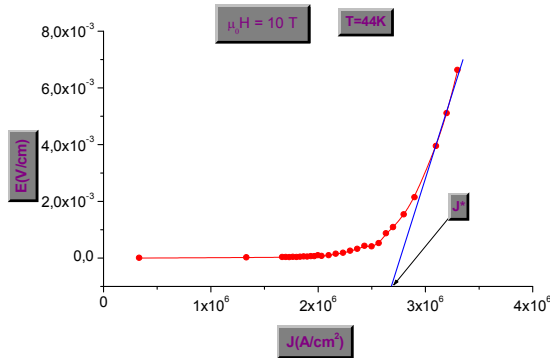


Figure.2 représentation d'une caractéristique E-J typique du supraconducteur YBCO. Au dessus de J^* l'échantillon transite à l'état normal. La transition en J^* est brusque, et le saut de la résistivité peut être plus grand.

Ce comportement des caractéristiques E-J qu'on vient de décrire s'observe dans les supraconducteurs métalliques de basse température critique [6] mais notre intérêt portera sur les SHTC. Les études autour de J^* sont très intéressantes au point de vue application : dispositifs basés sur la transition supraconductrice comme les limiteurs de courant, détecteurs bolométriques ou commutateurs ultra rapides.

Durant les dernières années plusieurs laboratoires ont étudié la transition en J^* dans les SHTC [6, 7, 8]. Mais malgré ces efforts, le comportement et l'origine de $J^*(T, H)$ dans les SHTC ne sont pas encore totalement éclaircis.

Les mesures de la caractéristique E(J) nécessitent la réalisation de contacts électriques sur l'échantillon ; de ce fait elles sont plus destructives et souvent affectées par l'échauffement au niveau des contacts électriques. La chaleur ainsi diffusée dans l'échantillon entraîne une variation non négligeable, en fonction du temps, de la température de l'échantillon et de fortes instabilités thermiques peuvent se produire à hautes densités de courant. Les valeurs de la densité de courant critique, qu'on peut pratiquement mesurer, s'en trouvent ainsi limitées.

La figure.3 montre un exemple de variations de la caractéristique E(J) en fonction de la densité de courant pour trois valeurs du champ magnétique 0.6 T, 1.2 T, 2.4 T et 10 T. En extrapolant les courbes E-J par des tangentes au niveau des parties linéaires, les densités de courant critique J^* sont déterminées à partir des caractéristiques E(J).

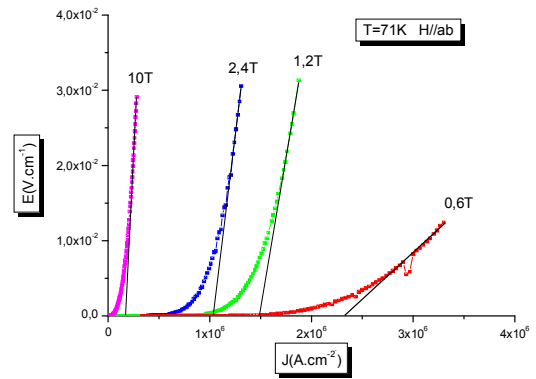


Figure 3: Caractéristiques E(J) à différents champ magnétique appliqué parallèlement au plan (ab) pour une température de 71K.

Variation de J^* en fonction de T et de H

La figure.4 représente les variations de J^* en fonction de la température. On constate que chaque courbe se compose de deux parties : une partie dite à température faible ($T \leq T_0(H)$) et une partie dite à température forte ($T \geq T_0(H)$). La valeur de $T_0(H)$ est celle où les courbes $J^*(T)$ changent complètement de pente de décroissance. Cette décroissance est modérée pour $T \leq T_0(H)$, et très rapide pour $T \geq T_0(H)$.

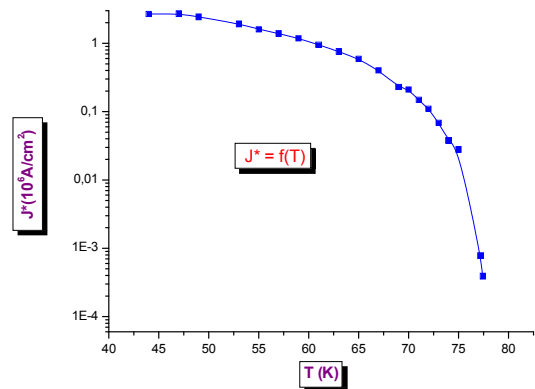


Figure.4 les variations de J^* en fonction de la température à champ magnétique $\mu_0 H = 7,5 T$

La figure.5 montre les variations de J^* en fonction de H pour une température $T = 71 K$. On constate que la densité de courant J^* est trop faible dans le régime flux flow qui correspond aux valeurs importantes du champ magnétique appliqué. La courbe est à peu près similaire à celle de $J^* = f(T)$.

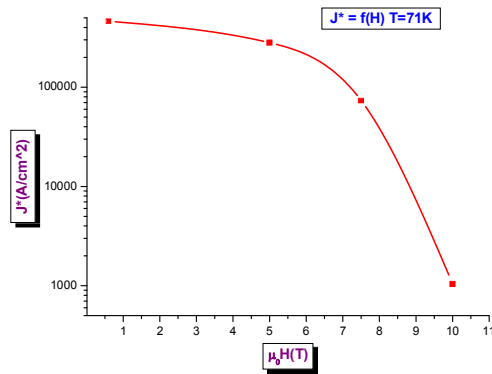


Figure.5 les variations de J^* en fonction de H pour une température $T = 71K$

Dans la figure 6 on représente les variations de J^* en fonction de la température pour trois valeurs du champ magnétique appliqué parallèlement au plan (ab) : 0,6 T, 1,2 T et 7.5 T

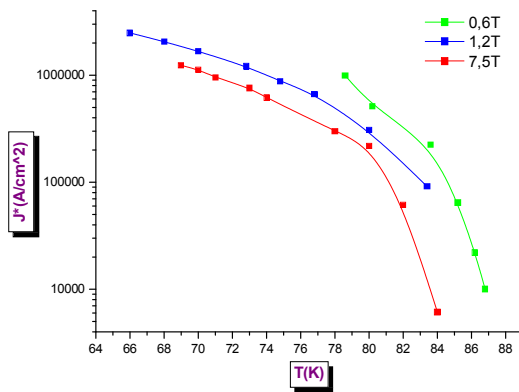


Figure.6 : Variations de J^* en fonction de la température pour trois valeurs du champ magnétique appliqué parallèlement au plan (ab).

Le comportement de $J^*(H)$ et de $J^*(T)$ peut être expliqué par le fait que l'augmentation du champ extérieur conduit à un nombre de vortex de plus en plus grand, et à cause de l'interaction vortex - vortex, un mouvement d'ensemble est induit, c'est le mécanisme de désancrage .

CONCLUSION

Le champ magnétique qui pénètre dans l'échantillon sous forme de lignes de flux, peut être créé par une source extérieure ou par le courant de transport qui traverse l'échantillon : c'est le champ propre, le courant de transport exerce la force de Lorentz $\vec{F}_L = \vec{J} \wedge \mu_0 \vec{H}$ par unité de volume sur les lignes de flux. Quand \vec{F}_L , accélère la ligne de flux avec une vitesse \vec{V} , un champ électrique $\vec{E} = \mu_0 \vec{H} \wedge \vec{V}$, apparaît aux bornes du supraconducteur qui devient résistif. Quand le champ est nul, les lignes de flux sont créées par le champ propre à l'intérieur de l'échantillon, et lorsqu'elles ne sont pas ancrées, la force de Lorentz les met en mouvement, et par conséquent la densité de courant J^* chute.

Dans le cas des supraconducteurs anisotropes, le mécanisme d'ancrage est plus compliqué. Le supraconducteur anisotrope est caractérisé par une structure feuilletée constituée d'un empilement de plans faiblement couplés. Ainsi la ligne de flux peut être remplacée par un empilement de disques bougeant presque indépendamment les uns des autres. Comme chaque disque est piégé individuellement, le supraconducteur aura une faible densité de courant de transition J^* .

Références

- [1] P.E. Goa et al. University of Oslo
- [2] M. N. Kunchur y D. K. Christen. Phys. Rev.Lett. 70, 998 (1993).
- [3] A.C. Rose-Innes y E. H. Rhoderick. Introduction to Superconductivity (Pergamon Press, Oxford, 1978), 2a ed.
- [4] M. Tinkham. Introduction to Superconductivity (McGraw-Hill, New York, 1996), 2a ed.
- [5] A.V.Samoilov, M. Konczykowski, N.-C.Yeh, S. Berry y C. C. Tsuei. Phys. Rev. Lett. 75, 4118 (1995).
- [6] B. J. Ruck, J. C. Abele, H. J. Trodahl, S. A. Brown y P. Lynam. Phys. Rev. Lett. 78, 3378 (1997).
- [7] W. Klein, R. P. Huebener, S. Gauss y J.Parisi. J. Low Temp. Phys. 61, 413 (1985).
- [8] S. G. Doettinger, R. P. Huebener, R.Gerdemann, A. Kuhle, S. Anders, T. G. Trauble y J. C. Villegier. Phys. Rev. Lett. 73,1691 (1994)

SIMULATION NUMERIQUE DE COMPORTEMENT PAR FATIGUE D'UNE PALE COMPOSITE D'HELICOPTERE SOUS CHARGEMENT AERODYNAMIQUE VIA LA METHODE DES ELEMENTS FINIS

GHERBI MOHAMMED TAHAR *¹, NOUR
ABDELKADER ¹, MENACEUR NOURDDINE²

^{1*} Laboratoire dynamique des moteurs Vibroacoustique,
UMB Boumerdès.

¹ Laboratoire dynamique des moteurs Vibroacoustique,
UMB Boumerdès

² universitaire d'ELOUED

Tahero83@yahoo.fr, ldmv@yahoo.fr,
Meneceur_nourddine21@yahoo.fr

Résumé

Cette étude concerne le comportement dynamique d'une pale d'hélicoptère. L'objet principal de ce travail est de simuler par la méthode des éléments finis le comportement d'une pale sous chargement aérodynamique. Une étude de l'aérodynamique des hélicoptères a été faite pour la détermination des charges aérodynamiques appliquées sur la pale d'hélicoptère et d'en déduire par simulation numérique les fréquences et modes propres.

L'analyse des réactions agissant sur la pale a été faite. Les expressions des différentes énergies et des travaux virtuels de la pale ont été développés. Un modèle simple a été défini afin d'étudier les phénomènes vibratoires. Pour traiter des systèmes réels, un modèle d'éléments finis a été utilisé. De ce modèle on a extrait les fréquences propres et les déformés modales de la pale, et calculer les contraintes agissant sur la structure pour les différents modes propres. L'étude de la pale, en régime transitoire a permis de déterminer les réponses vibratoires dues aux balourds et aux différentes modes d'excitations.

Mots clés : pale, dynamique, éléments finis, numérique, hélicoptère, aérodynamique, matériaux composite

1 INTRODUCTION

La dynamique des structures occupe une place importante dans les travaux de recherche actuels [1]

Les études du comportement dynamique des machines tournantes et des différentes structures mécaniques à rotors verticaux tel que les centrifugeuses, les pompes, les compresseurs, les turbines, les éoliennes et les hélicoptères permettent de résoudre de divers problèmes liés à leurs fonctionnements.

L'élément essentiel d'un hélicoptère est le rotor; lui-même constitué d'un ensemble de deux pales autour d'un axe sensiblement vertical, dans un plan perpendiculaire à cet axe.

Une pale revêt en plan, la forme d'une aile à grand allongement, et sa section par un plan perpendiculaire à cet axe porte le nom de profil. Comme pour une aile d'avion,

un profil est défini par son bord d'attaque, son bord de fuite et sa corde.

La corde d'un profil est une droite de référence, servant à la définition de la forme de ce dernier; elle est en général la droite joignant les extrémités de la ligne moyenne. Pour des raisons de facilité de conception, le profil d'une pale revêt souvent une allure symétrique, et dans ce cas l'angle que fait la corde de portance nulle avec la corde proprement dite est toujours faible. Il arrive souvent, à des fins de simplifications que la corde proprement dite soit confondue avec la corde de portance nulle, et désigne tout simplement la droite reliant le bord d'attaque et le bord de fuite.

L'axe longitudinal de la pale, au deuxième tiers à partir de l'emplanture, sauf dans certains cas particuliers.

Pour étudier la dynamique d'un système comportant un ou plusieurs pâles des rotors, il est possible d'écrire les équations du mouvement soit dans un repère fixe soit dans un repère tournant à la même vitesse de rotation que la pale du rotor. Dans le contexte qui nous intéresse et qui est la dynamique de la pale, le repère fixe est le plus approprié. Lors de la

mise en équation, on utilise la méthode de Hamilton pour décrire le mouvement d'une pale d'hélicoptère comme le mouvement général d'un solide.[2]

Les études essentielles de la dynamique d'une pale d'hélicoptère concernant le mode propre de la pale représente l'évolution des fréquences propres.

2. COMPOSITES ET PROFIL D'AILE

2.1 Propriétés des matériaux

On choisit 3 matériaux composites orthotropes (verre époxy; carbone époxy et Bore époxy) et un matériau isotrope (acier) [3].

Matériau	E(GPa)	G(GPa)	ν	$\rho(\text{Kg/m}^3)$
Acier	207	83	0.247	7849

Matériau	E ₁ (GPa)	E ₂ (GPa)	E ₃ (GPa)	G ₁₂ (GPa)	G ₁₃ (GPa)	G ₂₃ (GPa)	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	ρ Kg /m ³
Verre /époxy	46	10	10	4.7	4.7	4	0.3	0.13	0.13	1850
Carbone/époxy	159	14	14	4.8	4.8	4.3	0.32	0.14	0.14	1550
Bore/époxy	224.6	12.7	12.7	4.4	4.4	2.4	0.25	0.01	0.01	2440

2.2. Caractéristique de pale

La géométrie de la pale est créé dans CATIA, par la suite les données sont importées au logiciel de calcul Ansys pour faire le maillage.[4]

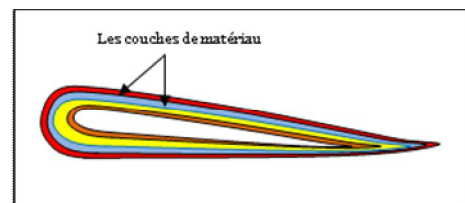


Figure2.1 Section de la pale

2.3. Profil de l'aile étudiée

Le National Advisory Committee for Aeronautics (NACA) développa, à partir des années 1930, plusieurs séries de profils très largement utilisés par la suite. Dans le cadre de ce T.P., le profil d'aile étudié est le NACA 23012 (figure II.2), un profil de la série à 5 chiffres. Il est muni de 26 prises de pression statique numérotées de 1 à 12 côté extrados et de 13 à 24 côté intrados. L'aile a pour envergure $b = 6$ m et pour corde $c = 0.4$ m [5]

4.2.1. Fonction de forme

Le vecteur des déplacements nodaux est :

$$U = [u_{0xi} \ u_{0zi} \ u_{0yi} \ \theta_{xi} \ \theta_{zi} \ \dots \ u_{0xp} \ u_{0zp} \ u_{0yp} \ \theta_{xp} \ \theta_{zp}]^T$$

Avec u_{0x} est un déplacement suivant l'axe x , u_{0y} déplacement suivant y , u_{0z} déplacement suivant l'axe z , et $\theta_x \ \theta_z$ rotations autour les axes x et z respectivement.[8]

4.2.6. L'énergie de déformation

L'énergie totale de déformation d'un solide s'écrit sous la forme suivant

$$U_F = \iiint \left(\frac{1}{2} C_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} - \sigma_{ij}^0 \varepsilon_{ij} \right) dV - \iiint f_i^0 u_i dV - \iint f_i^0 u_i dS$$

4.2.7. L'énergie cinétique

L'énergie cinétique de système s'écrit sous la forme suivant

$$T = \frac{1}{2} \iiint \rho V^2 dV$$

(4.22)

$$E_c = \frac{1}{2} \iiint \rho \left[\left(\frac{\partial u_x}{\partial t} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_y}{\partial t} \right)^2 + \left(\frac{\partial u_z}{\partial t} \right)^2 \right] dx dy dz.$$

4.2.8. la force aérodynamique

La force aérodynamique et moment au sujet de centre de la gravité de la pale du rotor. Ils sont calculés par

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} T \\ F_N \\ F_C \end{Bmatrix} \quad (4.25)$$

5. RESULTATS NUMERIQUES

5.1.a Présentation de la pale

On a développé un modèle d'éléments finis qui comporte 2584 nœuds et 862 éléments, répartis sur la pale. Les valeurs numériques utilisées sont les suivantes :

$b = 6$ m longueur de la pale
et pour corde $c = 0.4$ m

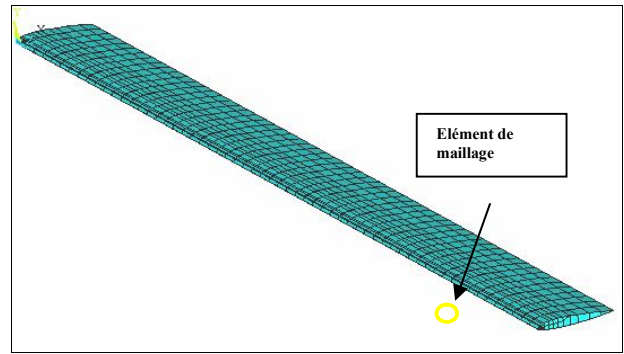


Figure 5.1 Pale modèle éléments finis : 2584 nœuds, 862 éléments

5. 2.1.2 Les déformées modales

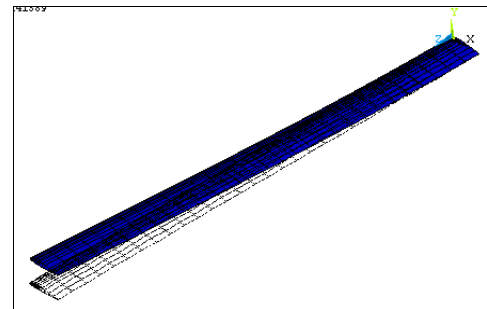


Figure 5.3 Mode de la 1^{ère} déformée: 1^{er} mode de battement

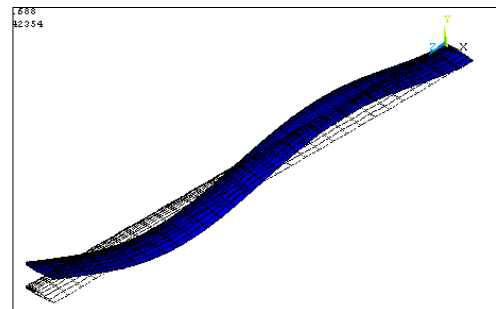


Figure 5.4 Mode de la 4^{ème} déformée: 3^{ème} mode de battement

Conclusion

On a fait appel à la simulation numérique par le code de calcul ANSYS pour analyser la dynamique de la pale d'hélicoptère. Les forces aérodynamiques sont calculées pour analyser le comportement de la pale d'hélicoptère et extraire les fréquences et les modes propres. Les résultats montrent que l'extrémité libre de la pale est la zone la plus sollicitée par les déformations.

Les réponses aux différentes excitations des déplacements en amplitude et des vitesses sont déterminées. Ces résultats présentent des augmentations brutales d'amplitude de vibration lors du passage de la vitesse critique.

Pour mieux interpréter les phénomènes qui gèrent le comportement dynamique de la pale d'hélicoptère, une

modélisation est proposée via des approches analytiques et numériques. Les expressions des différentes énergies et les travaux virtuels de la pale ont été développés. Aussi nous avons utilisé un modèle simple obtenu à l'aide de la méthode d'Hamilton pour mettre en évidence les phénomènes de base. Ce modèle considère la pale comme une poutre rigide.

La méthode des éléments finis est employée pour modéliser les systèmes réels, car elle est précise et permet d'étudier l'ensemble des modes de vibration de la pale, la précision de calcul est réalisée avec le raffinement du maillage, mais ce dernier entraîne des coûts de calculs additionnels très importants.

Dans notre analyse, on a utilisé le mode « analyse Structural » dans ANSYS. Il offre des outils puissants pour l'analyse en deux et trois dimensions.

La construction du maillage est faite avec le logiciel ANSYS à partir des données fournies pour les profils de la pale.

La modélisation en éléments finis nécessite des données relatives à la géométrie (coordonnées des nœuds, conditions aux limites, description de la pale, données mécaniques et caractéristiques des matériaux) et aux informations relatives aux excitations. Avec la géométrie de la pale bien définie par CATIA, On a utilisé un modèle d'éléments finis SHELL99.

Les résultats ont montré que Les fréquences du matériau isotrope sont plus élevées par rapport au matériau orthotrope. La visualisation des modes montre que l'extrémité de la pale est la zone la plus sollicitée par les déformations quelque soit la traînée, le battement ou la torsion. Aussi, Les valeurs des résultats montrent les différences entre un matériau composite orthotrope et un matériau isotrope, cette différence apparait au niveau des déplacements.

Pour Les déplacements le long de la pale, on remarque une symétrie de la distribution des déplacements par rapport au point d'inflexion du matériau orthotrope et isotrope.

Les déplacements du matériau isotrope sont moins important que le matériau orthotrope ; donc il devient plus rigide dans la direction de sollicitation par contre, il devient plus ductile dans le sens x, y et z.

Les contraintes du matériau isotrope est plus grande par rapport au matériau orthotrope et devient plus rigide dans la

direction de sollicitation et est plus ductile dans les autres directions.

On observe aussi la localisation des contraintes maximales aux niveaux des zones soumises à la flexion maximale pour les contraintes principales, l'intensité de contrainte et la contrainte équivalente de Von-Mises.

Les résultats de la simulation numérique en régime transitoire à la résonance montrent clairement que les graphs représentant le spectre des divers déplacements sont répartis sur toute la plage du temps, cela signifie que notre pale travaille selon les trois modes (battement et traîne, torsion).

Références

- [1] R. Heffernan, Effect of helicopter blade dynamics on blade aerodynamic and structural loads, *Journal of the American Helicopter Society* 33 (3) (1988) 30–41.
- [2] M.S. Torok, I. Chopra, Rotor loads prediction utilizing a coupled aeroelastic analysis with refined aerodynamic modeling, *Journal of the American Helicopter Society* 36 (1) (1991) 58–67.
- [3] Berthelot J, « Matériaux composites, comportement mécanique et dangereux » Observatoire régional des déchets industriels en midi-pyrénées, (2008) PP51-65.
- [4] S. Rao, R. Gupta, Finite element vibration analysis of rotating Timoshenko beams, *Journal of Sound and Vibration* 242 (2001) 103–124.
- [5] S. Lin, K. Hsio, Vibration analysis of a rotating Timoshenko beam, *Journal of Sound and Vibration* 240 (2001) 303–322.
- [6] D. Diker, Vibration control of a rotating Euler-Bernoulli beam, *Journal of Sound and Vibration* 232 (2000) 541–551.
- [7] J. Chung, H. Yoo, Dynamic analysis of a rotating cantilever beam by using the finite element method, *Journal of Sound and Vibration* 249 (2002) 147–164.
- [8] P.P. Friedmann, F. Straub, Application of the finite element method to rotary-wing aeroelasticity, *Journal of American Helicopter Society* 25 (1980) 36–44.
- [9] N.T. Sivaneri, I. Chopra, Dynamic stability of a rotor blade using finite element analysis, *AIAA Journal* 20 (1982) 716–723.
- [10] Decolon. Estimation a posteriori et adaptation de malliages .coordinateur Michel Fortin, Hermes, 2000.
- [11] Batoz J.L. et Dhatt G. Modélisation des structures par éléments finis. Volume 2 : poutres et plaque .Hermès , Paris, 1990

INFLUENCE DES ADDITIONS MINEURES DE L'ÉTAIN SUR LE DURCISSEMENT STRUCTURAL DES ALLIAGES PLOMB-CALCIUM-STRONTIUM POUR GRILLE DU BATTERIE

E. ZANTALLA¹, Y. AIT YASSINE¹, A. AGUIZIR¹, R. KIDARI¹, J. ICHE¹, S.KARDELLASS¹, N. SELHAOUI¹, L. BOURDEN¹, E. HILALI², E.SAAD³

¹LTE, Faculté des Sciences, BP 8106. Agadir, Maroc

²LMPEE, ENSA, BP 1136, Agadir, Maroc

³LPCPM Faculté des sciences et techniques BP 577, Settat, Maroc

zantalla_elhassan1@yahoo.fr

Résumé - Le retour à l'équilibre des alliages brut de coulée PbCaSrSn sursaturés a été étudié pour des durées allant à plus d'un an, par différentes techniques expérimentales : microscopie optique et électronique, dureté et microdureté. La teneur en Ca est 0,058% et la teneur en Sr est 0,12% et les teneurs en Sn sont 0,24% et 1,09% (les % sont en poids comme dans tout ce travail). Les températures explorées sont essentiellement 20 et 80°C. La présente étude montre que Le vieillissement des alliages PbCa0.058%Sr0.12% Sn_x% (x%=0,24 ; 1,09) sursaturés dépend de la teneur en étain. Il se fait : pour les alliages à faible teneur en étain (0,24% en Sn avec Sn/Sr<3) par une transformation discontinue durcissante suivie d'une précipitation continue de (Pb_{1-x} Sn_x)₃Sr. pour les alliages à forte teneur en étain (1,09% en Sn avec Sn/Sr≥3): par une seule précipitation continue de (Pb_{1-x} Sn_x)₃Sr. Après le vieillissement, le survieillissement survient, il est caractérisé par une transformation discontinue de reprécipitation d'une phase lamellaire localisée au voisinage des joints de grain qui sont aussi de nature (Pb_{1-x} Sn_x)₃Sr. Par ailleurs, l'influence de l'étain sur le durcissement des alliages PbCaSr se traduit par une augmentation de la dureté maximale atteinte.

Abstract - Structural hardening mechanisms of lead-calcium-strontium-tin alloys for battery's.

The reequilibration of supersaturated lead-calcium-strontium-tin as-cast alloys was studied for the time range to over a year, by different experimental methods: hardness measurements; microhardness measurements; optical and electron microscopy. Calcium content is 0.058% and, the content is Strontium 0.12% and tin contents are 0.24% and 1.09 weight %.. The explored temperatures were 20 and 80°C. This last temperature corresponds to the curing temperature of battery's grids and to the highest operating temperature. This study shows that aging alloys PbCa0.058 %Sr0.12%Sn x% (x% = 0.24, 1.09) supersaturated quenched in water depends on the tin content. He did: for alloys with low tin content (0.24% Sn with Sn / Sr <3), by a discontinuous transformation hardening followed by a continuous precipitation of (Pb_{1-x}Sn_x)₃Sr. for alloys with high tin content (1.09% Sn with Sn / Sr ≥ 3): a single continuous precipitation of (Pb_{1-x}Sn_x)₃Sr. After aging, over-

aging occurs, it is characterized by a discontinuous transformation of a lamellar phase reprecipitation localized near the grain boundaries which are also likely (Pb_{1-x}Sn_x)₃Sr.

Mots clés : Alliages de plomb- Accumulateurs Plomb acide- Transformation discontinue /ou continue- Vieillessement

1.INTRODUCTION

La plupart des études récentes sur le vieillissement des alliages de plomb s'intéressent aux alliages ternaires de plomb-calcium-étain. Cette nuance correspond aux besoins de l'industrie des batteries avec de meilleures caractéristiques mécaniques et une amélioration de la résistance à la corrosion en milieu sulfurique. Le passage de la structure " vieillie " à la structure " survieillie " de ces alliages s'accompagne d'une chute des propriétés mécaniques et d'une diminution de la résistance à la corrosion [1]. La composition des précipités responsables de ces changements structuraux est (Pb_{1-x}Sn_x)₃Ca. On assiste d'une part à un enrichissement des précipités en étain lors des transformations structurales, d'autre part à un ralentissement de leur cinétique de coalescence, et donc de l'apparition du survieillissement, lorsque la teneur en cet élément est suffisante. [1].

Une étude systématique des mécanismes de durcissement structural des alliages PbCaSn a été faite par Bourden et al [2], le vieillissement de ces alliages dépend à la fois de la teneur en étain, en calcium et du rapport atomique Sn/Ca. Pour un rapport atomique très inférieur à 3, le vieillissement se fait en deux stades : le premier est caractérisé par deux transformations discontinues sans précipitation, le second est une réaction de précipitation continue de (Pb_xSn_(1-x))₃Ca. pour un rapport atomique Sn/Ca supérieur à 3 la seule réaction qui caractérise le vieillissement est une précipitation continue du composé (Pb_xSn_(1-x))₃Ca. Les fins précipités qui en résultent coalescent ensuite et entraînent le survieillissement de ces alliages par un mécanisme de grossissement discontinu.

Par ailleurs. Nabli et al [3] ont montrés que Le vieillissement des alliages PbSrSn sursaturés se fait en une seule étape qui correspond, soit à un mécanisme de transformation discontinue, soit à une précipitation continue de (Pb_{1-x} Sn_x)₃Sr. Cela dépend de la concentration en Sr et en Sn. Pour une concentration de 0,10% de strontium, On passe du mécanisme discontinu au mécanisme contenu pour 0,40% en poids d'étain. Soit un rapport atomique Sn/Sr=3, voisin de celui de Sn₃Sr.

En outre. Le vieillissement des alliages PbCaSr[4] se fait en deux stades: le premier stade se fait par deux transformations durcissantes séparées dans le temps : la 1^{ère} est une réaction discontinue se fait par l'avancement des fronts réactionnels. La 2^{ème} transformation durcissante prend naissance tardivement après l'autre. Après le vieillissement, le survieillissement survient. Il se manifeste par une précipitation discontinue lamellaire. Les microanalyses qualitatives de l'EDAX effectuées sur ces précipités, montrent qu'ils sont probablement de nature Pb₃Sr.

Dans le but d'améliorer davantage les propriétés mécaniques et électrochimiques de ces alliages PbCaSr[4], nous avons donc entrepris l'étude de l'influence des

additions mineures de l'étain sur le durcissement structural des alliages PbCaSr [4] pour la fabrication des accumulateurs au plomb de la nouvelle génération, dits sans entretien. Nous avons étudié les alliages à faible teneur en l'étain PbCa0,058%Sr0,12%Sn0,24% (Sn/Sr=1,47<3) et les alliages à forte teneur en étain PbCa0,058%Sr0,12%Sn1,09% (Sn/Sr=6,7>3).

2. CONDITIONS EXPÉRIMENTALES

2.1. Préparation des alliages

Les alliages PbCaSrSn sont préparés à partir du plomb pur (99,99%) et l'étain pur (99%), tandis que l'apport de calcium et strontium s'effectue respectivement à partir des alliages mères Pb-0,135%Ca et Pb1%Sr

Pour étudier l'état structural des alliages bruts de coulée, les alliages mère et le plomb pur et l'étain sont pris dans les proportions appropriées et sont ensuite introduits dans une ampoule de silice de 8 mm de diamètre, scellée sous vide secondaire. L'ensemble est porté à 500°C; après fusion on refroidit jusqu'au commencement de la solidification puis on trempe l'ensemble, l'alliage et le tube de silice à l'eau. Les échantillons sont ensuite étudiés directement.

2.2. Dureté et Microdureté

Les essais de la dureté sont effectués par la méthode de Vickers, à l'aide d'un duromètre (Digital Microhardness Tester FM), sous une charge de 2 Kgf. Les essais de microdureté permettent de comparer la dureté des zones transformées et non transformées pour faire distinguer les régions transformées des autres, surtout quand l'alliage est le siège d'une transformation discontinue.

2.3. Métallographie quantitative

L'examen métallographique consiste à étudier la structure de ces alliages afin de tenir compte des hétérogénéités structurales prévisibles. Les solutions solides trempées sursaturées des alliages de plomb vieillissent dès la température ambiante par des mécanismes de transformations continues et/ou discontinues. Pour observer donc ces transformations aux microscopes optique ou électronique à balayage, les échantillons doivent subir des préparations préalables : prélèvement des échantillons du lingot, puis polissage mécanique par abrasion. Ensuite les échantillons sont polis chimiquement, pour enlever la couche écrouie laissée par le polissage mécanique. En effet, les alliages PbCaSrSn se polissent chimiquement par une simple immersion de l'échantillon dans une solution chimique composé d'une part de l'eau oxygénée H₂O₂ à 30% et de trois part d'acide acétique glacial CH₃COOH. Enfin, pour révéler la microstructure des échantillons, on procède ensuite par la technique des attaques chimiques à répétition pour mettre en évidence les déplacements des joints de grains quand les transformations discontinues ont lieu. Dans nos alliages, on utilise comme réactif d'attaque, une solution de molybdate d'ammonium (100 g) et d'acide citrique (250 g) et d'eau en quantité suffisante pour faire un litre [5,6].

Les échantillons sont observés soit à l'aide d'un microscope optique de type OLYMPUS BH2 UMA qui permet d'utiliser des grossissements pouvant aller jusqu'à 1000 fois, soit à l'aide d'un microscope électronique à balayage qui fonctionne en mode Haut Vide. Il est équipé d'un système complet de microanalyse-X (détecteur EDX-

EDAX) et d'un détecteur des électrons rétrodiffusés, il permet de donner la composition chimique de l'échantillon avec une limite de détection allant jusqu'au Bore.

3. RÉSULTATS

3.1. Durcissement structural de l'alliage brut de coulée faiblement chargé en étain:

PbCa0,058%Sr0,12%Sn0,24% (Sn/Sr=1,47<3)

Sur la figure 1 sont représentés les courbes de variation de la dureté en fonction du temps des échantillons brut de coulée aux températures 20 et 80°C des alliages PbCa0,058%Sr0,12%Sn0,24%. La dureté initiale de l'échantillon correspond à celle du plomb pur 5 HV ce qui montre que qu'il n'y a pas de transformations lors du refroidissement de l'alliage.

A 20°C la dureté augmente très lentement et atteint au bout de 100 minutes, environ 7,5 HV. La dureté reste ensuite stable à cette valeur, puis elle continue à augmenter pour atteindre une valeur de 10,5HV au bout de 4 jours. L'alliage commence ensuite à se redurcir pour que la dureté culmine à environ 14,5 HV après un mois de maintien à 20°C, La dureté diminue ensuite pour atteindre 11 HV au bout d'un an et demi. Cet adoucissement est engendré par le survieillessement de l'alliage. A la température 80°C, nous observons la même allure mais la cinétique des transformations durcissantes est accélérée.

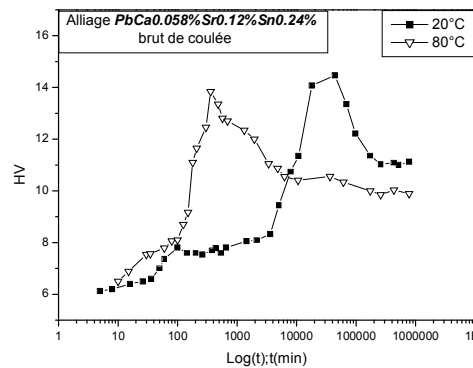


Fig.1 :Evolution de la dureté en fonction du temps de l'alliage PbCa0,058%Sr0,12%Sn0,24% brut de coulée trempé à l'eau aux températures ambiante et 80°C.

La première transformation débute lors des premières minutes. Les observations métallographiques montrent que cette transformation est de type discontinu. Sur la figure 2a, on observe les déplacements des joints de grains après des attaques chimiques successives de la transformation discontinue. La figure 2b montre un exemple des mesures de la microdureté pratiquées sur l'alliage PbCa0,058%Sr0,12%Sn0,24% brut de coulée après 10 heures de traitement à 80°C, effectuées dans les zones transformées par la 1^{ère} réaction discontinue et non transformées, montrent que ces dernières sont moins dures que les précédentes. La dureté des zones non transformées qui est supérieure à celle des zones transformées signifie qu'elle y a une autre transformation peut être une précipitation continue.

Pour des maintiens prolongés à la température ambiante, la figure 3a montre les zones transformées par le grossissement discontinu qui est responsable du survieillessement qui se manifeste par un mécanisme de transformation discontinue avec reprécipitation lamellaire grossière et incomplète de type ($\alpha_{Pb} + \beta_{fin} \rightarrow \alpha_{Pb} + \beta_{grossier}$).

Ces précipités lamellaire on été analysés qualitativement par l'EDAX qui confirme la présence simultanés de Pb et Sr et Sn. Le spectre de la figure 3b montre que ces précipités sont probablement de nature $(Pb_{1-x}Sn_x)_3Sr$ (pas des traces de calcium) ce qui montre que le calcium ségrège au centre tandis que le strontium et l'étain ségrègent aux joints de grains Ceci montre que l'étain remplace progressivement le plomb dans les précipités lamellaires $PbSr_3$ responsables du durcissement structural des alliages ternaires $PbCaSr$ [4]

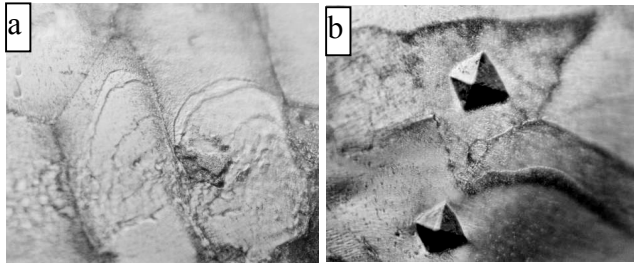


Fig.2 : Alliage $PbCa_{0,058\%}Sr_{0,12\%}Sn_{1,09\%}$ brut de coulée trempé et maintenu 10 h à 80°C

a) Visualisation des déplacements des joints de grains après des attaques chimiques successives
b) Visualisation des empreintes de mesure de la microdureté des zones transformées par La précipitation continue : 13 HV. e par La 1^{ère} réaction discontinue 10,5 .

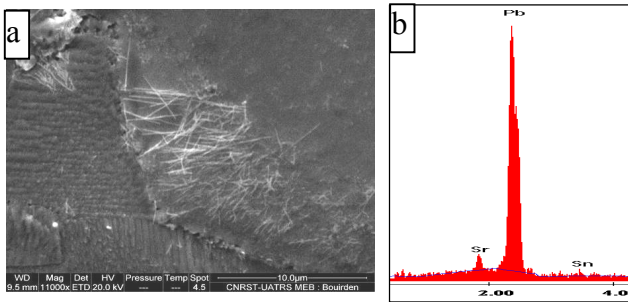


Fig.3 : a) Visualisation par le MEB : des précipités lamellaires après 9 mois dans l'alliage $PbCa_{0,058\%}Sr_{0,12\%}Sn_{1,09\%}$ brut de coulée vieilli à 20°C., b) Les microanalyses qualitatives par l'EDAX sur ces précipités lamellaires

3.2. Influence de la concentration de l'étain : étude de l'alliage fortement chargé en étain : $PbCa_{0,058\%}Sr_{0,12\%}Sn_{1,09\%}$ ($Sn/Sr=6,7\geq 3$)

La figure 4a montre l'évolution de la dureté en fonction du temps à 20 et 80°C de l'alliage $PbCa_{0,058\%}Sr_{0,12\%}Sn_{1,09\%}$ brut de coulée.

A 20°C après la trempe nous ne remarquons aucune variation de la dureté pendant les premières 10 heures. Après cette période d'incubation. L'alliage commence ensuite à se redurcir pour que la dureté culmine ensuite à environ 21 HV après un mois et demi de maintien à 20°C, Au delà de 4 mois, la dureté commence à décroître pour atteindre 18 HV au bout d'un an et demi. Cet adoucissement est engendré par le survieillissement de cet alliage.

A la température 80°C, nous observons la même allure mais la cinétique des transformations est accélérée. Les observations des échantillons vieillis à 20°C et à 80°C pendant la période d'incubation et jusqu'au maximum de la dureté ne montrent aucun déplacement des fronts réactionnels des transformations discontinues. On en déduit

que l'augmentation de dureté au cours de vieillissement de ces alliages est la conséquence d'un processus de précipitation en volume

Après plusieurs mois, on observe une autre phase, mais celle ci est discontinue adoucissante (survieillissement) avec la formation des précipités lamellaires probablement de nature $(Pb_{1-x}Sn_x)_3Sr$ (figure 4b).

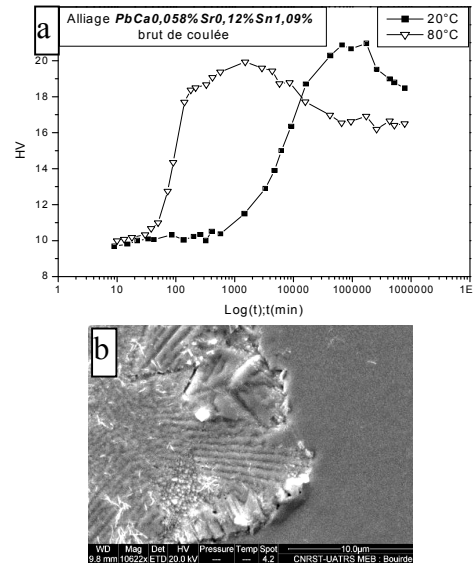


Fig.4 : a) Evolution de la dureté en fonction du temps de l'alliage $PbCa_{0,058\%}Sr_{0,12\%}Sn_{1,09\%}$ brut de coulée trempé à l'eau aux températures ambiante et 80°C.. b) Visualisation d'une texture lamellaire localisée au voisinage des joints de grains de l'alliage vieilli 5 mois

4. CONCLUSION

Le vieillissement des alliages $PbCa_{0,058\%}Sr_{0,12\%}Sn_x\%$ ($x=0,24 ; 1,09$) sursaturés trempés à l'eau dépend de la teneur en étain. Il se fait :

pour les alliages à faible teneur en étain (0,24% en poids de l'étain: rapport atomique $Sn/Sr < 3$), par une transformation discontinue durcissante suivie d'une précipitation continue de $(Pb_{1-x}Sn_x)_3Sr$
pour les alliages à forte teneur en étain (1,09% en poids de l'étain : rapport atomique $Sn/Sr \geq 3$) par une seule précipitation continue de $(Pb_{1-x}Sn_x)_3Sr$, après une période d'incubation de 1 à 2 jours suivant le type d'alliage et la température de maintien

Après le vieillissement, le survieillissement survient, il correspond à une transformation discontinue de reprécipitation d'une phase lamellaire localisée au voisinage des joints de grains à partir des précipités fins de la même phase de nature $(Pb_{1-x}Sn_x)_3Sr$.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] L. Bouirden, J.P. Hilger, J. Hertz, *Journal of power sources* vol 33 pp 27-50. (1991)
- [2] G. Bourguignon, Thèse faculté des Sciences Vandoeuvre les Nancy, France, (2003).
- [3] H. Nabli, Thèse d'Etat.de l'Université Ibn Zohr, Agadir Maroc, (1997).
- [4] E. Zantalla, Y. Ait Yassine, A. Aguzir, N. Selhaoui, L. Bouirden, *Annales de Chimie Science des Matériaux* vol34 (5) pp 297-311(2009).
- [5] J.P Hilger, A. Boulahrouf, *Metallography* pp 159-167 (1990).

[6] Metals Handbook 7, 8^{ème} édition, A.S.M. éditeur

DYNAMIC BEHAVIOR OF THE AUTOCLAVED AERATED CONCRETE

R. BELOUETTAR

Laboratory of civil engineering, Université de Annaba, BP: 12, Annaba, 23000, Algeria

Summary. This work presents an experimental study on the dynamic behavior of autoclaved aerated concrete. The paper reports a series of tests with a Hopkinson Pressure Bar [1,2] applied to the direct impact technique [5]. Several strain rates were applied varying from quasi-static to impact between $1.4 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ to 10^3 s^{-1} . Two states of the aerated concrete were tested, that is dry and saturated with water. In general, an increase of strain rate causes an increase of the critical failure stress for such materials. In the quasi-static range and up to certain critical impact velocity V_C the autoclaved aerated concrete shows a positive strain rate sensitivity. However, when a critical impact velocity V_C is reached a very specific behavior is observed, that is the cell structure is pulverized near the plane of impact. This effect is completely new.

1. INTRODUCTION

Cellular concretes are mostly used in the building industry as a material with a low thermal conductivity. However, this material is not so strong and can be easily crushed. It appears that during an impact loading it can be pulverised without difficulty. Such behavior is important, for example, in case of earthquakes or short-time loadings caused by impact. Because the cell structure of such material is very brittle it leads to instantaneous crushing near the loading zone.

In order to find the rate sensitivity and an impact resistance to crushing a study was carried out in quasi static compression tests with a servo-hydraulic fast testing machine. In order to cover the widest possible range of strain rates, the range of quasi-static strain rates was applied varying from 10^{-4} s^{-1} to 10 s^{-1} and the high strain range was applied up to 10^3 s^{-1} . Thus in the quasi-static range of strain rates the sensitivity could be found. The next step was to test such materials using specially designed experimental set-up designed and constructed at Metz University

2. DIRECT IMPACT TESTS

The first mechanical tests at high strain rate were carried out by B.Hopkinson [1] based on the concept of ballistic pendulum and elastic wave propagation in a bar, called since "Hopkinson bar". It was only since 1948 that the Hopkinson bar has been instrumented by Davies [2]. In both cases the bars served as specific gages to determined short pressures. One year later Kolsky developed technique called the "Split Hopkinson Pressure Bar" or Kolsky apparatus, [3]. There were two instrumented Davies' bars with a small cylindrical specimens inserted in between. The Kolsky apparatus was modified later on by Lindholm [4]. In general, its principle is based on the theory of the elastic

pp 297-134. (1973).

wave propagation in bars and makes it possible to obtain a large range of high strain rates varying from $5 \cdot 10^2 \text{ s}^{-1}$ to $5 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$, [3,4,7]. In this study, however, only one Hopkinson bar instrumented with SR gages was applied in combination with non-contact optical displacement gage [5]. The principle of experimental set-up is shown in Fig.1

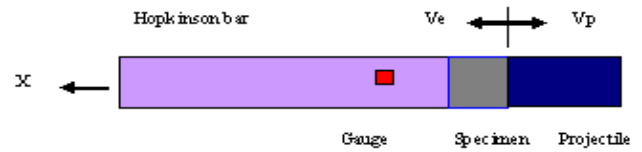


Figure 1. Principle of the Hopkinson bar in direct impact arrangement

3. DETERMINATION OF THE OUTPUT QUANTITIES

In order to obtain the critical compression stress at failure in the setup shown in Fig.1. A simple theory of wave propagation in bars was applied. During contact between the projectile and the specimen a damage occurs on a part of the thickness of the specimen. The critical force of failure is transmitted into the Hopkinson bar and it can be measured as a function of time by the SR gage. An equilibrium of forces is assumed between the specimen of autoclaved aerated concrete and projectile: $F_{ep} = F_p$,

where F_{ep} is the force in the specimen F_p is the force of the projectile, thus $A_{ep} \sigma_{ep} = A_p \sigma_p$, where A_{ep} is the cross section surface of specimen and A_p is the cross section surface of the projectile. The impact velocity V_0 measured

Three sources of light, fiber optics and three photodiodes, Fig.1, is split into two mass velocities in the specimen and projectile, $V_0 = V_{ep} + V_p$. This assumption is valid only at the first instant of the contact specimen/projectile. The well known relation between stress and the mass velocity leads to the following relations $\sigma_{ep} = \rho_{ep} C_{0ep} V_{ep}$ and $\sigma_p = \rho_p C_{0p} V_p$

where C_{0s} and C_{0p} are respectively the elastic wave speeds in the specimen and projectile and ρ_{ep} and ρ_p are the densities of the specimen and projectile. The relation between stresses and the impact velocity is given by

$$V_0 = \frac{\sigma_{ep}}{\rho_{ep} C_{0ep}} + \frac{\sigma_p}{\rho_p C_{0p}} \quad (1)$$

The assumption of the force equilibrium during first instant of crushing leads to the following relation

$$V_0 = \frac{\rho_B C_{0B} \varepsilon_T(t)}{\rho_{ep} C_{0ep}} \left[1 + \frac{A_{ep} \rho_{ep} C_{0ep}}{A_p \rho_p C_{0p}} \right] \quad (2)$$

Where $\sigma_B = \rho_B C_{0B} \varepsilon_T(t)$ and ρ_B , C_{0B} and $\varepsilon_T(t)$ are respectively the density, the elastic wave speed and the transmitted wave recorded by SR gages as a function of time, all in the Hopkinson bar. This simplified formula allows to estimate the critical failure stress as well as the critical impact velocity V_{0C} for various quasi-brittle materials loaded at various impact velocities when the critical conditions are detected in the $\varepsilon_T(t_c)$ signal, where t_c is the instant of failure.

4. DESCRIPTION OF THE SET-UP FOR DIRECT IMPACT LOADING

The arrangement applied for the direct impact tests is shown in Fig.2. It makes possible to determine not only the critical impact velocity of crushing but also, due to application of the optical displacement gage, to determine the whole stress versus strain relation at high strain rates. [5]

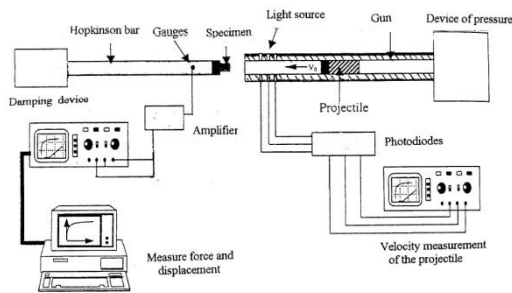


Figure 2. Arrangement of Hopkinson bar with direct impact, [5].

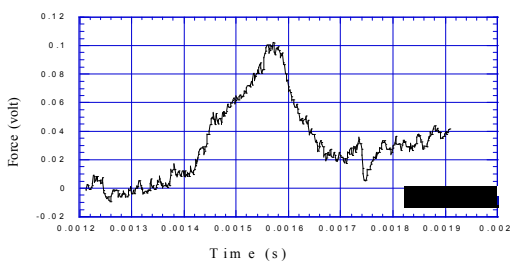


Figure 3. Digital record representing a typical test of autoclaved aerated concrete of BCK type.

A gas gun launches a projectile at a desired velocity V_0 . The specimen is supported by the Hopkinson tube. The tube is closed in front by a thin steel plate to support a specimen.

Application of the Hopkinson tube instead of a bar substantially

increased sensitivity of measurement of the transmitted waves. This improvement was caused by a low velocity of crushing found for the aerated concrete being tested. The displacement of the projectile during the contact with specimen is measured by the first canal of the optical

displacement gage; the second channel can measure displacement of the tube front. The complete set of measurements consists of the impact velocity V_0 (three photodiodes and two time counters) and the displacement of projectile in contact with specimen $U_A(t)$, the displacement of the tube front $U_B(t)$ and the transmitted elastic wave in the Hopkinson tube $\varepsilon_T(t)$. All electric signals after conditioning are stored in a digital oscilloscope with maximum sampling rate 1 GHz. Later the digital records are stored in a PC for further analyses.

4.1. Analysis of stored signals

The net displacement of the specimen is calculated by the difference between the displacement $U_A(t)$ and displacement of the tube $U_B(t)$, thus the nominal strain can be also found

$$U_{ep}(t) = U_A(t) - U_B(t) \text{ and } \varepsilon_n = \frac{1}{l_s} [U_A(t) - U_B(t)] \quad (3)$$

The displacement of the tube at the time of loading is related directly to the transmitted wave by the following relation

$$U_B = C_0 \int_0^t \varepsilon_T(\xi) d\xi \quad (4)$$

where C_0 is the elastic wave speed.

The stress measurement is possible by the means the SR gauges via the transmitted wave $\varepsilon_T(t)$. The stress as well as the force can be given according to the signal of the transmitted wave [5].

$$\sigma_T(t) = \rho_B C_0^2 \varepsilon_T(t) \quad (5)$$

where $E_B = \rho_B C_0^2$ is the modulus of elasticity of the tube. In the case of compression, the force which acts on the surface of contact of the bar and of the specimen is assumed to be the same. Thus the mean force loading the specimen, and consequently the nominal stress σ_n , can be written in the following way:

$$F_{ep}(t)=F_B(t) \text{ and } F_{ep}(t)=\rho_B C_0^2 A_B \varepsilon_T(t)$$

$$\sigma_n(t) = \frac{F_{ep}(t)}{A_{ep}} \quad (7)$$

Where A_B is the cross section of the Hopkinson tube.

5. RESULTS OF COMPRESSION TESTS

The tests were carried out on two types of aerated concrete. The specimens were tested in two different states: the dry state and the wet state (saturated with water). For the reason of dispersion of the results, mainly stresses, five tests were performed at each impact velocity V_0 . The assumed impact velocities of the projectiles are: 5m/s, 10 m/s, 20 m/s, 30 m/s and 35 m/s. The cylindrical projectiles of diameter 49.8 mm were machined out of aluminum alloy 2017A, of density and modulus of elasticity respectively equal to 2.79 g/cm³ and 74 GPa. The specimens were in the form of cubes with the side dimension 40.0 mm. Thus the five programmed velocities for the dynamic tests yield strain rates from $1.43 \cdot 10^2 \text{ s}^{-1}$ to $8.75 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$.

After analysis of all records the values of the critical stress of crushing were obtained. The results are presented in the form of σ_C versus $\log(\dot{\varepsilon})$ in figures 4a and 4b for dry and wet BCK aerated concrete, Figs 5a and 5b show similar results for BCM aerated concrete. The wet materials show higher critical stresses as compared to dry materials. The sensitivity is observed between speeds 10 s^{-1} and $1.43 \cdot 10^2 \text{ s}^{-1}$. At lower strain rates the rate sensitivity of the critical stress is positive, but at certain strain rate, typically higher than 10^2 s^{-1} , one notices a reduction in the critical stresses when the strain rate is increased beyond of this critical value. In some cases a minimum of the critical stress is obtained. Then an increase in the critical stresses is observed anew. The mean values of the critical stresses are denoted by dark triangles. The results for dry and wet autoclaved aerated concrete BCK are shown in Fig.4. Whereas the results for dry and wet BCM aerated concrete are shown in Fig.5.

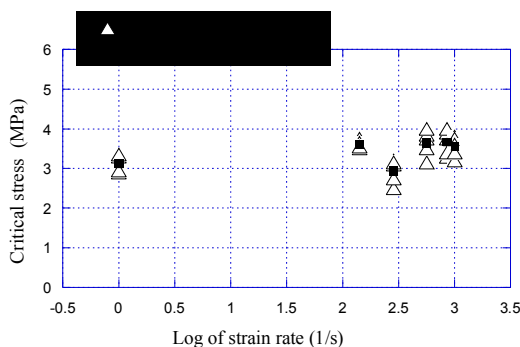


Figure 4a. Critical stress versus logarithm of strain rate for dry autoclaved aerated concrete BCK.

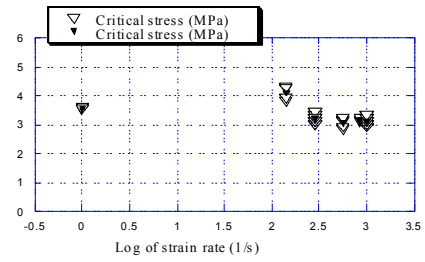


Figure 4b. Critical stress versus logarithm of the strain rate for wet autoclaved aerated concrete BCK

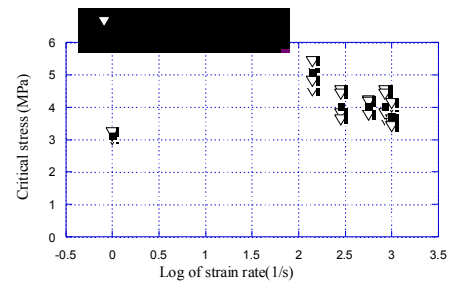


Figure 5a. Critical stress versus logarithm of strain rate for dry autoclaved aerated concrete BCM.

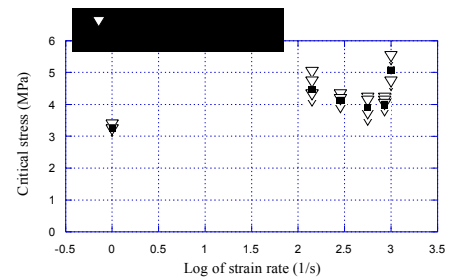


Figure 5b. Critical stress versus logarithm of strain rate for wet autoclaved aerated concrete BCM

6. CONCLUSIONS

The scheme of the direct impact experiment seems to be very useful in materials testing at high strain rates [5,6]. Application of the non-contact optical displacement gages enabled to measure the real mean strain in a specimen leading to the complete measurements of stresses and strains. Elimination of time leads to estimation of the stress-strain characteristics at relatively high strain rates.

It is concluded after the results obtained during the dynamic tests of the autoclaved aerated concrete BCK and BCM that the autoclaved aerated concrete has a positive rate sensitivity at low and medium strain rates. But at the high strain rates a critical impact velocity V_{0C} occurs, this velocity is around 5.0 m/s the two materials tested. The BCM reaches a maximum value of the critical stress of 5.3 MPa in dry state and 4.5 MPa in the wet state (strain rate $1.43 \cdot 10^2 \text{ s}^{-1}$). Whereas for the same strain rate the values of the critical stress for the BCK is only 3.75 MPa (in dry

state) and 4.00 MPa (in wet state). Both materials showed a higher rate sensitivity in the state saturated with water. The effect of saturation of pores with water intervenes in this behavior.

At strain rates higher than $\sim 1.4 \cdot 10^2 \text{ s}^{-1}$ ($\sim 5.0 \text{ m/s}$) the stress of failure decreases. This decrease of the failure stress is due mainly due pulverization of the specimen material close to the impact surface. When the strain rate increases beyond the critical value the material undergoes further damage on a certain thickness and the waves can be transmitted again. Anyway, such behavior proves that the transmission of the waves is disturbed around the critical impact velocities. This effect should be tested with more details in the future.

References

- [1] Hopkinson B., A method of measuring the pressure produced in the detonation of explosives or by impact of bullets, Phil. Trans. Royal Soc. London, A 213. (1913), pp. 437.
- [2] Davies R.M., A critical study of the Hopkinson pressure bar, Phil. Trans. Royal Soc. London, A240 (1948), pp. 375.
- [3] Kolsky H., " An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading " Proc. Phys. Soc., London, B62, (1949), pp. 672.
- [4] Lindholm U. S., "Some experiments with the Split Hopkinson Pressure Bar " J, Méch. Phys. Solids, Vol. 12, (1964), pp. 317.
- [5] Klepaczko J.R., Advanced experimental techniques in materials testing, Ch.6 in New Experimental Methods in Material Dynamics and Impact, eds. W.K.Nowacki and J.R.Klepaczko, IFTR, Warsaw, (2002), pp. 223.
- [6] Belouettar R., Klepaczko J. R., Abadlia M. T., Étude du comportement mécanique du béton cellulaire autoclavé : influence de la vitesse de déformation , Revue Française de Génie Civil, vol 5 n° 5 (2001), pp.667.
- [7] Klepaczko J. R., " Quasi-static and Dynamic Compression Behavior of Coal ", Report n° 1, Department of Mech. Eng. The university of Manitoba, Canada, (1982)

CARACTERISATION DES MATERIAUX SUPRACONDUCTEURS PAR DES TECHNIQUES ACOUSTIQUE.

N. SAYOUD, T. TAHRAOUI, A. BOUDOUR, Y. BOUMAIZA.

¹ Laboratoire LEAM, Département de Physique, Faculté des Sciences,

University Badji Mokhtar – Annaba.

nawalphysique@yahoo.fr

Résumé : Le présent travail traite de l'étude par simulation des propriétés élastiques de certains matériaux supraconducteurs massifs en l'occurrence : (l'YBaCuO, le PrBaCuO et le DyBa_{2-x}Sr_xCu_{307-δ}) et des structures monocouches : (PrBaCuO / DyBa_{2-x}Sr_xCu_{307-δ}). L'étude se base sur la simulation du signal acoustique reçu par le microscope acoustique à réflexion lors de l'exploration d'un matériau. La modélisation du signal acoustique reçu nous permet de déterminer le coefficient de réflexion $R(\theta)$ à partir duquel on trouve les vitesses des ondes de surface et de volume, qui nous permettent de déterminer les paramètres élastiques des matériaux supraconducteurs considérés tels que : le module de Young (E), le module de cisaillement (G) et le coefficient de Poisson (ν).

Mots clés : microscopie acoustique, contrôle non destructif (CND), ondes acoustiques, coefficient de réflexion, signature acoustique, vitesse de Rayleigh, vitesse de Lamb, module de Young, module de Poisson, module de cisaillement, matériaux supraconducteurs.

Abstract : The present work deals with the simulation study of elastic properties of some superconducting materials.

Massive in this case (the YBaCuO and the PrBaCuO DyBa_{2-x}Sr_xCu_{307-δ}) and monolayers of the structures : (PrBaCuO / DyBa_{2-x}Sr_xCu_{307-δ}). The study is based on the simulation of the acoustic signal received by the acoustic microscope reflection during the exploration of a coated material. Modeling of the signal received allowed us to determine the reflection coefficient $R(\theta)$ and from it we got to know the velocities of surface waves and volume. Thus, we determine the elastic parameters of a superconducting materials considered such as : Young modulus (E), the shear modulus (G) and poisson's ratio (ν).

Key words : acoustic microscopy, Non Destructive Testing (NDT), acoustic waves, coefficient of reflection, acoustic signal, velocity of Rayleigh, velocity of Lamb, Young modulus, Poisson modulus shear modulus, superconductors materials.

I. Introduction

La microscopie acoustique permet la caractérisation de la qualité des revêtements des matériaux, en l'occurrence leur épaisseur et leurs propriétés élastiques. Cette technique non destructive permet de déterminer les propriétés élastiques

des matériaux grâce aux résultats que l'on obtient d'après l'analyse quantitative de la signature acoustique $V(z)$ et du coefficient de réflexion $R(\theta)$ pour déterminer les différents modes de propagation dans les matériaux utilisés et les vitesses des modes (longitudinale, transverse et de surface) [1]. La découverte de la supraconductivité à haute température critique [2,3] a conduit les scientifiques à orienter leur recherche vers l'utilisation de la méthode acoustique pour comprendre le mécanisme de la supraconductivité. Dans le souci de suivre les orientations de recherche actuelles, nous nous sommes penchés sur l'étude des propriétés élastiques des matériaux supraconducteurs par microscopie acoustique.

2. La microscopie acoustique :

Le CND par microscopie acoustique est couramment utilisé pour rechercher des défauts dans des pièces métallurgiques. Le principe du microscope acoustique est de générer une onde ultrasonore de très haute fréquence, puis de l'envoyer vers un échantillon (corps solide), recevoir ensuite l'onde réfléchi(e) ou transmise et la traduire en un signal analogique puis en une image [4, 5, 6].

L'onde ultrasonore est générée par un matériau piézoélectrique d'oxyde de zinc ou de niobate de lithium (LiNbO₃), appelé transducteur, soumis à une excitation électrique variable. Le transducteur génère également un signal électrique quand il est soumis à une excitation acoustique (figure 1). L'onde sonore émise par le transducteur est focalisée par une ligne à retard en quartz ou en saphir. L'échantillon est initialement posé dans le plan focal de la lentille, et sera ensuite déplacé verticalement ou horizontalement par un système de moteurs mécaniques. Pour éviter l'atténuation très grande des ultrasons dans l'air, on met entre la lentille et l'échantillon un liquide (eau, mercure...), dit liquide de couplage [6, 7].

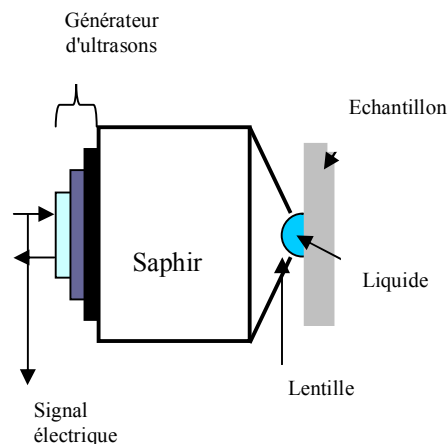


Figure 1 : le capteur acoustique et son environnement

2.1. Coefficient de réflexion $R(\theta)$

L'étude par microscopie acoustique des propriétés des matériaux nécessite la compréhension du phénomène de propagation des ondes dans les solides et dans les liquides ainsi que la connaissance des lois qui régissent les transferts d'onde aux interfaces [1]. Une méthode de calcul de l'expression de $R(\theta)$, utilisant le bilan mécanique, la continuité des contraintes et des déplacements à l'interface, a été développée par Brekhovskikh [4, 5].

Le coefficient de réflexion pour les matériaux massifs est donné par l'expression suivante [4, 8]:

$$R(\theta) = \frac{Z_l \cos^2 2\theta_s + Z_s \sin^2 2\theta_s - Z_0}{Z_l \cos^2 2\theta_s + Z_s \sin^2 2\theta_s + Z_0} \quad (1)$$

Où : Z_0 est l'impédance acoustique du liquide; Z_l et Z_s sont respectivement les impédances acoustiques longitudinale et transversale du solide.

Le coefficient de réflexion pour les matériaux monocouches est donné par l'expression [4] :

$$R(\theta) = \frac{\eta_0(M_{11}M_{22} - M_{12}M_{21}) + j\rho_0\omega^2(M_{11}M_{23} - M_{21}M_{13})}{\eta_0(M_{11}M_{22} - M_{12}M_{21}) - j\rho_0\omega^2(M_{11}M_{23} - M_{21}M_{13})} \quad (2)$$

Dans le cas d'un matériau massif on relève des variations de phase et d'amplitude au voisinage des angles critiques : longitudinal, transversal et Rayleigh, ce qui nous permet de calculer les vitesses des différents modes. Les théories concernant la propagation des ondes mécaniques dans les matériaux isotropes montrent que deux ondes de volume peuvent se propager [4, 9]. Ces ondes dites longitudinales et transverses ont des vitesses que nous noterons V_L et V_T .

Les variations plus ou moins importantes du module et de la phase de $R(\theta)$ à certains angles critiques vont nous permettre d'interpréter les courbes $V(z)$.

2.2. Signature acoustique $V(z)$

La micro caractérisation d'un matériau passe par la détermination de sa signature acoustique $V(z)$:

$$V(z) = \int_0^{\theta_{max}} p^2(\theta) R(\theta) \exp(2jk_0 z \cos\theta) \sin\theta \cos\theta d\theta \quad (3)$$

Où : θ_{max} est l'ouverture maximale de la lentille, $p^2(\theta)$ est la fonction pupille, $R(\theta)$ est la fonction de réflexion du spécimen et k_0 est le vecteur d'onde dans le liquide de couplage.

Les pseudo- périodes spatiales Δz de la signature acoustique sont reliées aux vitesses de propagation des ondes dans les matériaux ainsi que la vitesse dans le liquide de couplage d'après la relation 4:

$$V_R = V_{liq} \left[1 - \left(1 - \frac{V_{liq}}{2f\Delta z} \right)^2 \right]^{-1/2} \quad (4)$$

Où: V_R est la Vitesse de Rayleigh, V_{liq} : la Vitesse de l'onde de compression dans le liquide de couplage. f : Fréquence de travail et Δz : Période des oscillations.

La vitesse de Rayleigh peut être obtenue à partir de la relation 2 de Victorov [4] en fonction des vitesses transverses et longitudinales, elle est identique à celle que l'on obtient à partir de la relation 4 :

$$V_R = V_T \frac{0.718 - \left(\frac{V_T}{V_L}\right)^2}{0.75 - \left(\frac{V_T}{V_L}\right)^2} \quad (5)$$

2.3. Les modules d'élasticité :

La signature acoustique est associée aux valeurs des paramètres élastiques caractérisant le matériau tels que le module de Young (E), le module de cisaillement (G) et

le coefficient de Poisson (ν) selon les équations (6, 7, 8).

Elle est également liée à la structure et la nature du matériau [8, 10]. Elle est obtenue pour différents types de matériaux à différentes fréquences selon la nature du matériau qu'il soit massif ou en couche mince.

$$E = \rho V_T^2 \frac{3V_L^2 - 4V_T^2}{V_L^2 - V_T^2} \quad (6)$$

$$G = \rho V_T^2$$

$$\nu = \frac{2V_T^2 - V_L^2}{2(V_T^2 - V_L^2)}$$

Où: ρ : Densité du matériau, V_T : Vitesse transverse,

V_L : vitesse longitudinale

3. Résultats et discussions.

3.1. Etude du système massif

(eau / DyBa2-xSrxCu307- δ et eau / PrBaCuO) :

Nous avons établi un programme de calcul (Matlab)

qui nous permet de déterminer le coefficient de réflexion $R(\theta)$

en fonction de l'angle d'incidence θ selon l'équation (1) et la signature acoustique $V(Z)$ selon l'équation (3).

Les tracés des courbes du module et de la phase de $R(\theta)$, de la signature acoustique $V(Z)$ et FFT pour

les matériaux Supraconducteurs choisis (massif) sont présentés dans les figures suivantes :

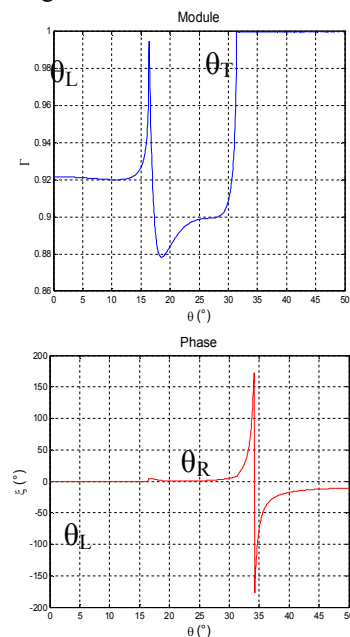


Figure 2 : Variation du module et de la phase de $R(\theta)$

du système (eau/ DyBa2-xSrxCu307-δ).

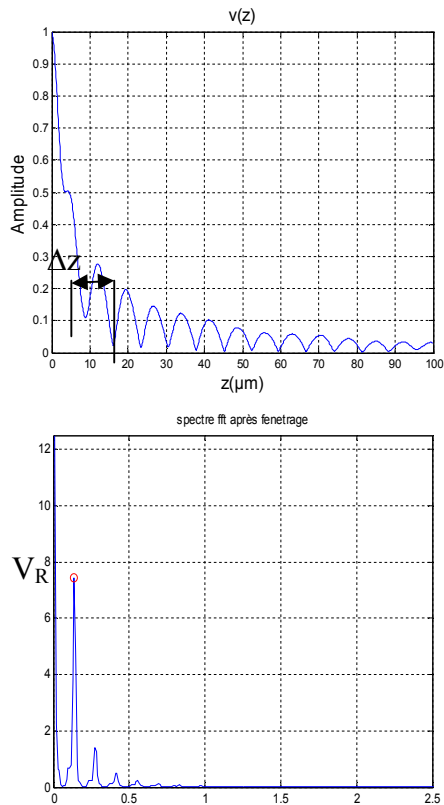


Figure 3 : Signature acoustique $V(Z)$ et FFT du système (eau/ DyBa2-xSrxCu307-δ).

Les résultats des calculs des vitesses de Rayleigh V_R obtenus sont résumés dans le tableau 1 :

Tableau1 : Vitesse de Rayleigh des matériaux étudiés déterminées à partir de $R(\theta)$ et $V(Z)$.

système	eau/ DyBa2-xSrxCu307	eau / PrBaCuO
V_R (m/s) d'après $R(\theta)$	2668.00	1977.32
V_R (m/s) d'après $V(Z)$	2682.00	1965.00
V_R (littérature)* [11]	2669.00	1985.28

La comparaison de nos résultats avec les données disponibles dans la littérature* [11] témoigne d'une très bonne Concordance, ce qui constitue une première étape de validation de notre programme de calcul.

3.2. Calcul des constantes élastiques des matériaux étudiés.

La méthode de calcul des paramètres élastique (E, G et ν) des matériaux étudiés, consiste à remplacer directement dans les équations (6) les vitesses longitudinale et transversale du matériau par leurs valeurs.

Les valeurs des constantes élastiques pour les matériaux choisis sont résumées dans le tableau 2.

Tableau.2 : Calcul des constantes élastiques (E, G, ν) dans le cas de l'YbaCuO.

(1) Représente les valeurs obtenues par simulation.

système	Module de Young E (GPa)		Module de cisaillement G (GPa)		Module de poisson ν (GPa)	
	(1)	(2)	(1)	(2)	(1)	(2)
DyBa2-xSrxCu	147.5	148	57.35	57.39	0.29	0.28
PrBaCuO	58.5	59.4	24.9	25	0.19	0.18
YBaCuO	93.12	92.20	37.5	38	0.20	0.19

(2) Représente les valeurs à partir [10,11]

D'après les résultats obtenues, on peut noter que les constantes élastiques calculées (simulé) sont très proches de ceux de la littérature*[10,11].

3.3. Etude des constantes élastiques

A partir des courbes de la phase de $R(\theta)$ (figure 2), nous calculons pour chaque épaisseur la valeur de la vitesse de Rayleigh et les vitesses des modes transversal et longitudinal et à partir ces dernier, nous calculons les constantes élastiques du système (PrBaCuO / DyBa2-xSrxCu307-δ) selon les équations (6,7et 8) pour différentes épaisseur de PrBaCuO.

Les résultats de calcul des paramètres élastiques sont présentés dans la figure (9):

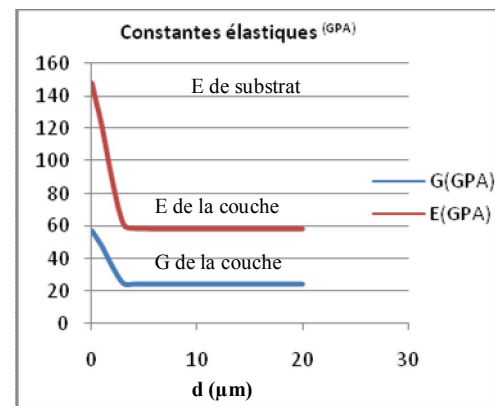


Figure 9 : Variation des constantes élastiques du système PrBaCuO / DyBa2-xSrxCu307-δ.

La Figure 9 montre une variation continue non linéaire des constantes élastiques à partir des valeurs du substrat (DyBa2-xSrxCu307-δ) vers ceux de la couche de PrBaCuO (tableau 2) lorsque l'épaisseur augmente. Egalement, ces courbes montre que le système PrBaCuO / DyBa2-xSrxCu307-δ a un comportement élastique identique à celui de PrBaCuO au-delà d'une certain épaisseur de revêtement de la couche de PrBaCuO [10,11]

Les résultats obtenus sont bon accord avec ceux de la littérature [10,11].

4. Conclusion

Cette étude nous permet de conclure que la simulation du signal acoustique reçu par le microscope acoustique à réflexion est une méthode plus efficace pour caractériser des matériaux supraconducteurs et déterminer les propriétés élastique de ces matériaux d'après la connaissance du coefficient de réflexion $R(\theta)$. Pour les matériaux revêtus étudiés, et pour une épaisseur donnée de la couche de revêtement, le système couche-substrat est dispersif. Ces vitesses changent en fonction de l'épaisseur de la couche, lorsque la fréquence est maintenue constante, ce qui montre la variation des propriétés élastiques en fonction de l'épaisseur car ces paramètres dépendent des vitesses des modes de propagation. Pour les matériaux hétérogènes étudiés (PrBaCuO / DyBa_{2-x}Sr_xCu₃O_{7-δ}), la vitesse de la couche est moins rapide que celle du substrat ce qui montre l'apparition des modes de propagation des ondes de volumes (mode de Lamb). Ces modes sont dispersif, cet approche sera étudié par la suite.

Références :

- [1] Zuliang Yu. Scanning acoustic microscopy and its applications to material characterization. University of hannover, D-30167 Hannover, Germany. Reviews of Modern Physics, Vol.67, No.4, October 1995.
- [2] Djamel Djallab. Etude théorique des supraconducteurs à haute température critique (SHTc) au moyen du modèle statistique de Ginzburg-Landau. Mémoire de Magistère 2008.
- [3] F. Roy, B. Dutoit. Modeling and Characterisation of Coated Conductors Applied to Design of Superconducting Fault Current Limiters. EPFL, Lausanne, 2010.
- [4] G.A.D.Briggs. Acoustic Microscopy. Oxford University, 2010.
- [5] P. V. Zinin, "Quantitative Acoustic Microscopy of Solids", in M. Levy, H. Bass, R. Stern, V. Keppens eds., Handbook of Elastic Properties of Solids, Liquids, and Gases. Vol. I: Dynamical Methods for Measuring the Elastic Properties of Solids, Academic Press, New York, 187-226 (2001).
- [6] P. V. Zinin, "Quantitative Acoustic Microscopy". in M. Levy, H. E. Bass eds., Experimental Methods in the Physical Sciences, Vol. 39: Modern Acoustical Techniques for the Measurement of Mechanical Properties. Academic Press, New York, 135-187 (2001).
- [7] P. Zinin and W. Weise, "Theory and applications of acoustic microscopy", in T. Kundu ed., Ultrasonic Nondestructive Evaluation: Engineering and Biological Material Characterization. CRC Press, Boca Raton, chapter 11, 654-724 (2004).
- [8] A. Benbelghit, D. Boutassouna, B. Helifa, I. K Lefkaire. determination of the elastic properties of some coted Materials by simulation of the analogue signal of the reflection acoustic microscope. NDT&E International 39(2006)76-81.
- [9] J.D.N. Cheeke, Fundamentals and Applications of Ultrasonic Waves, CRC Series in Pure and Applied Physics, 2002.
- [10] N.A. Rasih, A.K. Yahya, Effet of Ba-site substitution by Sr on ultrasonic velocity and electron-phonon coupling

constant of DyBa_{2-x}Sr_xCuO₃O_{7-δ} superconductors, J. Alloys Compd. (2009), doi: 10.1016/J.jallcom..02055, (2009).

[11] elastic moduli Data for Polycrystalline Ceramics, R.G.Munro, Nistir 6853,(2002), National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland 20899.

INFLUENCE DES DEFORMATIONS HYGRO-THERMIQUES SUR LA DEGRADATION DES MEMBRANES EN NAFION[®] DES PILES A COMBUSTIBLES PEMFC(Proton Exchange Membrane Fuel Cell)

A. ATIFI^{1*}, M. HAMID¹, A. EL MARJANI¹

¹Equipe TurboMachine, Université Mohammed V Agdal, Ecole Mohammadia d'Ingénieurs, EMI B.P : 765 Avenue Ibn Sina, Agdal, Rabat, Maroc.

* AdilAtifi@research.emi.ac.ma

Résumé :

La modélisation des transferts thermiques dans le cœur de la pile est primordiale pour une analyse fine des performances d'une pile à combustible de type (Proton Exchange Membrane Fuel Cell). A cela, s'ajoute le risque de condensation de l'eau dans les diffuseurs pouvant alors réduire l'accès des gaz aux électrodes, entraînant par conséquent une chute brutale des performances de la pile[1]. La gestion thermique est donc couplée à la gestion de l'eau et les deux facteurs combinés assurent un rendement élevé et diminuent la vitesse de dégradation de la pile dues au cycle des contraintes thermiques et les cycles de gonflement-dégonflement. Pour cela, on propose une modélisation afin d'identifier les principaux paramètres de fonctionnement à l'aide des simulations numériques élaborée sous un logiciel de calcul CFD. Les résultats obtenus montrent que l'augmentation de la température et de la teneur en eau favorise une bonne conductivité ionique et augmente le flux molaire en eau de la membrane ce pendant il provoque des déformations thermiques et hygrométriques importantes ce qui engendre une détérioration rapide de la membrane, ainsi pour les courants important on assiste à un assèchement du côté anodique et gonflement hygrométrique du cote cathodique[2].

I. Introduction

A la température ambiante, la membrane (sèche ou hydratée) se comporte comme un matériau élastomère. La présence d'eau et de température dans les polymères y compris le Nafion[®] principale matériau de la membrane des piles de type PEMFC provoquent des changements dimensionnels de la membrane, l'eau induit un gonflement de la membrane, cependant l'augmentation de la température entraîne l'évaporation de l'eau et conduit à sa contraction. Ainsi, ces changements dimensionnels sont à l'origine d'un gradient de déformation qui engendre des contraintes thermomécaniques de la membrane [2]. Avec le temps, on assiste à une perte de tenue mécanique par fatigue. Ces phénomènes sont accusés en présence de cycle inhérent à la fonction marche-arrêt pour une application automobile. Des contraintes de compression-cisaillement

s'ajoutent, elles résultent de la géométrie des plaques de diffusion au contact de la membrane dans la pile. Ce ci provoque une diminution de l'épaisseur de la membrane et une apparition de microfissures.

Il existe en littérature plusieurs études concernant le phénomène de dégradation des membranes en Nafion[®] pour pile PEMFC [3], [4] et [5]. Notre présent travail fait partie d'une étude complète qui vise la simulation de tous les phénomènes physiques, chimiques et électrochimiques et leurs influences sur la dégradation des éléments des piles à combustible type PEMFC.

La pile que nous allons étudier, comme le montre la figure.1, est constitué d'un assemblage de cellules élémentaires. Chaque cellule est composée de l'électrolyte (membrane), l'anode, la cathode et les diffuseurs. Les écoulements de l'hydrogène et de l'air se font suivant l'axe x.

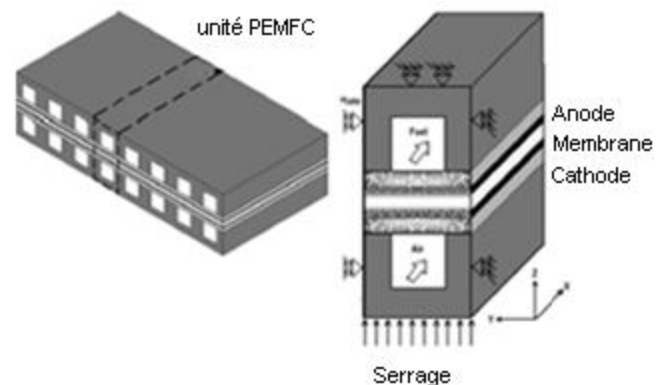


Fig.1 : Constituants de la pile PEMFC

II. Modélisation

1. Conductivité protonique de la membrane

La conductivité protonique de la membrane est fortement liée à la température de fonctionnement et à son état d'hydratation. Une bonne humidification de la membrane est alors nécessaire pour augmenter la conductivité protonique et par suite diminuer les chutes de potentiel provenant des pertes ohmiques, selon le modèle empirique de Springer et al [6] :

$$\sigma = (0.5139\lambda - 0.326) \exp[1268(\frac{1}{303} - \frac{1}{T})]$$

La chute du potentiel ohmique est tel que:

$$\eta_0 = \int_0^{L_m} \frac{idz}{(0.5139\lambda - 0.326) \exp[1268(\frac{1}{303} - \frac{1}{T})]}$$

2. Transfert thermique dans la membrane

La faible vitesse de l'eau dans la membrane nous permet de négliger la contribution convective au transfert thermiques. L'équation de la chaleur dans le plan (o,x,z) avec production de chaleur dans le volume est la suivante :

$$k(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}) = Q_j$$

Avec,

$$Q_j = R_j \cdot I^2 / L_m = I^2 / \sigma$$

3. Déformations thermiques et hygrométriques

Pour caractériser le comportement mécanique du Nafion et quantifier l'influence de la température et de la vitesse de déformation on utilise la loi de Hooke généralisé :

$$\sigma = G \xi$$

Avec, $\xi = \xi_e + \xi_p + \xi_t + \xi_s$
 ξ_e , ξ_p , ξ_s , et ξ_t sont respectivement, les déformations élastiques, plastiques thermiques et hygrométriques .

3.1. Déformations thermiques

Les déformations thermiques dépendent du coefficient de dilatation thermique (η) selon l'expression suivante :

$$\xi_t = \eta (T - T_0)$$

La variation de la densité de la membrane en fonction de la température est donnée par l'expression :

$$\rho(T) = \rho(T_0)(1 - \eta(T - T_0))^3 \approx \rho(T_0)(1 - 3\eta(T - T_0))$$

Au cours de la déformation du nafion, l'énergie produite par la déformation est dissipée sous forme de chaleur, l'évolution de la chaleur au cours du temps dans le matériau est décrite par l'équation de la chaleur [7]:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \beta \sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right)$$

x et z étant les directions de l'échauffement, ρ , C_p , ε , k et $\dot{\varepsilon}$ étant respectivement : la masse volumique, la chaleur spécifique, le coefficient de Taylor-quinney, la conductivité thermique et la vitesse de déformation.

D'après l'équation du transfert thermique on obtient :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \beta \sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - Q_j$$

3.2. Déformations hygrométriques

Ce type de déformation dépend des contraintes de la pression de la vapeur d'eau saturante, de la température des gaz dans la membrane et du tenseur de coefficient de dilatation hygrothermique ψ selon l'expression suivante [8]:

$$\xi_s = \psi (HR - HR_0)$$

Avec HR est l'humidité relative de la membrane et ψ est donné par l'expression :

$$\psi = \sum_{i,j=1}^4 C_{ij} T^{4-i} HR^{4-j}$$

$$\psi_{11} = C_{11} T^3 + C_{12} T^2 + C_{13} T + C_{44}$$

C_{ij} : se sont des constantes donnés selon la référence [8]

C_{ij}	i=1	i=2	i=3	i=4
j=1	$2,994.10^{-12}$	$-5,221.10^{-7}$	$3,574.10^{-8}$	$-6,832.10^{-7}$
j=2	$-4,303.10^{-10}$	$7,361.10^{-8}$	$-5,166.10^{-6}$	$1,003.10^{-4}$
j=3	$2,163.10^{-8}$	$-3,566.10^{-6}$	$2,564.10^{-4}$	$-5,067.10^{-3}$
j=4	$-5,402.10^{-8}$	$2,012.10^{-5}$	$-2,007.10^{-3}$	$4,355.10^{-2}$

III. Résultats et discussion

1. Evolution de la conductivité

Sous les conditions de fonctionnement de références ($\lambda=14$ à $T^0=303K$) l'évolution de la conductivité de la membrane est montrée par la figure (2).

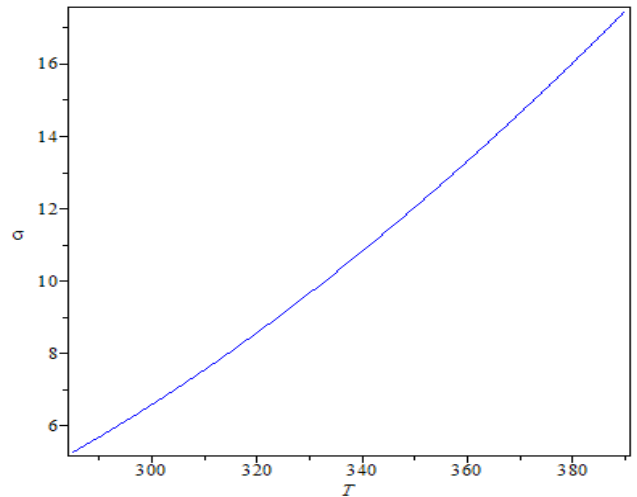


Fig1 : Evolution de la conductivité protonique de la membrane en fonction de la teneur en eau et de la température
 Nous remarquons une augmentation de la conductivité protonique de la membrane en fonction de la température ce qui diminuera les pertes ohmique et augmentera les performances électriques de la pile.

2. Evolution de la chute du potentiel

La figure 2 montre que toute augmentation de la densité du courant électrique dans la cellule est accompagnée d'une augmentation des chutes du potentiel selon l'équation $\eta_o = R_j i$ cette augmentation est provoquée par la résistance au transfert protonique dans la membrane, cependant on remarque une diminution des chutes du potentiel ohmique avec l'augmentation de la température est cela implique l'influence de la température sur la conductivité protonique de la membrane et par suite diminuer les pertes par effet joule et par la suite diminuer le risque de dégradation de la membrane qui en résultent.

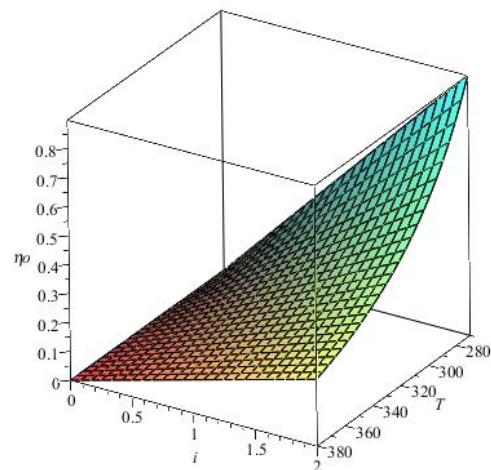


Fig.2 : Evolution des chutes du potentiel en fonction de la densité du courant et la température

3. Evolution des contraintes hygrothermiques

Les déformations hygrothermiques sont représentées sur le graphe de la figure (3).

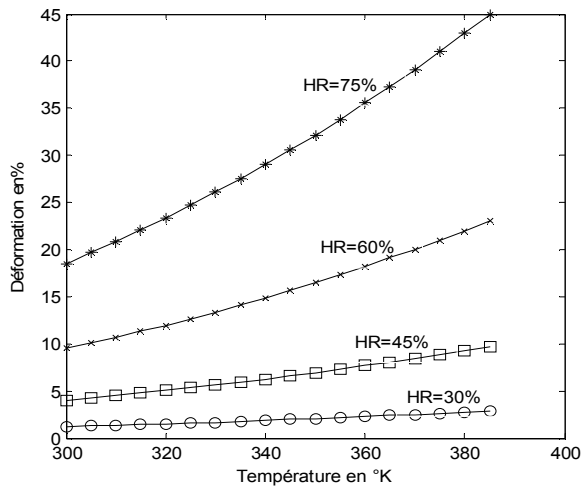


Fig 3 : Evolution des déformations hygrothermiques en fonction de la température pour des taux d'humidité HR=30%, HR=45%, HR=60% et HR=75%.

Nous avons montré que les déformations hygrométriques dépendent fortement de la température et de l'humidité relative de la membrane.

En effet, l'augmentation de la température influence le transport de l'eau dans la membrane lorsque les courants sont supérieurs à 2000mA, en plus de l'eau provenant des diffuseurs qui provoque une apparition du flux électro-osmotique dirigé de l'anode vers la cathode, l'eau s'accumule alors dans la membrane du côté cathodique et provoque un gonflement responsable de ce type de déformation.

IV. Conclusion

La modélisation et la résolution des équations qui régissent le processus de production de l'énergie par les piles PEMFC ont permis l'identification de ses principales performances. Les résultats montrent une augmentation de la conductivité protonique de la membrane en fonction de la température et aussi une augmentation des contraintes hygro-thermiques ce qui influence la stabilité mécanique de la membrane et accélère sa défaillance.

Bibliographie

- [1] J. et al., « Modélisation des transferts couplés de masse, de charge et de chaleur dans le cœur de pile PEMFC ». LEMTA-inpl (2004).
- [2] T., Djilali N. A 3D, multi-phase, multicomponent model of the cathode and anode of a PEM fuel cell. J. Electrochem. Soc. 2003; 150(12): A1589-A1598.
- [3] Tang Y, Karlsson AM, Santare MH, Gilbert M, Cleghorn S, Johnson WB. An experimental investigation of humidity and temperature effects on the mechanical properties of perfluorosulfonic acid membrane. J Mater Sci Eng 2006; 425(1-2): 297-304.
- [4] M. Inaba, Degradation Mechanism of Polymer Electrolyte Fuel Cells, 14th International Conference on the Properties of Water and Steam: Symposium 6. Fuel Cells and Electrochemistry in Aqueous Systems, (2004), Kyoto, Japon
- [5] M. Williams, H. Kunz, J. Fenton, Operation of Nafion-based PEM fuel cells with no external humidification:

influence of operating conditions and gas diffusion layers, Journal of Power Sources, 135, (2004), 122-134

[6] T. E. Spriger, T. A. Zawodinski, and S. Gottesfeld, Polymer electrolyte fuel cell model, J. Electrochem. Soc, 138(8)/2334-2342, 1991

[7] Chen. W. C. M., Lu. F. Tension and compression tests of two polymers under quasi-static and dynamic loading, Polymer Testing, 21, 113-121, 2002

[8] Kusoglu, A.; Karlsson, A.M., Santare, M.H.; Cleghorn, S.; Johnson, W.B. Mechanical behavior of fuel cell membranes under humidity cycles and effect of swelling anisotropy on the fatigue stresses. J. Power Sources, 2007; 170(2): 345-358.

Thème 4
Procédés de mise en forme et de fabrication

INFLUENCE DES SABLES DE MOULAGE SUR LE NOMBRE DE GRAINS DE GRAPHITE ET SUR LE TAUX DE FERRITE DANS LES FONTES GRISES A GRAPHITE SPHEROÏDAL A MATRICE FERRITIQUE

A. LEMMOUI(1), B. KHATEMI(2)

(1)Laboratoire de Mise en Forme des Matériaux Métalliques(LM2PM), Université Badji Mokhtar ; BP12 – 23000.Annaba .Algérie.

(2)Faculté des Sciences, de technologie et des Sciences de la matière - Université Ibn khaldoun de Tiaret, 14000 Tiaret BP 78- Algérie.

RESUME

Les fontes grises à graphite sphéroïdal se caractérisent par des propriétés mécaniques et chimiques élevées proches de celles des aciers ormis en fatigue. De nombreuses études ont montré que les propriétés mécaniques de cette classe de fonte dépendent du nombre de grains de graphite, de leur sphéricité et de la constitution de la matrice [5, 6]. Les fontes à matrice ferritique présentent une résistance suffisamment élevée couplée à une bonne capacité à se déformer plastiquement ainsi qu'une bonne résistance aux chocs. Leur faible résistance à l'usure leur donne une bonne aptitude à l'usinage, lequel est de plus facilité par le caractère lubrifiant du graphite. Des études sur ces fontes ont permis également de constater que plus la sphéricité des particules de graphite est élevée, plus les propriétés mécaniques sont élevées [1, 5,6]. Dans les fontes grises GS, les sphéroïdes de graphite ont des propriétés anti-fissuration et de ductilité et plus leur nombre est élevé plus la fonte présente de meilleures propriétés mécaniques. Dans ces fontes, la nature de la matrice et le taux de ferrite sont dépendants de plusieurs paramètres dont notamment la vitesse de refroidissement, l'épaisseur et les formes des pièces. Plus la vitesse de refroidissement est lente plus le taux de ferrite est important [3, 5,6]. Le présent travail fait l'objet de l'étude de l'influence des sables de moulage (sable à vert, à base de résine furanique et à base de silicate de soude) sur le nombre de grains de graphite d'une part et sur le taux de ferrite d'autre part pour différentes épaisseurs des échantillons.

Mots clés : fonte GS, nombre de sphéroïdes de graphite, taux de ferrite, propriétés mécaniques vitesse de refroidissement, microstructure, épaisseur des pièces.

1. INTRODUCTION

Les pièces en fonte GS se sont révélées intéressantes et constituent depuis leur mise en service en 1948 une alternative pour les pièces en fonte malléable ou en acier moulé. La fonte à graphite sphéroïdal, dans beaucoup de cas, donne de meilleurs résultats en service avec un faible coût de production. La forme quasi-sphérique du graphite supprime les effets de fissuration contrairement aux lamelles de graphite qui agissent comme des points de concentration des contraintes [1, 4,5]. Grâce à ses propriétés miraculeuses et innovantes, la fonte GS a

effectué des percées extraordinaires dans le marché des pièces de fonderie. De nombreuses études ont montré également que les propriétés mécaniques de ces fontes sont largement influencées par la nature de la matrice (ferritique, perlitique ou mixte, austénitique, martensitique, etc...) dans laquelle précipitent les grains de graphite. Lors de leur élaboration, un refroidissement lent autour de la température eutectoïde accompagné d'une teneur élevée en silicium permet d'obtenir une matrice en grande partie ferritique. Toutefois, selon R.E. Showman[2], une structure complètement ferritique est difficilement réalisable à l'état brut de coulée surtout dans les pièces coulées en sable à vert.

Cependant, les zones de fin de solidification, pauvres en Si et riche en Mn, favorisent la formation de la perlite. Le silicium, favorisant la graphitisation, permet d'adoucir la matrice et d'obtenir des nuances entièrement ferritiques. Une teneur en silicium au-delà de 3,3 % fragilise la ferrite et contribue à l'affaiblissement de ses propriétés mécaniques [2,5]. Des études ont également montré que le taux de ferrite est fonction de la composition chimique du métal liquide, de la vitesse de refroidissement et du nombre de sphéroïdes de graphite dans la structure. Selon de nombreux auteurs, l'augmentation du nombre de grains de graphite sphéroïdal dans les fontes grises permet d'augmenter la résistance à la traction et la ductilité, de diminuer la micro-ségrégation des éléments, de diminuer la tendance à la formation de la cémentite, de diminuer au maximum le retrait du métal lors de la solidification et d'augmenter sensiblement le taux de ferrite [5,6].

La tendance actuelle dans de nombreux domaines mécaniques est de produire des pièces de plus en plus minces en fonte à graphite sphéroïdal pour des raisons économiques et surtout écologiques. Par exemple, l'utilisation croissante de véhicules depuis ces trois dernières décennies a engendré de facto des émissions importantes de CO₂ de l'ordre de 25%. Ces émissions de gaz portent atteinte à la qualité de l'air et contribuent à l'effet de serre. Dans le but de réduire ces émissions de CO₂, de nombreuses études ont été entreprises ces dernières années à l'effet de mettre au point des véhicules de plus en plus légers consommant de moins en moins de carburant allant jusqu'à 3litres /100 km. Les nouvelles tendances dans la conception de véhicules vont vers la réalisation de véhicules légers à partir de pièces en FGS de plus en plus minces de l'ordre du millimètre pour réduire leur masse. Des tests techniques sur l'automobile ont permis de constater que la réduction de la masse d'un véhicule de 100 kg permet une économie de carburant de l'ordre de 0,5 litre/ 100 km [6]. Dans la pratique, les épaisseurs de parois en fonte à GS de 5 mm ou plus sont dans l'ensemble faciles à produire sans fragilisation ou dureté élevée. Par contre, les pièces à faible épaisseur sont souvent difficiles à réaliser d'où le recours fréquent à un traitement thermique pour éliminer la fragilité et diminuer la dureté. Des études sur les FGS ont montré que plus les parois de la pièce sont minces plus grande est la perte de température donnant lieu à une forte probabilité de risque de défaut de fragilisation [5,6].

L'objectif principal de cet article consiste à déterminer l'influence du type de sable de moulage (sable à base de résine furanique, sable à base de silicate de soude et sable à

vert) sur le nombre de grains de graphite et sur le taux de ferrite pour différentes épaisseurs des pièces.

2. INFLUENCE DES PARAMETRES TECHNOLOGIQUES SUR LE NOMBRE DE GRAINS DE GRAPHITE SPHEROIDAL.

La figure 1 représente les différents paramètres qui ont une influence directe sur le nombre de grains de graphite dans la structure métallographique de la FGS [1].

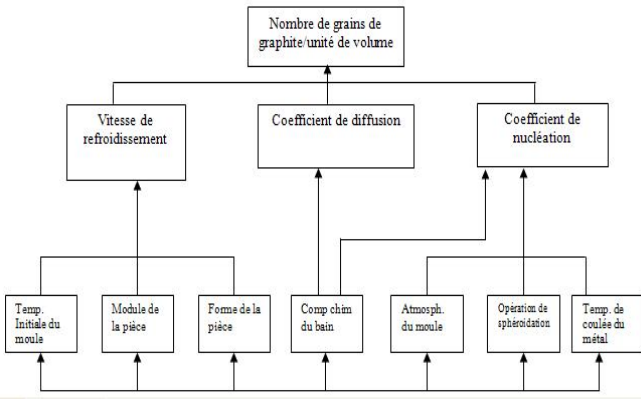


Figure 1. Influence des paramètres technologiques sur le nombre de grains de graphite dans la fonte grise à graphite sphéroïdal.

3. TECHNIQUES EXPERIMENTALES

Dans le cadre de cet article, nous avons procédé à la réalisation de trois types de moules se différenciant entre eux par la nature de leurs sables de moulage : sable à vert, - sable à prise chimique à base de résine furanique, - sable à prise chimique à base de silicate de soude durci au gaz carbonique.

Ces sables utilisés dans notre étude se différencient entre eux par leurs paramètres thermophysiques (conductivité et diffusivité thermique), Ces trois types de sable sont couramment utilisés dans le Fonderie de Tiaret dans le cadre de la réalisation de pièces de fonderie.

Les échantillons en fonte à graphite sphéroïdal utilisés dans cette étude ont été élaborés dans un four électrique à induction de moyenne fréquence de la Fonderie de Tiaret (Algérie) et coulés après inoculation au magnésium et coulés par nos soins dans les différents moules faisant l'objet de notre étude.

Après polissage et attaque au Nital, les échantillons ont été observés au microscope optique de marque NEOPHOT du laboratoire de la Fonderie de Tiaret. Les analyses effectuées dans cette étude ont porté essentiellement sur le dénombrement des grains de graphite et sur le taux de ferrite pour différentes épaisseurs des échantillons (2 ; 2,5 ; 3 ; 3,5 ; 4 ;4,5 mm).

Dans le cadre de cet article nous avons effectué 10 coulées pour chaque épaisseur pour chaque type de sable de moulage.

Les valeurs utilisées dans cette étude représentent les valeurs moyennes des différents essais effectués.

RESULTATS DES EXPERIENCES

4.1. Nombre de grains de graphite

Le tableau 1 montre le nombre de grains de graphite par mm² de section pour trois types de sable de moulage et pour différentes épaisseurs des échantillons.

Type de sable de moulage	Epaisseur des pièces, mm	Nombre de grains de graphite/mm ²
Sable à base de silicate de soude	2.0	2700
	2.5	2500
	3.0	1800
	3.5	1500
	4.0	1100
Sable à base de résine furanique	2.0	2200
	2.5	2000
	3.0	1600
	3.5	1400
	4.0	1000
Sable à vert	2.0	2000
	2.5	1800
	3.0	1400
	3.5	1150
	4.0	900
	4.5	500

Table 1 : Nombre de grains de graphite par mm² en fonction de l'épaisseur des pièces pour les trois types de sable de moulage.

Les résultats obtenus sont représentés sur la figure 2

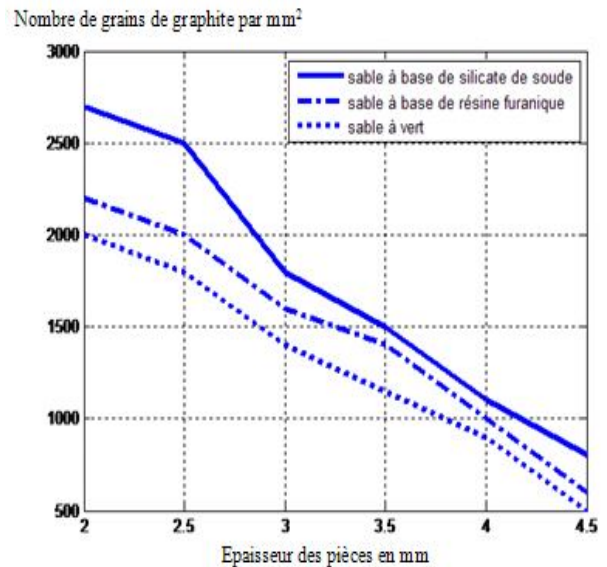


Figure 2. Nombre de grains de graphite par mm² en fonction de l'épaisseur des pièces pour les trois types de sable.

Taux de ferrite

Le tableau 2 représente le taux de ferrite en fonction de l'épaisseur des pièces pour les trois types de sable de moulage.

Type de sable de moulage	Epaisseur des pièces, mm	Taux de ferrite par mm ² , %
Sable à base de silicate de soude	2.0	18
	2.5	30
	3.0	35
	3.5	48
	4.0	55
Sable à base de résine furanique	2.0	14
	2.5	25
	3.0	28
	3.5	45
	4.0	50
Sable vert	2.0	10
	2.5	21
	3.0	25
	3.5	30
	4.0	45

Table 2 : Taux de ferrite par mm² en fonction de l'épaisseur des pièces pour les trois types de sable de moulage. Les résultats obtenus sont représentés sur la figure 3

Taux de ferrite / mm², %

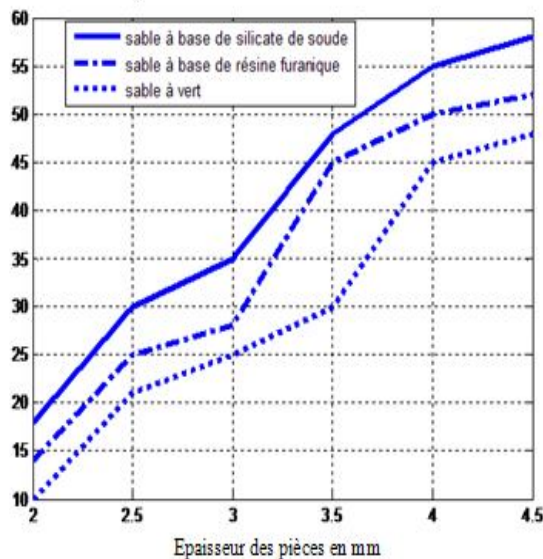


Figure 3. Taux de ferrite par mm² en fonction de l'épaisseur des pièces pour les 3 types de sable de moulage.

5. INTERPRETATION DES RESULTATS

Les résultats trouvés dans les différentes expériences montrent que dans les pièces coulées dans les moules réalisés à base de silicate de soude durci au CO₂, le nombre de grains de graphite passe de 2700 pour une épaisseur de la plaquette de 2 mm à 1050 pour une épaisseur de 4 mm soit une diminution du nombre de grains de l'ordre de 60%.

Dans les pièces coulées dans les moules réalisés avec du sable à base de résine furanique, le nombre de grains de graphite passe de 2200 pour une épaisseur de la plaquette de 2 mm à 970 pour une épaisseur de 4 mm soit une diminution de l'ordre de 56%. Dans le cas du moule réalisé avec du sable à vert, le nombre de grains de graphite dans la pièce passe de 1985 pour une épaisseur de la plaquette de 2 mm à 810 pour une épaisseur de 4 mm soit une diminution de 59%.

Dans les trois cas, on constate clairement que le nombre de grains de graphite croît quand l'épaisseur de la pièce diminue.

En ce qui concerne le taux de ferrite en fonction de l'épaisseur des pièces, les résultats trouvés montrent clairement que la proportion de ferrite dans la microstructure des échantillons augmente dans le même sens que l'épaisseur.

CONCLUSION

A la base des résultats obtenus lors de nos différentes expérimentations, on peut émettre les remarques suivantes :

1. Le nombre de grains de graphite sphérique dans les fontes grises à graphite sphéroïdal augmente quand l'épaisseur des pièces diminue quelque soit le type de sable utilisé.

2. Le nombre de grains de graphite croît lorsque les valeurs des paramètres thermophysiques du sable (conductivité, diffusivité) constituant les moules augmentent.

3. Pour une même vitesse de refroidissement du métal liquide, le taux de ferrite dans les microstructures des pièces augmente avec l'augmentation de l'épaisseur des pièces.

4. Dans une même pièce, la proportion de ferrite décroît au fur et à mesure que l'on s'éloigne du canal de coulée du moule suite à une plus grande vitesse de refroidissement du métal liquide.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] E. Fras, M. Gorny, H.F Lopez, Eutectic Transformation In Ductile Cast Iron, Part1 Theoretical background, Metallurgy and Foundry Engineering, Vol 31, 2005.
- [2] R.E. Showman, R.C. Aufderheide, Procés for Thin – Wall Sand Casting, Transactions of the American Foundry Society, Vol 111, 2003.
- [3] C. Podrzucki, Structura wlasciwosci zastowanie, Tome 1, Krakow 1991, Pologne.
- [4] M.A Kenawy, A.M Abdel – Fateh, Ultrasonic measurements and metallurgical properties of ductile cast iron, Egyptian Journal of solids, Vol 24, 2001
- [5] Techniques de l'ingénieur, Propriétés des fontes à graphite sphéroïdal, métallurgie, propriétés des alliages, M380, M381, M382, M392, M393, M396
- [6] Techniques de l'ingénieur, Elaboration des fontes – fonderie de moulage, M760, M361.

INFLUENCE DE L'OSCILLATION SUR LES PERFORMANCES DE LA SUPERFINITION PAR FILM ABRASIF

ABDELJABAR KHELLOUKI¹, JOEL RECH²,
HASSAN ZAHOUANI²

¹ Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Meknès, Laboratoire Mécanique Avancée et Application Industrielle, Marjane II B.P. 4024 Beni M'hamed, Meknès, Maroc.

Khellouki_abdeljabar@yahoo.fr

² Université de Lyon, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne, LTDS, CNRS UMR5513, 58 rue Jean Parot, 42000 Saint-Etienne, France.

Résumé : La super finition par film abrasif (toilage) est un procédé assez nouveau dans l'industrie. Cet article s'intéresse à l'influence de l'oscillation de la bande abrasive. A travers une approche expérimentale nous avons étudié l'effet de l'oscillation sur la rugosité de surface et l'enlèvement de matière. Les résultats montrent que l'oscillation a une grande influence sur l'enlèvement de matière. Elle conduit aussi à une nette amélioration de l'état de surface. Une analyse énergétique montre que l'oscillation optimise l'énergie spécifique en diminuant les frottements inutiles.

Mots-clés : Super finition; Toilage; Bande abrasive; Oscillation ; Rugosité.

Abstract : Belt finishing is a relatively new process in the industry. In this paper we are interested in the influence of the belt oscillation. Through an experimental approach we have studied the effect of oscillation on surface roughness and material removal. The results show that the abrasive belt oscillation is responsible for material removal. Oscillation leads also to an improvement of the surface roughness. Energetic Analysis shows that oscillation optimizes the specific energy by reducing friction.

Introduction

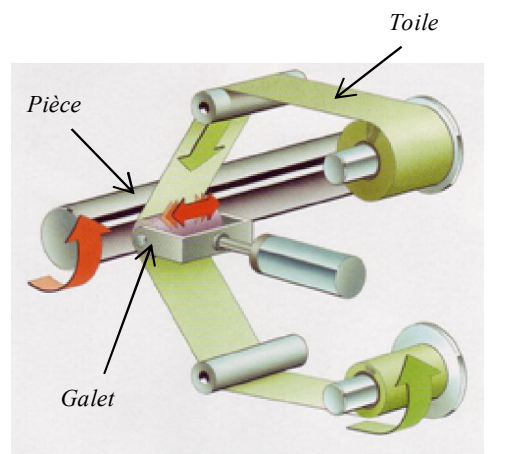
La super finition par film abrasif appelé communément toilage est un procédé assez récent dans l'industrie.

Le toilage consiste à appliquer sous pression une bande abrasive oscillante sur une pièce cylindrique en rotation (Fig.1). La bande abrasive est supportée par un galet élastique en polymère. La largeur de contact et la pression locale dépend de cette élasticité. Les grains sont régénérés en continu car la bande abrasive est animée d'un mouvement d'avance continue de quelques centimètres par minute.

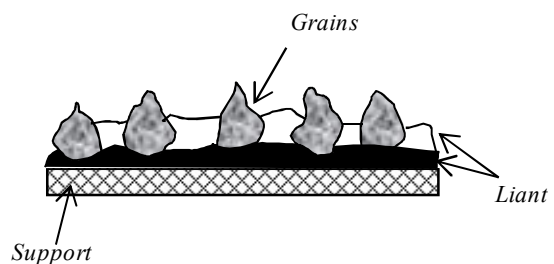
Il a été montré que le toilage corrige les défauts de l'intégrité de surface qui proviennent des opérations précédentes telles que le tournage dur ou la rectification [1-3]. Il conduit à une rugosité améliorée et stable quelles que soient les variations d'origine. Les paramètres de portance de profil (ou paramètres de rodage) sont nettement

optimisés, ce qui est très recherché par certaines industries telles que l'industrie automobile [4]. Khellouki et *al.* ont étudié les effets et les interactions des conditions de coupe sur la rugosité de surfaces toilées en utilisant un plan d'expériences. Les tendances les plus importantes ont été révélées [5].

Dans cet article nous allons étudier l'effet d'un paramètre essentiel qui est l'oscillation de la bande abrasive. L'oscillation de l'outil joue un rôle primordial dans beaucoup de procédés similaires tels que le rodage, la rectification et le polissage. Dans le cas du toilage, l'apport de l'oscillation n'est pas encore identifié. A travers des essais expérimentaux nous allons étudier l'effet de l'oscillation sur la rugosité, l'enlèvement de matière et l'énergie spécifique induite.



(a) Mouvements du toilage



(b) Structure de la toile

Fig.1 : Principe de toilage

Effet de la fréquence d'oscillation sur la rugosité de surface

Conditions des essais

Pour étudier l'effet de la fréquence d'oscillation sur la topographie d'une surface toilée nous avons tout d'abord préparé des pièces en acier dur traité 100Cr6 (Dureté 62 HRC) au tournage dur avec une vitesse de coupe $V_c = 120$ m/min et une vitesse d'avance $f = 0,1$ mm/min. Des plaquettes en nitrure de bore cubique (c-BN) ont été utilisées à cet égard. La rugosité obtenue est : $Ra_{moy} = 0,26$ μ m. Des essais de toilage ont été effectués sur ces pièces en variant la fréquence d'oscillation de la bande abrasive de 0 à 30 Hz (Fig. 2). Les conditions de toilage sont :

Vitesse de la pièce, $V_t = 160$ m/min ($n_p = 900$ tr/min).

Force normale appliquée, $F_N = 310$ N.

Durée du toilage, $t = 9$ s.
 Dureté du galet de contact, $H_s = 90$ Shore A.
 Vitesse d'avance, $V_a = 32$ mm/min.
 Amplitude d'oscillation, $a_{osc} = 3$ mm.
 Lubrification par pulvérisation (MQL).



Fig. 2 : Essai de toilage

Résultats et interprétations

Sur la figure 3, remarquons qu'avec une fréquence d'oscillation nulle, la rugosité d'une surface toilée (caractérisée par l'écart moyen arithmétique du profil R_a) est plus grande que la rugosité d'origine. Du point de vue quantitatif, la rugosité moyenne R_a passe de $0,26 \mu\text{m}$ après tournage dur à $0,29 \mu\text{m}$ après tournage suivi de toilage. D'après la figure 5, le profil correspondant à un toilage sans oscillation a une texture plus grossière que celle du profil issu du tournage dur. Les courbes d'Abbott de la figure 4 montrent elles aussi que la courbe correspondant à une fréquence d'oscillation nulle est plus haute et possède une pente plus inclinée que la courbe correspondant au tournage dur. L'examen des surfaces au Microscope Electronique à Balayage (MEB) confirme ces résultats en montrant que la surface issue du toilage sans oscillation possède des rayures larges et non régulières (Fig. 6). Le toilage sans oscillation conduit donc à une surface grossière et rugueuse qui n'a aucun intérêt fonctionnel.

Si on anime la bande abrasive d'une fréquence d'oscillation, même très faible, la rugosité s'améliore nettement. Ainsi à une fréquence d'oscillation de 2 Hz seulement, R_a chute à $0,1 \mu\text{m}$, soit une réduction de 60% par rapport au tournage dur (Fig. 3). Le profil de rugosité devient plus fin (Fig. 5) et un réseau de rayures croisées commence d'être dessiné sur la surface (Fig. 6). Cette structure à traits croisés est très recherchée par l'industrie automobile car elle favorise la lubrification des pièces en mouvement.

Par ailleurs, les profils de rugosité et les courbes d'Abbott ne sont pas très différents en passant de 2 Hz à 30 Hz (Fig. 4 et 5). On peut dire que la fréquence d'oscillation n'est quasiment pas influente sur la rugosité à partir du moment où elle est non nulle.

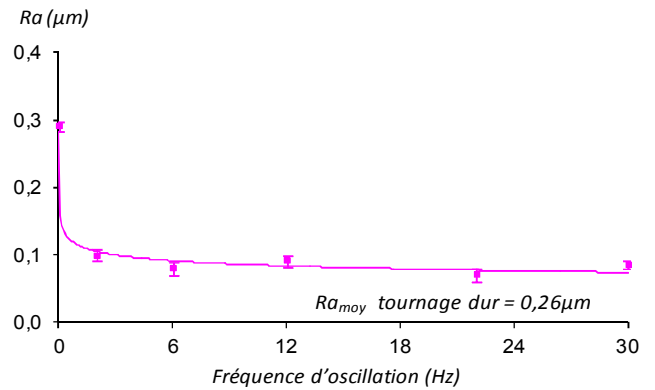


Fig. 3 : La rugosité moyenne R_a en fonction de la fréquence d'oscillation (conditions de toilage : $t = 9$ s, $F_N = 310$ N, $V_a = 32$ mm/min, $H_s = 90$ Shore A, $a_{osc} = 3$ mm)

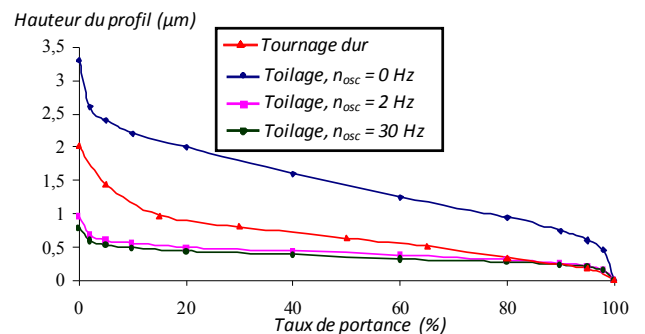


Fig. 4 : Courbes d'Abbott après toilage à différentes fréquences d'oscillation (les mêmes conditions de la Fig. 3)

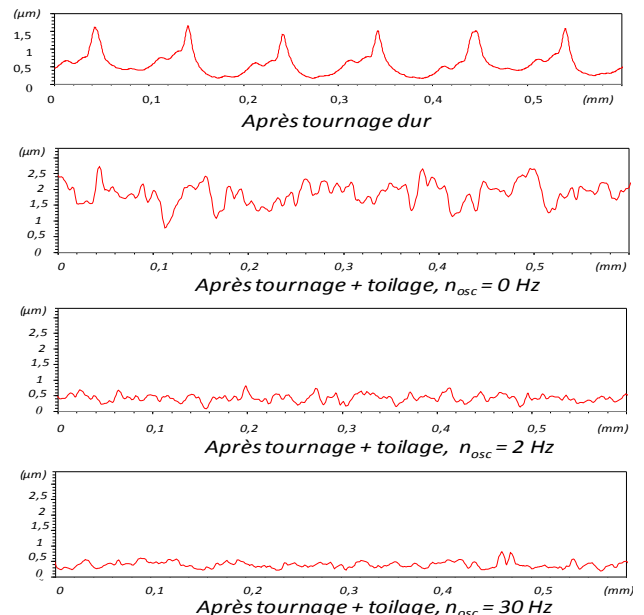
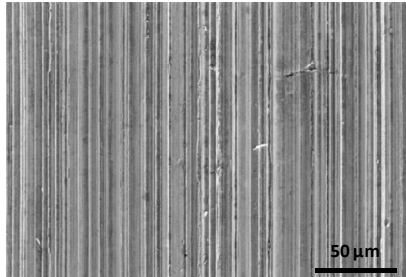


Fig. 5 : Profils de rugosité de surfaces toilées à différentes fréquences d'oscillation (les mêmes conditions de la Fig. 3)

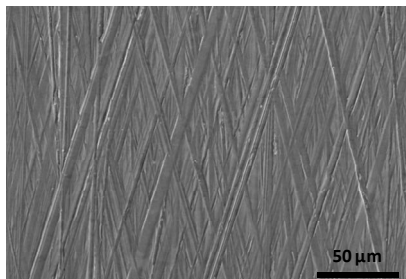
Effet de la fréquence d'oscillation sur l'enlèvement de matière

Sur la figure 7, on remarque qu'avec une fréquence d'oscillation nulle, l'enlèvement de matière en toilage est très faible. Quand la fréquence d'oscillation passe à 1 Hz seulement, la quantité de matière enlevée passe au triple. Par contre, du moment où la fréquence d'oscillation est non

nulle, la quantité de matière enlevée n'augmente que très peu. Cette tendance est inversement similaire à celle de la rugosité en fonction de la fréquence d'oscillation (Fig. 3). Il y a donc un lien direct entre l'enlèvement de matière et la rugosité obtenue. Ces résultats prouvent que pendant le toilage, la matière est enlevée essentiellement par l'oscillation des grains.



(a) $n_{osc} = 0$ Hz ; $n_{pièce} = 300$ tr/min



(b) $n_{osc} = 30$ Hz ; $n_{pièce} = 300$ tr/min

Fig. 6 : Images au MEB de deux surfaces toilées avec et sans oscillation

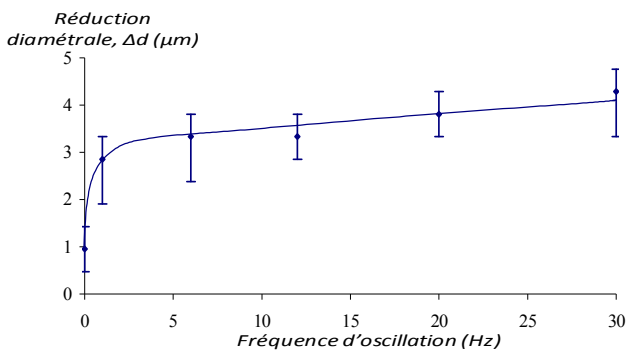


Fig. 7 : L'enlèvement de matière en fonction de la fréquence d'oscillation (conditions de toilage : $t = 36$ s, $F_N = 310$ N, $V_a = 32$ mm/min, $H_s = 90$ Shore A, $a_{osc} = 3$ mm)

Sur la figure 8, notons que l'énergie spécifique (énergie par unité de volume) perdue en toilage est importante pour une fréquence d'oscillation nulle car la quantité de matière enlevée est faible. Une grande partie de cette énergie est dépensée en frottement et en labourage ce qui n'est pas bénéfique pour le toilage. Par contre, à une fréquence d'oscillation non nulle, les grains commencent à couper la matière dans tous les sens. Le frottement et le labourage diminuent nettement. L'énergie spécifique chute à un niveau bas dont une grande partie correspond à la coupe. Cet état reste stable même si la fréquence d'oscillation augmente.

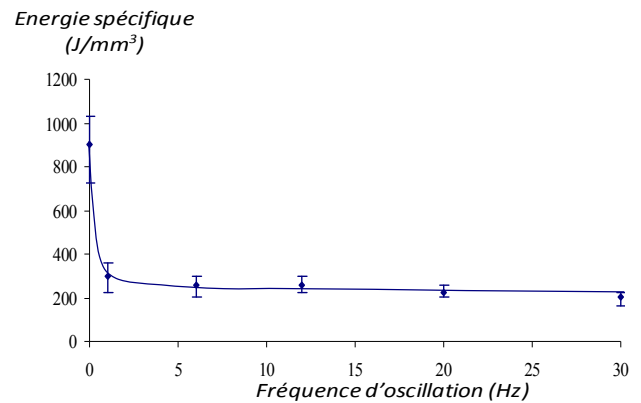


Fig. 8 : L'énergie spécifique en fonction de la fréquence d'oscillation (les mêmes conditions de la Fig. 7)

Conclusion

Dans cette étude nous avons pu démontrer l'importance du mouvement d'oscillation comme élément responsable de l'enlèvement de matière dans un processus de toilage. Sans oscillation les grains frottent contre la surface sans pouvoir couper la matière. Une grande partie de l'énergie est perdue en frottement. L'état de surface résultant est pire que celui d'origine. Avec oscillation, les grains traversent la surface suivant des directions variables ce qui donne des possibilités de coupe différentes. En plus, les mouvements simultanés de l'ensemble des grains conduisent à un croisement très dense des rayures ce qui conduit à un bon état de surface. Cette structure à traits croisée améliore la qualité de surface et favorise la lubrification des surfaces en mouvements. Cette caractéristique est très recherchée par l'industrie automobile.

Bibliographie

- [1] W. GRZESIK, T. WANAT, Surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel parts using conventional and wiper ceramic inserts. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 47, 255–262.
- [2] J. RECH, A. MOISAN, Belt grinding, a way to optimise the surface integrity of cut surfaces. Conference Internationale MMSS, nov 2003, 23-26 Krakow (Poland).
- [3] J. RECH, G. KERMOUCHE, C. CLAUDIN, A. KHELLOUKI W. GRZESIK, Characterization and modelling of the residual stresses induced by belt finishing on a AISI52100 hardened steel, *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, vol. 208, N° 1-3, p. 187-195.
- [4] A. KHELLOUKI, J. RECH, H. ZAHOUANI, Influence of the belt finishing process on the surface texture obtained by hard turning, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2007, vol. 221, Number 7/2007, p.1129-1137.
- [5] A. KHELLOUKI, H. MAIZ, J. RECH, H. ZAHOUANI, Application de la méthode des plans d'expériences à la caractérisation du procédé de toilage de superfinish, Conférence CPI (Conception et Production Intégrées) 9-11 novembre 2005, Casablanca, Maroc.

IDENTIFICATION OF THE CHARACTERISTICS OF AN HYDROFORMED STRUCTURE USING NELDER-MEAD TECHNIC

BOUCHAÏB RADI¹, ABEL CHEROUAT² M. NASSRAOUI¹

1 F.S.T Settat, BP : 577, Route de Casa, Settat, Morocco
2.UTT, 12 rue Marie-Curie, BP 2060, 10010 Troyes, France

Abstract

Increasing acceptance and use of hydroforming technology within the automotive industry demands a comprehensive understanding of related issues such as material characteristics, tribology, part and tool- ing design. Among these issues, characterization and spécification of material properties under hydroforming conditions is the main concern of this paper. Based on the Nelder-Mead simplex method, we propose an identification process. The numerical treatment of the hydroforming process is done using ABAQUS/Explicit©

1 Introduction

The hydroforming operation comprises two stages: free forming and calibration. The portion of the deformation in which the tube expands without tool contact, is called free forming. As soon as tool contact is established, the calibration starts. During calibration, no additional material is fed into the expansion zone by the axial cylinders. The tube is forced to adopt the tool shape by the increasing internal pressure only.

Many studies have been devoted to the mechanical and numerical modeling of the hydroforming processes using the finite element analysis [1], allowing the prédiction of the material flow and the contact boundary evolution during the process. However, the main difficulty in many hydroforming processes is to find the convenient control of the evolution of the applied internal pressure and axial forces paths. This avoid the plastic flow localization leading to buckling or fracture of the tube during the process. In fact, when a metallic material is formed by such processes, it experiences large plastic deformations, leading to the formation of high strain localization zones and, consequently, to the onset of micro-defects or cracks. This damage initiation and its evolution cause the loss of the formed piece and indicate that the forming process itself should be modified to avoid the damage appearance [2].

In this work, we propose a new technic to identify the material parameters of an hvdroformed structure based on the coupling of finite element analysis in the framework of the elastoplastic behavior and optimization algorithm known as Nelder-Mead simplex algorithm. The numerical treatment of the hydroforming process is developed with ABAQUS/Explicit©.

Identification process

The evolution of the yield surface has been taken into account by means of a Swift hardening law [4]:

$$\sigma = K (\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (1)$$

where K is the hardening coefficient, ε_0 is the prestrain and n is the strain hardening coefficient. These three parameters are the characteristics of the material. The parameters K, n, ε_0 in the expression of the equivalent stress are computed in such a way that the constitutive equations associated to the yield surface reproduce as well as possible the following characteristics of the sheet metal.

Due to the over-constraint, the authors have adopted an identification procedure based on the minimisation of the following error-function:

$$f(K, \varepsilon_0, n) = \| \sigma_{\varepsilon_{sp}} - \sigma_{comp} \|^2 \quad (2)$$

Under special constraints. Due to the complexity of these formulas, the authors have developed a numerical minimisation strategy based on the Nelder-Mead simplex method.

The identification technic of the material parameters is based on the coupling between the Nelder-Mead simplex method (Matlab code) and the numerical simulation based finite element method via ABAQUS/Explicit of the hydroforming process. To obtain information from the output file of the ABAQUS/Explicit, we use a developed Python code.

3 Results and discussion

The considered structure is steel metal. The hydroforming experiment is done in the ESST of Tunis. The measurement is done on the center of the structure. The same structure is approximated by the finite element type R3D4 with two parts: the matrix and the sheet. There are 6477 elements for the sheet and 1080 elements for the matrix. The results of these finite element approximation are given by figure 2.

We have used the dynamic explicit analysis and figure 3 shows the deformed structure by the increasing internal pressure only.

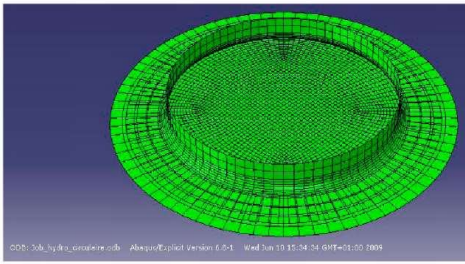


Figure 1: Initial step of the hydroforming process.

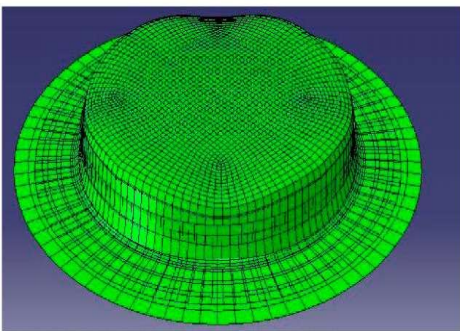


Figure 2: Final step of the hydroforming process.

Table 1: Identification results for the hydroforming structure;

Strength coefficient K , (MPa)	Strain hardening coefficient n	Prestrain ϵ_0 , (MPa)
735	0.25	0.08

In this case, the identification algorithm had converged in 20 iterations with a good precision. Table 1 gives the identification results of the three parameters and there are fast the same with these finding by the experiment.

4 Conclusion

The function minimization techniques have been applied extensively in physical sciences, with applications in root finding of polynomials, system of equations, in estimating the parameters of nonlinear functions, and in searching the optimum parameter setting of scientific systems or engineering processes. The Nelder-Mead (NM) simplex search method is a very popular, efficient direct search method for function minimization without using derivatives. The use of this technic to identify the characteristics of materials used in the hydroforming process shows here efficiency with the presented results.

References

[1] T. Hama, T. Ohkubo, K. Kurisu, H. Fujimoto and H. Takuda, J. of Materials Processing Technology No. 177 (2006) 676-679.

A. Cherouat, K. Saanouni and Y. Hammi, Int. J. of Mech. Sciences No. 44 (2002) 2427-2446.

J. E. Rojas, A. El Hami and D. A. Rade, Inter. J. for Simulation and Multidisciplinarv Design Optimization, EDP Sciences, No. 2(2) (2008) 157-169.

J. Lemaitre, J.L. Chaboche. Mecanique des Materiaux Solides, Dunod, Paris, 1988.

MODELISATION DE LA RUGOSITE EN TD DE L'ACIER AISI H11

H. AOUCI^{1,2}, S. BELHADI^{1,3}, M. A. YALLESE^{1,3} & L. BOULANOUAR³

¹ LMS, Univ. 08Mai1945, BP401 Guelma 24000, Algérie.

² ENST-ex CT siège DG. SNVI, Route Nationale N°5 Z.I. Rouiba, 16012 Algérie.

³ LRTAPM., Univ. Baji-Mokhtar, BP12 Annaba, 23000 Algérie

Introduction

Le procédé de tournage dur TD s'impose comme un concurrent sérieux de la rectification. Il offre la possibilité de remplacer plusieurs opérations de rectification consécutives par une seule opération de tournage dur. Il permet d'enlever des taux de matière quatre fois supérieures à ceux de la rectification tout en consommant trois fois moins d'énergie [1].

Les travaux de recherche effectués par Daniave et autres [2] ont pour but d'évaluer la rugosité par la méthodologie de surface de réponse (MSR) afin de développer un modèle empirique pour la prédiction de la rugosité de surface en décidant de la condition de coupe optimale. L'analyse de variance (ANOVA) a été appliquée, elle montre que l'influence de l'avance et la vitesse sont plus importantes que la profondeur de coupe. Al-Ahmari [3] a élaboré des modèles empiriques de la durée de vie de l'outil, la rugosité de surface et la force de coupe pour les opérations de tournage. Les paramètres de coupe utilisés dans l'étude étaient la vitesse, l'avance, la profondeur de coupe et de rayon de bec. Les méthodes utilisées pour l'élaboration de modèles mathématique sont la méthodologie de surface de réponse (MSR) et les réseaux de neurones (NN). L'influence des conditions de coupe et de la dureté de la pièce sur les efforts de coupe lors de l'usinage de l'acier AISI 52100 a été étudiée par Bouacha [4]. Il conclut que le paramètre le plus influent sur les efforts de coupe est la dureté de la pièce. Ceci implique que les choix de la vitesse de coupe et la dureté de la pièce sont deux paramètres à découpler.

Traitement thermique des éprouvettes

Pour le traitement thermique des éprouvettes, nous avons réalisé une trempe suivie de revenus à différentes températures permettant d'obtenir des duretés de 40, 45 et 50) HRC.

Modélisation des critères de rugosité de surface en fonction des paramètres de coupe et de la dureté de la pièce

La matrice de planification des expériences pour un plan 3⁴ est appliquée suivant le plan de Box-Behnken et cela pour réduire le nombre des expériences. Les résultats obtenus sont présentés dans le *tableau 1*.

Analyse de la variance pour la rugosité Ra

L'analyse ANOVA a montré que l'avance (f), la dureté de la pièce (H) et l'interaction à deux niveaux de vitesse de coupe et l'avance ($V_c \times f$), vitesse de coupe et la dureté de la pièce ($V_c \times H$), l'avance et la profondeur de passe ($f \times ap$), l'avance et la dureté de la pièce ($f \times H$), et des produits ap^2 , H^2 ont tous un effet significatif sur la rugosité Ra . L'avance est le facteur le plus influent avec une contribution de 33,134%. Des résultats similaires ont été rapportés par Bouacha et autres [4]. Ces chercheurs ont étudié l'évolution de la rugosité lors de tournage dur de l'acier AISI 52100 (64HRC) par le CBN.

Tableau 1: Matrice d'essais suivant le plan Box-Behnken.

N°	V_c m/min	f mm/tr	ap mm	H HRC	Ra μm	Rt μm
01	180	0,12	0,15	40	0,40	3,80
02	240	0,12	0,30	40	0,36	3,12
03	120	0,08	0,30	45	0,49	2,71
004	180	0,08	0,45	45	0,40	3,0
05	240	0,12	0,15	45	0,50	3,80
06	180	0,12	0,15	50	0,36	2,21
07	180	0,16	0,45	45	0,74	4,33
08	180	0,12	0,30	45	0,58	3,90
09	180	0,12	0,30	45	0,60	3,90
10	180	0,12	0,45	50	0,35	2,23
11	180	0,16	0,15	45	0,60	3,44
12	240	0,08	0,30	45	0,42	2,86
13	180	0,12	0,30	45	0,61	3,04
14	120	0,12	0,15	45	0,42	2,66
15	180	0,16	0,30	50	0,47	2,30
16	240	0,12	0,45	45	0,60	3,86
17	180	0,12	0,45	40	0,43	2,08
18	120	0,12	0,45	45	0,48	2,40
19	240	0,16	0,30	45	0,83	4,37
20	240	0,12	0,30	50	0,50	2,50
21	120	0,12	0,30	50	0,37	2,44
22	180	0,08	0,30	50	0,34	2,01
23	180	0,08	0,30	40	0,39	2,52
24	120	0,12	0,30	40	0,52	3,50
25	180	0,16	0,30	40	0,79	5,18
26	180	0,12	0,30	45	0,61	3,73
27	180	0,08	0,15	45	0,61	3,50
28	180	0,12	0,30	45	0,62	3,42
29	120	0,16	0,30	45	0,58	2,30

La *figure 1* illustre les effets moyens des paramètres de coupe sur la rugosité de surface Ra . La rugosité de surface Ra n'est pas influencée par la profondeur de passe. Alors que l'avance est le facteur le plus influent sur la rugosité Ra . Des résultats similaires ont été rapportés par Dillag et Venkateswara [5]. Ils ont étudié l'évolution de la rugosité de surface lors de tournage dur de l'acier AISI 52100 par la céramique mixte.

Ils ont trouvé que l'avance par tour présente un pourcentage de contribution important (73,62%) sur la rugosité de surface. Mais la profondeur de passe et les interactions; ($f \times V_c$), ($f \times ap$) n'ont pas des pourcentages de contribution.

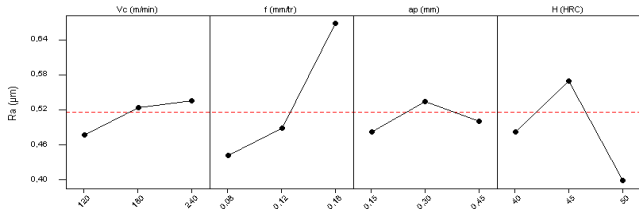


Fig. 1. Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur la rugosité R_a .

Analyse de régression : R_a

L'analyse de régression de la rugosité R_a en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation du modèle complet (1) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 91,43\%$).

$$\begin{aligned}
 Ra = & -9,872 - 0,0106V_c + 2,758f + 0,4908ap \\
 & + 0,496H + 0,0334V_c \times f + 1,111 \times 10^{-3} V_c \times ap \\
 & + 2,416 \times 10^{-4} V_c \times H + 14,583f \times ap - 0,337f \times H \\
 & - 0,01334ap \times H - 1,143 \times 10^{-5} V_c^2 + 20,364f^2 \\
 & - 2,829ap^2 - 5,596H^2
 \end{aligned} \tag{1}$$

La figure 2 montre l'influence de la vitesse de coupe (V_c) et de l'avance par tour (f) sur la rugosité de surface (R_a). La meilleure rugosité de surface est obtenue avec la combinaison de l'avance la plus basse et de la vitesse de coupe la plus élevée. Des observations semblables ont été également signalées par Dureja et autres [6].

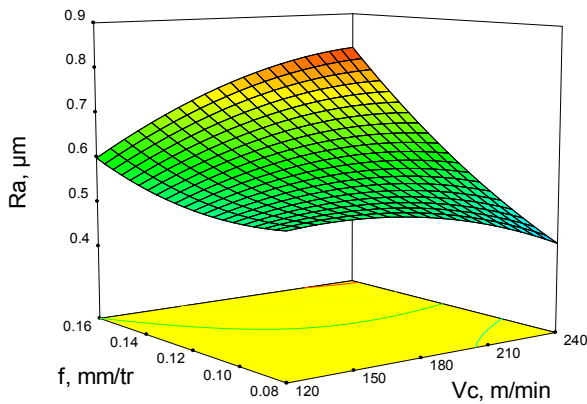


Fig. 2. Evolution de la rugosité R_a en fonction de l'avance et la vitesse de coupe.

La figure 3 montre la surface estimée de réponse pour la rugosité de surface (R_a) par rapport aux paramètres dureté de la pièce (H) et profondeur de passe (ap). On remarque que la rugosité de surface (R_a) n'est pas par la variation de la dureté de la pièce (H) et la profondeur de passe (ap). Feng [7] a constaté que la profondeur de passe n'affecte pas la rugosité de surface mais l'avance, le rayon du bec, la dureté et l'angle de sommet de l'outil ont un impact significatif sur la rugosité de surface.

La meilleure rugosité de surface a été obtenue pour les valeurs les plus basses ou les plus élevées de la dureté, la mauvaise rugosité de surface est obtenue pour leur niveau moyen.

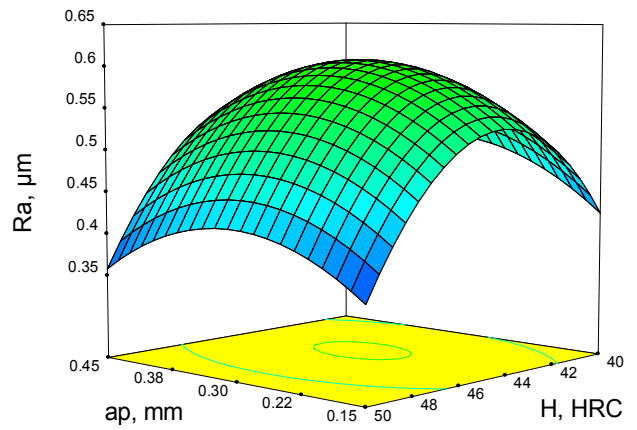


Fig. 3. Evolution de la rugosité R_a en fonction de la profondeur de passe et la dureté.

Analyse de la variance pour la rugosité R_t

L'analyse de variance ANOVA pour la rugosité R_t montre que l'avance (f), la dureté de la pièce (H) et la vitesse de coupe (V_c), les effets d'interaction de la vitesse de coupe et l'avance ($V_c \times f$) et la dureté ($f \times H$), et le produit H^2 ont tous un effet significatif sur la rugosité de surface (R_t). Mais la dureté de la pièce (H) présente un grand effet significatif sur la rugosité de surface (R_t) avec une contribution de 24,275%. Le second plus grand facteur influençant la rugosité de surface (R_t) est l'avance (f), sa contribution est de 16,211%.

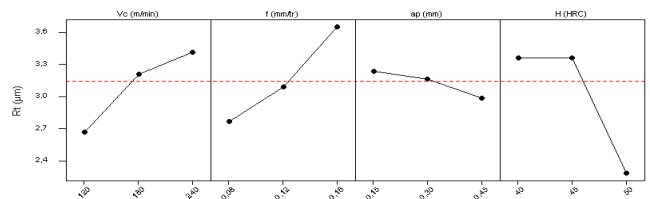


Fig. 4. Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur la rugosité R_t .

La figure 4 illustre les effets moyens des paramètres de la vitesse coupe, de l'avance, de la profondeur de passe et la dureté de la pièce sur la rugosité R_t .

Analyse de régression : R_t

L'analyse de régression de R_t en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation du modèle complet (2) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 77,21\%$).

$$\begin{aligned}
 Rt = & -44.92 - 8.85 \times 10^{-3} V_c + 95.62f - 30.63ap + \\
 & 2.2H + 0.2V_c \times f + 8.88 \times 10^{-3} V_c \times ap \\
 & + 3.66 \times 10^{-4} V_c \times H + 57.91f \times ap - 2.96f \times H \\
 & + 0.58ap \times H - 7.792 \times 10^{-5} V_c^2 \\
 & - 19.166f^2 - 8.085ap^2 - 0.024H^2
 \end{aligned} \tag{2}$$

La figure 5 permet d'illustrer les effets principaux de l'avance (f) et de la vitesse de coupe (V_c) sur la rugosité R_t avec la profondeur de passe 0,30 mm et la dureté de la pièce 45HRC. En se basant sur l'analyse précédente, l'effet principal de l'interaction entre l'avance et la vitesse de coupe est statistiquement significatif sur la rugosité R_t .

Cette figure montre qu'avec une faible avance et pour une faible vitesse de coupe, l'outil CBN génère un bon état de surface.

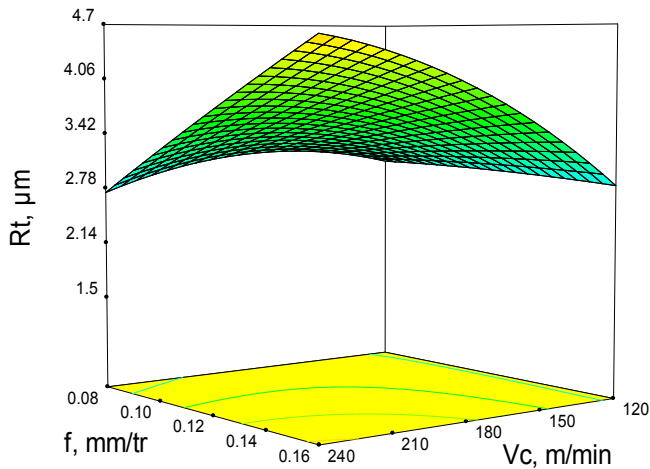


Fig. 5. Evolution de la rugosité R_t en fonction de l'avance et la vitesse de coupe.

La figure 6 montre que la pente de la dureté de la pièce (H) est supérieure à celle de la profondeur de passe (ap) ce qui implique que ce paramètre a une influence très significative sur la rugosité R_t . En pratique, les conséquences de l'influence de la dureté de la pièce sur la rugosité sont comme suit : pour une vitesse de coupe 180 m/min et pour une avance de 0,08 mm/tr, l'augmentation de la dureté de (40 à 50) HRC fait diminuer la rugosité R_t de 170,67 %.

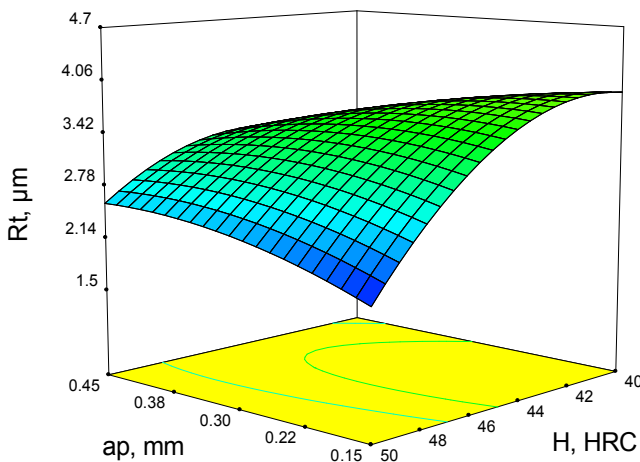


Fig. 6. Evolution de la rugosité R_t en fonction la profondeur de passe et la dureté.

Conclusions

L'application de MSR en tournage dur de l'acier l'acier l'AISI H11 avec le CBN7020 a permis d'obtenir des modèles mathématiques pour les critères de la rugosité de surface (R_a et R_t) en fonction des paramètres d'usinage et la dureté. L'étude réalisée débouche sur les conclusions suivantes : L'avance a une plus grande influence sur la rugosité de surface (45,673%) suivie de la vitesse de coupe (13,459%).

En plus, cette étude montre que l'avance par tour et la dureté de la pièce ont une grande influence sur les critères de rugosité. Les effets des interactions $V_c \times f$, $V_c \times H$, $f \times ap$, $f \times H$ et les produits (H^2 et ap^2) ont un effet significatif sur le critère R_a .

La meilleure rugosité de surface a été obtenue pour les valeurs basses de l'avance et les valeurs les plus grandes de la vitesse de coupe.

Références

- M. Habak. *Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier à roulement 100Cr6*. Thèse de doctorat de Mécanique - Matériaux – Procédés. ENAM (2006).
- A. Doniavi, M. Eskanderzade, M. Tahmasebian. *Empirical modeling of surface roughness in turning process of 1060 steel using factorial design methodology*. Journal of Applied Sciences, Vol. 7 (17), pp. 2509-2513.
- A.M.A. Al-Ahmari. *Predictive machinability models for a selected hard material in turning operations*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 1-3, pp. 305-311 (2007).
- K. Bouacha, M. A. Yallese, T. Mabrouki, J-F. Rigal. *Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool*. International Journal of Refractory Metals & Hard Materials, Vol. 28, pp. 349-361 (2010).
- S. Dillag, R. Venkateswara. *A surface roughness prediction model for hard turning process*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 32, pp. 1115-1124 (2007).
- J.S. Dureja, V.K. Gupta, M. Dogra. *Design optimization of cutting conditions and analysis of their effect on tool wear and surface roughness during hard turning of AISI-H11 steel with a coated-mixed ceramic tool*. Journal Engineering Manufacture, Vol. 223(B), pp. 1441-1453 (2009).
- C.X. Feng. *An experimental study of the impact of turning parameters on surface roughness*. Proceedings of the 2001, Industrial Engineering Research Conference, Paper N° 2036 (2001).

CUTTING PARAMETERS EFFECT ON MACHINING OF HDPE-80

MOUNIA KADDECHE¹, KAMEL CHAOU¹, SALIM BELHADI², AFEF AZZI¹, SOUHILA REHAB¹

¹ Laboratoire de Recherche Mécanique des Matériaux et Maintenance Industrielle (LR3MI), Badji Mokhtar University, P.O. Box 12, Annaba 23000, Algeria.

² Laboratoire de Mécanique et des Structures (LMS), 8 May 1945 University, P.O. Box 401, Guelma 24000, Algeria.

1. Introduction

Polymeric accessories and parts are mainly produced by moulding and extrusion processes, but for small series or for very complicated shapes, machining becomes critical and sometimes unavoidable. Nowadays, it is accepted that machining characteristics of polymers depend primarily on their mechanical, heat transfer and rheological properties. Consequently, any evaluation of machining characteristics in the case of polymers must consider the particular properties of the material being used and the chosen environment. In general, much of the data available on tooling and cutting parameters for plastics are based on practical experiences obtained with metallic materials. Since metals are hard enough and very tough compared to plastics, usually little modifications are made to tooling and equipment to suit the particular characteristics of plastics [1].

Xiao and Zhang [2] tried to evaluate the machinability of typical thermoplastic and thermosetting polymers and to understand the effect of their viscous properties on surface integrity, chip formation and machining forces. The interaction between the strain rate and temperature during machining was particularly studied. It was found that the viscous deformation of a polymer plays a decisive role in determining the quality of a machined surface. To minimize the surface roughness, for instance, the machining conditions must be selected in such a way that material removal deformation should not create visco-plastic tearing or brittle cracking. The optimal machining condition must be based on the polymer properties, such as the glass transition temperature, fracture toughness and molecular mobility [2].

Some early studies on polymer machining [3,4,5-7] tried to investigate the relationship of the material parameters, such as glass transition temperature, melting temperature, viscous effects and relaxation, with the surface finish of work-pieces. For example, Smith [6] considered the effect of the glass transition temperature (T_g) on the surface quality of amorphous thermoplastic work-pieces subjected to single-point turning, and claimed that the glass transition temperature of a polymer is the most important property that governs the surface roughness. If the temperature in the cutting zone exceeds T_g, a good surface finish can be achieved and the material would be removed in a ductile manner; otherwise, a rough surface appears because the material would have experienced a process of brittle fracture. Recently, Carr and Feger [7] presented a more detailed analysis of the effect of material properties on the surface roughness of several polymers with different T_g

and molecular weights, when subjected to single-point diamond machining. They studied the relationship between the minimum polymer roughness and the tool speed based on the time-temperature superposition principle, and found that the surface roughness would decrease initially when the tool speed is increased because of a partial transition into the ductile fracture regime. A further increase in tool speed leads to a high deformation rate to which the polymer is unable to respond. Thus, material flow is interrupted and fracture takes place.

This experimental study is aimed to establish prediction laws for surface roughness and cutting pressures and temperatures during the machining of polyethylene (HDPE-80) extruded pipes part. In the first part, a roughness study is conducted on the machined part according to a selected cutting regime and in the second part, the cutting forces changes are determined.

2. Experimental approach

The material used in this study was extruded by STPM CHIALI Co. of Sidi Bel-Abbès (Algeria). It was donated in the form of pipes which are intended for the transport and the distribution of natural gas. The HDPE resin was obtained by addition polymerization, whereas the tubes were obtained by co-extrusion. Typical properties of HDPE-80 polymers are provided in Table 1 [8]. The experimental tests following standard orthogonal table L9(3)³ [9], were performed on two HDPE pipes 400 mm length each. The HDPE-80 pipe had an outside diameter of 125 mm.

A 6.6 kW TOS Trencin lathe, Type SN40, was used for the turning operations. Tests were performed without any lubrication in order to avoid material damage. Insert cutting tool is made of GC3015 (ISO: K10), with a nozzle radius $r_{\epsilon} = 0.8$ mm and was manufactured by Sandvik. Tool holders are codified as CSBPR2525M12 with a common active part tool geometry described by: $\chi_r = +75^\circ$; $\alpha = +5^\circ$; $\gamma = 7^\circ$.

Instantaneous roughness criteria measurements (Ra, Rt, and Rz) for each cutting condition were obtained from a SurfTest 301 Mitutoyo roughness meter coupled with a profile printer. It consists of a diamond point (probe) with a 5 μ m radius and moves linearly on the working surface. The length examined is 4.0 mm with a basic span of 0.8 mm. The measured values of Ra are within the range 0.05 to 40 μ m while for Rt and Rz, they lay between 0.3 and 160 μ m. Roughness measurements were directly obtained on the same lathe without disassembling the turned part in order to reduce uncertainties due to operation resumptions.

The measurements were repeated 3 times out of 3 positions equally set at 120° and the result is an average of these values for a given machining pass. The cutting forces in X, Y and Z directions were recorded using a standard quartz dynamometer (Kistler 9257B) allowing measurements from -5 to 5 kN. A Rayner 3I infrared pyrometer was used to appraise the temperatures of the chip, part, and cutting tool from a remote data acquisition system. This pyrometer is designed to measure temperatures within the range from -30 to 1200 °C.

Tests were carried out at a feed rate varying from 0.14 to 0.56 mm/rev, a depth of cut varying from 2 to 3 mm and a cutting speed from 34 to 377 m/min.

Table 1. HDPE 80 mechanical properties.

3. Results and discussion

Mechanical Properties	HDPE 80
Density at +23°C (kg/m ³)	954
Viscosity (cm ³ /g)	320
Yield strength à 23°C (MPa)	22
Yield elongation à 23°C (%)	8
Ultimate elongation (%)	≥350
Modulus of tensile elasticity at 23°C (MPa)	850
Modulus of bending elasticity, (MPa)	1000

3.1. Roughness evolution

In order to study surface roughness, characterization is limited to the 3 criteria (*Ra*, *Rz* and *Rt*). Roughness profiles obtained for different value of feed rate (Fig. 1) show a regular periodicity for feed rate above 0.14mm/rev, while for 0.14 mm/rev surface grooves are so small compared to material wrenching; so profiles lose their periodicity and become random. This is confirmed from microscopic observations as shown in (Fig. 2). It is observed that at small advances, surface tearing takes place while grooving is negligible.

Results of the cutting regime (*Vc*, *ap* and *f*) on work-piece roughness. Basically, increased *Vc* improves the surface quality especially for speeds up to 200 m/min. Alternatively, an increase of *f* or *ap* deteriorates surface quality with *f* noted as a determinative factor. The generated surface comprises helicoid furrows resulting from the tool shape and the form of tool-part movements. Feed rate effect on surface roughness of high density polyethylene parts is significant. In order to control the high-density polyethylene turning, it is necessary to develop correlations between roughness criteria and cutting parameters, as it has been done for other materials [10] in the following form:

$$R = C_1 \cdot f^{x_1} \cdot ap^{x_2} \cdot Vc^{x_3} \quad (1)$$

Where *C*₁, *x*₁, *x*₂ and *x*₃ are constants experimentally assessed.

Depending on the sign and the value of each exponent (*x*_{*i*}), the importance of each cutting parameter is deduced which

helps understanding the basic effect that underlines the optimum machining conditions.

Using the multifactorial method, constants of the parametric equation (1) are obtained from statistical least square analysis.

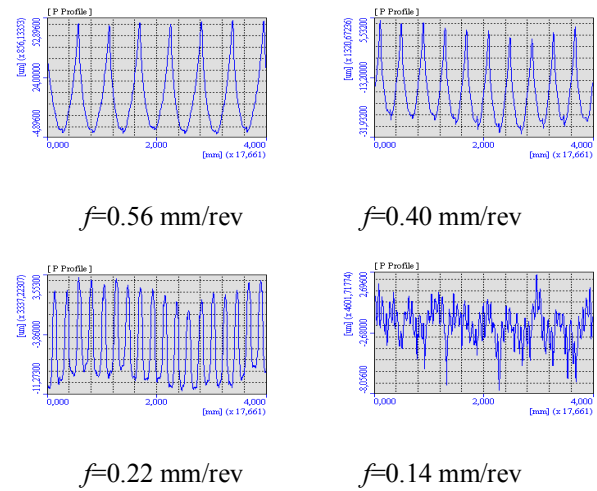


Fig. 1: Roughness profiles obtained from the turning HDPE-80.

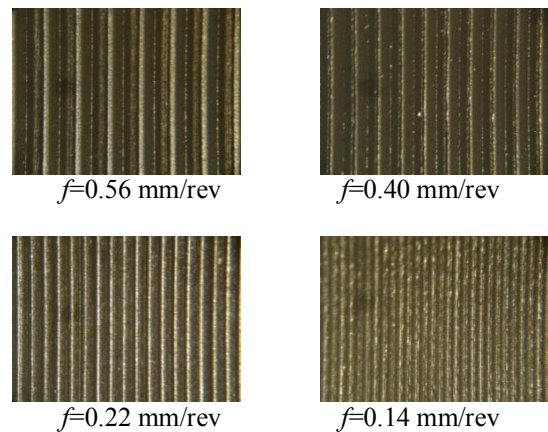


Fig. 2: Microscopic observations when turning HDPE-80.

The following correlations are obtained for HDPE-80:

$$Ra = 3.37 \cdot f^{0.81} \cdot ap^{0.12} \cdot Vc^{-0.17} \quad (R^2 = 0.84) \quad (2)$$

$$Rz = 4.65 \cdot f^{1.18} \cdot ap^{0.03} \cdot Vc^{-0.30} \quad (R^2 = 0.96) \quad (3)$$

$$Rt = 5.29 \cdot f^{0.98} \cdot ap^{0.10} \cdot Vc^{-0.13} \quad (R^2 = 0.94) \quad (4)$$

The parametric models represented by Eqs. (2) to (4) give satisfactory correlations based on experimental results. Results predict roughness criteria obtained by selected cutting conditions. Feed rate are still the dominant factor on roughness criteria as it has been shown for other materials [10].

3.2. Cutting forces

For the given machining system, the evolution of the cutting forces according to the cutting parameters show that an increase in the cutting speed leads to a gradual decrease of the 3 cutting forces components. This is usually due to a temperature rise (more heat is generated) in the cutting area, which softens the polymer and thus, requires less friction forces.

It should be noted that the cutting conditions employed did not favour any material adherence on tool cutting edge. It is observed that the forces decreased after a speed of 200 m/min. When turning HDPE, the tangential force (F_v) becomes dominant when compared to the other cutting forces components.

In order to control the cutting forces evolution in high-density polyethylene turning, it is interesting to develop correlations as function of cutting regime parameters in the following form:

$$F = C_2 \cdot f^{y_1} \cdot ap^{y_2} \cdot Vc^{y_3} \quad (5)$$

Where C_2 , y_1 , y_2 and y_3 are constants experimentally assessed. In the same way, depending on the sign and the value of each exponent (y_i), the importance of each cutting parameter is deduced which helps understanding the basic effect that underlines the optimum machining conditions in terms of forces. Using the multifactorial method, constants of the parametric equation (5) are obtained from statistical least square analysis. The following correlations are deduced for HDPE-80:

$$Fa = 2.51 \cdot Vc^{-0.004} \cdot f^{0.81} \cdot ap^{0.70} \quad (R2 = 0.98) \quad (6)$$

$$Fr = 3.55 \cdot Vc^{-0.35} \cdot f^{0.87} \cdot ap^{0.64} \quad (R2 = 0.95) \quad (7)$$

$$Fv = 4.41 \cdot Vc^{-0.01} \cdot f^{0.83} \cdot ap^{0.72} \quad (R2 = 0.98) \quad (8)$$

The parametric models represented by Eqs. (6) to (8) give satisfactory correlations based on experimental results obtained in the laboratory. Feed rate still is the dominant factor on cutting forces evolution.

On the other hand, the classification of the different $y(i)$ shows that the greatest influence is kept for the feed rate, followed by the depth of cut parameter. Cutting speed gained a relatively small impact. The cutting forces measured in this study are of the same order of magnitude as those required for the machining of PEEK composites obtained during tests carried out by Mata and al.[11].

4. Conclusions

This study shows that polymers machining presents some specificities which ought to be considered:

- Feed rate is found to be the dominant factor on roughness criteria from experimental results.

As expected, cutting speed improves the surface quality especially for speeds up to 200 m/min but unfortunately increases interface temperature which causes surface damage and material rapid softening.

1. Alternatively, an increase of feed rate or depth of cut deteriorates polyethylene surface, while the generated surface comprises helicoid grooves resulting from the tool shape and the form of tool-part movements.

2. An increase in the cutting speed leads to a gradual decrease for the 3 components of the cutting forces (Fr , Fa and Fv) and the tangential force (Fv) becomes dominant when compared to the other components of cutting forces. Also, it is observed that cutting forces increase with f and ap since the sheared chip section is proportional to feed rate and depth of cut.

5. References

- Alauddin M. 1995, *Plastics and their machining: a review*, Journal of Materials Processing Technology 54 pp. 40–46.
- Xiao K.O., Zhang L.C. 2002, *The role of viscous deformation in the machining of polymers*, International Journal of Mechanical Sciences 44 pp. 2317-2336.
- Kobayashi AK.. 1967, *Machining of plastics*. Mc Graw-Hill, New York.
- Young AE, Wilson JH. 1978, *The critical rake angle in the machining of plastics*. *Plastics and Rubber: Processing* 3(9), pp. 77–84.
- Jiang Q., Zhang LC., Pittolo M., 2000, *The dependence of surface finish of a spectacle polymer upon machining conditions*, *Progress of Machining Technology*. Beijing: Aviation Industry Press., pp. 7–12.
- Smith EF. 1989, *Single-point turning of amorphous thermoplastic polymers*. MS thesis, North Carolina State University, Raleigh, NC.
- Carr JW., Feger C. 1993, *Ultraprecision machining of polymers*. *Precision Engineering*, pp:15–37.
- STPM Chiali. 2000, *Polyethylene pipes and fittings*, Technical Catalog, (www.stpm-chiali.com).
- Lin C. L. 2004, *Use of the Taguchi method and grey relational analysis turning operations with multiple performance characteristics*, *Materials and manufacturing processes*, Vol. 19, No. 2, pp: 209-220.
- Fnides B.; Aouici H.; Yaltese M. A 2001, *Cutting forces and surface roughness in hard turning of hot work steel X38CrMoV5-1 using mixed ceramic*, *MECHANIKA*, pp: 73-78.
- Mata F., Gaitonde V.N., Karnik S.R., Davim J.P.2009, *Influence of cutting conditions on machinability aspects of PEEK, PEEK CF 30 and PEEK GF 30 composites using PCD tools*, *Journal of Materials Processing Technology* pp: 1980–1987.

ASSESSMENT OF CHIP SEGMENTATION PROCESS IN MACHINING USING NEW PHYSICAL PARAMETERS

S. ATLATI^{1,2,*}, B. HADDAG¹, M. NOUARI¹,
M. ZENASNI²

¹Université de Lorraine, Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA) CNRS-UMR 7563, GIP-InSIC, 27 rue d'Hellieule, F-88100, Saint Dié des Vosges-France

²Université Mohamed I, Equipe de Mécanique et Calcul Scientifique (EMCS), ENSAO, Oujda-Morocco

*samir.atlati@insic.fr

Abstract: The chip segmentation process has a significant effect on the cutting force fluctuation during machining which could affect tool vibration and tool wear. This paper deals with a quantitative analysis of the chip segmentation phenomenon in metal cutting. The notion of intensity of the phenomenon has been introduced. Various parameters have been proposed for this purpose. These parameters are based on dimensional characteristics of the segmented chip and the strain distribution within the chip. A Finite Element based modelling has been developed to simulate the chip formation process in the case of machining aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with WC-Co based cutting tools. From the simulated chip morphologies, introduced chip segmentation parameters are assessed. The impact of the cutting speed and tool geometry on the chip segmentation intensity is clearly highlighted. Cutting force and contact length fluctuations with respect to the cutting speed variation when segmentation occurs are discussed and deeply analysed. A correlation between average speed increases as well as between chip formation process and cutting force oscillation has been established thanks to the introduced parameters, showing thus their usefulness.

Introduction

In metal cutting, the chip morphology is an important indicator of the cutting process stability. This morphology depends on several parameters, which can be classified on cutting parameters (cutting speed, feed rate, and depth of cut), cutting configuration (tool geometry and cutting angles), and tool workmaterial couple behaviour (thermomechanical loading and contact with friction). According to these parameters, continuous, segmented, serrated or fragmented chips can be obtained, as classified by Komanduri and Brown [1]. Many research works have been conducted on different machining processes to highlight the impact of cutting conditions on the chip formation process ([1]–[2]). One of the most studied phenomena in machining is the chip segmentation, corresponding to the development of the so-called adiabatic shear bands giving rise to particular chip morphology, oscillation of cutting forces, roughness variation of the machined surface as well as fluctuation of the tool–workpiece contact. In this study, several parameters are proposed to quantify the chip morphology, especially the chip segmentation phenomenon. The notion of intensity of the phenomenon has been introduced. In the first section global chip morphology and chip segmentation parameters

are listed. The first set of proposed parameters are variants of the well-known chip compression ratio, these second set is variants of chip segmentation parameters proposed here to assess the relative variation of the chip thickness, and the last one is a new parameter that enables to quantify the chip segmentation intensity using the relative variation of the local strain in the segmented chip. To assess all these parameters, machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented tungsten carbide (WC-Co) cutting tools under an orthogonal cutting configuration has been considered as a sample application, but the proposed parameters can be used for analysis of other tool–workpiece couples. To highlight the impact of cutting conditions on the chip morphology, a FE model representing the cutting tests has been developed. A correlation between the formed chip segment and the instantaneous cutting force has been discussed.

Chip morphology and chip segmentation parameters

Analysis of the chip morphology allows understanding the cutting process and also gives information about the adequate conditions to be used for a stable cutting process. As shown by Fig. 1, usually the chip morphology is quantified by the classical parameter, known as the chip compression ratio (CR), which is given by:

$$CR = \frac{h}{f} \quad (2)$$

where h and f are deformed and undeformed chip thickness respectively. This parameter is a first approximation of the total strain occurred in the chip. Astakov et al. [4] and Astakov [5] use extensively this parameter to highlight the impact of cutting parameters on the cutting process and suggest the weighting method [4] to estimate it experimentally for some machining processes. However when the chip shows fluctuations of its thickness, as shown in Fig. 1, the question about assessing this parameter arises, because the value of h is variable. A simple way to evaluate it in such case (segmented chips) consists to define maximum, average quantities, as follows:

$$CR_{\min} = \frac{h_{\min}}{f}$$

$$CR_{\max} = \frac{h_{\max}}{f}$$

$$CR_{\text{mean}} = \frac{\frac{1}{2}(h_{\min} + h_{\max})}{f} = \frac{1}{2}(CR_{\min} + CR_{\max}) \quad (3)$$

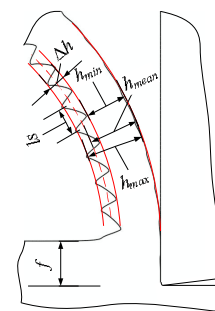


Fig. 1. Geometric parameters for the assessment of chip compression ratios, segmentation length and chip segmentation ratios.

In order to quantify the chip segmentation phenomenon, classical parameters are usually used, which are the chip segmentation frequency and the chip segmentation length. These two parameters are related by the following relation:

$$f_s = \frac{V_c}{l_s} \quad (4)$$

Parameters f_s and l_s are only indicators of the apparition of successive shear localization bands in the chip, but they did not give information about the intensity of the phenomenon, which allows more understanding of the impact of cutting condition son the cutting process. So from a scientific point of view other adequate parameters have to be defined. Using the maximum and minimum chip thicknesses (h_{\max} and h_{\min}), the following parameters are defined to quantify the chip segmentation:

$$SR_{ref} = \frac{\Delta h}{f} = \frac{h_{\max} - h_{\min}}{f}$$

$$SR_{\min} = \frac{\Delta h}{h_{\max}} = 1 - \frac{h_{\min}}{h_{\max}}$$

$$SR_{\max} = \frac{\Delta h}{h_{\min}} = \frac{h_{\max}}{h_{\min}} - 1$$

$$SR_{\text{mean}} = \frac{\Delta h}{h_{\text{mean}}} = 2 \frac{h_{\max} - h_{\min}}{h_{\max} + h_{\min}}$$

These parameters can be shown as a global measure of the shear strain in a chip segment and can be evaluated easily from the different chip thicknesses, i.e. undeformed chip thickness, maximum chip thickness h_{\max} and minimum chip thickness h_{\min} . In order to take into account more of the local strain within the chip when segmentation occurs, a new parameter, called Segmentation Intensity Ratio, is introduced. The *SIR* parameter is defined as a ratio between the equivalent plastic strain inside the shear bands and the equivalent plastic strain outside the shear bands, i.e. between successive adiabatic shear bands:

$$SIR = \frac{\bar{\varepsilon}_{in}^p}{\bar{\varepsilon}_{out}^p} \quad (5)$$

Using this parameter, the impact of cutting conditions as well as tool geometry on the chip segmentation intensity can be highlighted. In practice, to evaluate the *SIR* parameter, the equivalent plastic strain inside shear bands, $\bar{\varepsilon}_{in}^p$, and outside bands, $\bar{\varepsilon}_{out}^p$, should be calculated.

Modelling of the cutting process

Workmaterial behaviour

In any model representing the chip formation process the introduced workmaterial behaviour should take into account the large strain and strain-rate as well as the temperature rise due to the plastic work. To analyse chip formation process a so-called Johnson-Cook model [6] has been used to represent the thermo-visco-plastic behaviour of the workmaterial [7]. The fracture behaviour is described by a damage initiation criterion and a damage evolution law up to fracture [7].

Tool-workpiece interface behaviour

The friction along the tool-workpiece interface has a critical impact during machining because it directly affects the mechanical and thermal loading of the cutting tool. Excessive tool heating by friction energy may accelerate tool wear if the contact/friction is not controlled. In this study the friction at the tool-workpiece interface is modelled by the modified Coulomb friction law [7].

Finite element model

To analyse the impact of cutting conditions on chip formation process, mainly on the chip segmentation, a two-dimensional FE model for orthogonal cutting tests, has been developed in Abaqus/Explicit software, as shown in Fig. 2. Cutting speed, feed and rake angle are variables. To generate the chip, a thin layer is defined in the workpiece, with thickness $dl = 20 \mu\text{m}$, to be deleted as the cutting tool advances in the workmaterial. In the chip layer, with thickness equal the feed, as well as in the deleted layer a thermo-viscoplastic-damage behaviour is used, while in the zone below the machined surface, a thermo-viscoplastic behaviour is adopted. The cutting tool is considered rigid with thermal behaviour.

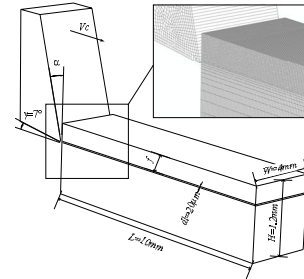


Fig. 2. FE model for the orthogonal cutting tests

Results and discussions

Assessment of the chip segmentation intensity ratio

The intensity of chip segmentation phenomenon can be also quantified using the last parameter introduced in Section 2, i.e. the chip segmentation intensity ratio, given by Eq.(5). This parameter involves local strain in and out of shear bands within the segmented chip. To quantify the relative variation of the strain in the chip, i.e. *SIR*, the proposed method consists to define a path along the mid-thickness of the chip, as shown in Fig. 3, and then the equivalent plastic strain is plotted along this path. Then, equivalent plastic strains are taken as average values of maximum and minimum peaks of the plastic strain curve, respectively. The *SIR* parameter is computed as follows

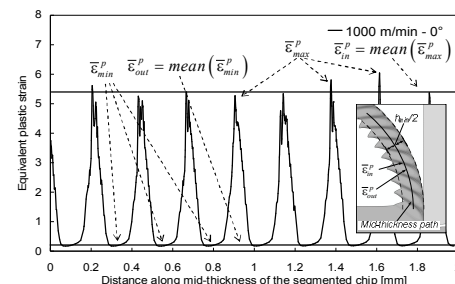


Fig. 3. Illustration of the assessment of average values of

$\bar{\varepsilon}_{in}^p$ and $\bar{\varepsilon}_{out}^p$ in the frame of FEM

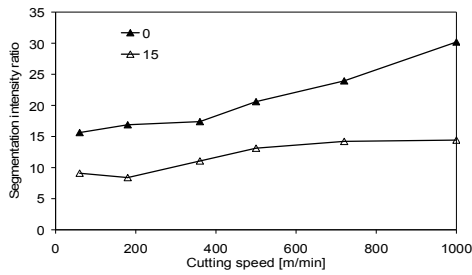


Fig. 4. Segmentation intensity ratio as function of cutting speed, for two rake angles (0°, 15°) and fixed feed (0.3mm).

For the same tool geometry (one rake angle), segmentation intensity is nonlinearly proportional to the cutting speed. So, by increasing cutting speed at high strain localization in shear bands will occur. Three domains can then be distinguished with respect to the cutting speed evolution. At low cutting speed, there is basically no change in the chip segmentation intensity. At moderate cutting speeds, the value of the *SIR* parameter increases rapidly and at high cutting speed, a quasi-stagnation of *SIR* is observed for rake angle of 15°, while for rake angle of 0°, it continues to increase. The extreme case (high cutting speed and small rake angle) gives rise to large *SIR* values, so chip fragmentation may occur. Hence, it is possible to control completely the chip segmentation by acting simply on the rake angle and/or cutting speed. The combined effect of these cutting parameters enables to control the cutting process by promoting the chip fragmentation, via the increase of the chip segmentation intensity.

Correlation between chip segmentation and cutting force

A close correlation can be established between chip segmentation intensity and average cutting force, using *SIR* Fig. 5 (a) and *SR_{ref}* Fig. 5 (b) parameters. As shown in Fig. 5, for each tool geometry when cutting speed increases average cutting force decreases and *SIR* and *SR_{ref}* parameters increase. This confirms the fact that the chip segmentation phenomenon is the origin of the cutting force reduction for the machined material considered here.

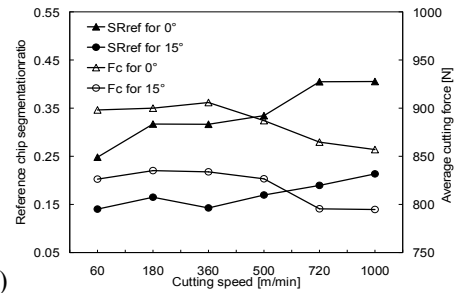
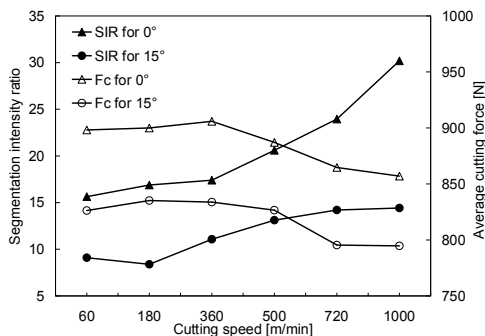


Fig. 5. Correlation between average cutting force, (a) segmentation intensity ratio, and (b) reference chip segmentation ratio

Conclusion

Analysis of the chip morphology, especially the chip segmentation phenomenon, has been performed in the present study. Machining under orthogonal cutting configuration of the usual aluminium alloy AA2024-T351 with two rake angles cemented carbide tools WC-Co have been considered. Several parameters have been introduced to quantify the chip segmentation phenomenon. The notion of intensity of the phenomenon has been introduced. It has been shown that chip segmentation length and chip segmentation frequency parameters are not sufficient to quantify the chip segmentation phenomenon, since segmentation length is quasi-independent of the cutting speed, while segmentation frequency is proportional to the cutting speed. However the impact of the rake angle has been highlighted using these two parameters. Introduced chip segmentation parameters showed that all chip segmentation ratios increase nonlinearly with cutting speed.

References

- [1] R. Komanduri, R. H. Brown, On the mechanics of chip segmentation in machining, *Journal of Engineering for Industry* 103 (1981) 33–51.
- [2] J. Barry, G. Byrne, The mechanisms of chip formation in machining hardened steels, *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124 (2002) 528–535.
- [3] R. Komanduri, B. F. Turkovich, New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys, *Wear* 69 (1981) 179–188.
- [4] V. P. Astakhov, S. Shvets, The assessment of plastic deformation in metal cutting, *Journal of Materials Processing Technology* 146 (2004) 193–202.
- [5] V. P. Astakhov, *Tribology of Metal Cutting*, Elsevier, London, 2006 (Edition).
- [6] G. R. Johnson, W. H. Cook, Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Engineering Fracture Mechanics* 21 (1985) 31–48.
- [7] S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari, M. Znasni, Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio “SIR” to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51 (2011) 687–700.

ETUDE COMPARATIVE DU FORMAGE INCREMENTAL MULTI-PASSES ET MONO-PASSE.

R. BENMESSAOUD¹, Y. AOURA¹, M. RADOUANI¹, B. ELFAHIM¹

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.
Marjane, B.P4024, Béni M'hamed, Meknès, Maroc
Redsun1@gmail.com

¹Laboratoire de Mécanique et procédés.

Résumé : La simulation numérique du formage incrémentale d'une pièce pyramidale est étudiée. Une méthode de génération des trajectoires multi-passes est présentée. Deux méthodes de formage incrémentale sont développées. La comparaison entre le formage mono passe et multi-passes est réalisée. L'effet de la méthode de formage sur la répartition des contraintes et de l'épaisseur est examiné. Les résultats montrent que le formage incrémentale multi-passes présente l'avantage de rendre l'épaisseur plus uniforme dans la forme finale.

Abstract: Numerical simulation of incremental forming of a pyramidal part is studied. A method of generating multi pass paths is presented. Two incremental forming methods are developed. The comparison between the mono pass and multi pass incremental forming is performed. The effect of the forming method on stress and thickness distribution is examined. The results show that the multi pass incremental forming has the advantage of making the thickness more uniform in the final shape.

Mots-clés : Formage incrémental multi-passes, trajectoire de l'outil, pièce pyramidale.

1. INTRODUCTION

Le formage incrémental à un seul point (SPIF) est un procédé de mise en forme par déformation plastique successive à froid des tôles. Il permet la production de pièces en petites quantités et pour des applications de prototypage rapide. Toutefois, ce procédé présente quelques limites à savoir : un temps de formage plus long par rapport aux procédés classiques ; limitée à des lots de production de petites tailles et une faible précision géométrique [1].

Le formage incrémental multi-passes est récemment proposé pour améliorer le processus du SPIF conventionnel. Duflou et al. [2] ont utilisé la technique multi-passe pour réaliser une pièce axisymétrique. Ils ont réalisé une étude numérique et expérimentale de la déformée. Yamashita et al. [3] ont étudié numériquement l'évolution de la déformée d'une pièce pyramidale réalisée par SPIF en une seule passe. Salah et al. [4] ont appliqué la stratégie multi-passes pour réaliser une tasse, en utilisant les trajectoires déduites du modèle CAO. Hirt et al. [5] ont développé une stratégie à plusieurs étapes à partir du modèle CAO pour former une pièce pyramidale avec une matrice. Wu et al. [6] ont étudié l'influence des trajectoires d'outils sur la qualité de la pièce finale en utilisant le modèle CAO. Jun-chao et al. [9] ont récemment présenté

une nouvelle méthode pour la génération des trajectoires pour une forme pyramidale en SPIF à partir du modèle CAO.

Pour les pièces complexes, la génération de la trajectoire de l'outil en formage incrémental multi passes est difficile à mettre en œuvre en 3D. Et, la plupart des travaux recourt au modèle CAO pour générer les trajectoires d'outil, ce qui rend la simulation numérique de ces pièces complexes difficiles.

Dans ce travail, nous avons réalisé une étude de simulation numérique du formage incrémentale. Deux méthodes de formage incrémentale sont développées : la première permet la réalisation de la pièce en une seule passe, tandis que la deuxième la réalise en cinq passes. La pièce étudiée est une pyramide rectangulaire asymétrique. La trajectoire de l'outil est générée par une application paramétrée, développée sur la plate forme Java, puis implémentée dans le code de calcul. L'étude a pour objectif de comparer le formage incrémentale multi passes et mono passe. Les résultats de la simulation numérique sont ensuite analysés et comparés.

2. MODELISATION NUMERIQUE

La géométrie de la pièce à fabriquer est asymétrique. Le flan de dimension 200 mm × 100 mm, est modélisé par un élément shell quadrangulaire avec un encastrement à son pourtour. Le poinçon est de tête hémisphérique de diamètre 15mm, considéré comme rigide. Le modèle de frottement de Coulomb est adopté pour modéliser le contact entre la matrice et le flan (Figure1). Le matériau est un alliage d'aluminium Al 3003-O d'épaisseur 3mm. Le modèle du comportement est supposé elasto-plastique dont la loi est donnée par l'équation: $\sigma = 184 \epsilon^{0.224}$ [7].

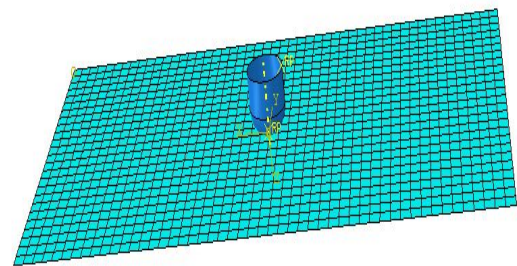


Fig.1: Numerical model of sheet metal

3. METHODES DE FORMAGE INCREMENTAL

La pièce à étudier est de forme pyramidale de hauteur $h=30\text{mm}$ et un angle d'inclinaison $\theta=70.6^\circ$. La base de cette pyramide est de dimensions 139 mm x 59 mm. Deux méthodes de formage sont considérées pour la fabrication de cette pièce. La première consiste à réaliser la pièce en une seule passe. La stratégie de génération du mouvement de l'outil est inspirée des travaux de Yamashita et al. [3]. La trajectoire de l'outil est donnée sur Fig.2. L'outil se déplace du point d'origine O vers le point A puis pénètre avec un pas égale à Δ_z . Il parcourt le premier rectangle horizontale, et revient au point (A).

Ensuite, il se déplace de Δ_x et pénètre avec le même pas Δ_z et parcourt le rectangle suivant.

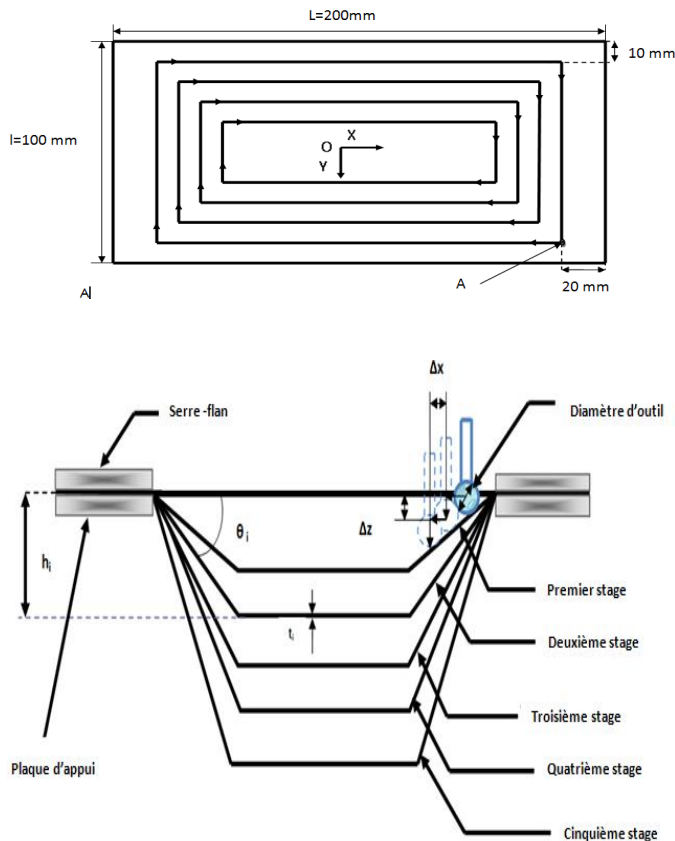


Fig.2 Trajectoire de l’outil pour un formage incrémental à plusieurs passes.

La deuxième méthode de fabrication consiste à réaliser la pièce en cinq passes. Dans chaque passe i , on réalise une pyramide de hauteur h_i et d’angle θ_i avec une stratégie similaire à celle décrite précédemment. La pièce réalisée en cinquième passe correspond à la pièce finale. Les paramètres de pilotage de la seconde méthode sont illustrés dans tableau 1.

Tab.1 : Paramètres de la trajectoire pour un formage incrémental à multi-passes.

Numéro de passe	h_i (mm)	θ_i (Degrés)
1	6	26.56
2	12	38.65
3	18	45
4	24	61
5	30	70.6

5. RESULTATS ET DISCUSSION

5.1 Répartition des contraintes

La figure 8 donne la répartition de la contrainte équivalente de Von Mises dans la pièce déformée dans le cas d’une seule passe (vue en dessus) et cinq passes. On constate que dans les deux méthodes de formage, les zones les plus sollicitées sont situés dans les coins et les congés de la pyramide. De plus le niveau de contraintes dans les deux méthodes est similaire.

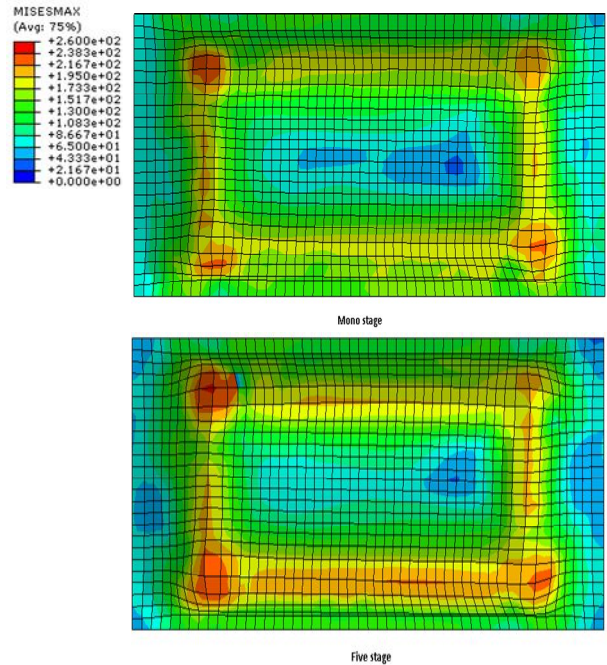


Fig.8 : distribution des contraintes de VonMises en MPA dans la pièce finale (vu de dessus)

5.1 Répartition de l’épaisseur

Dans le but de comparer la distribution de l’épaisseur dans la pièce finale obtenue par deux stratégies différentes, deux coupes verticales ont été faites, pour visualiser la variation dans la direction longitudinale et transversale.

Les courbes illustrées dans la figure 7 montrent que la variation n’est pas identique dans les deux directions. La stratégie multi-passes réduit la perte en épaisseur dans les zones (A) et (E), ces zones constituent les faces latérales de la pyramide finale.

Dans les zones (B) et (D), qui appartiennent à la base de la pyramide, le métal se déforme moins par la stratégie à une seule passe. La zone (C) n’a subit aucune déformation dans les deux stratégies. Les tailles des zones (A) et (E), où la stratégie multi passes domine, sont plus grandes dans la direction longitudinale. Cependant, elles restent constantes pour les zones (B) et (D). En outre, pour une direction donnée, la variation n’est pas symétrique ((A) et (B) ne sont pas symétrique avec (D) et (E)), ce qui montrent que le procédé de formage incrémentale de la pièce est asymétrique.

Dans les faces latérales de la pyramide, la stratégie multi-passe minimise la perte en épaisseur. Ce qui augmente la formabilité dans ces zones. Cependant, le matériau tend à se déformer plus dans les coins et les congés de la pyramide, et les zones proches situées dans la base. En outre, L’influence de la stratégie multi-passe est considérable dans la direction transversale.

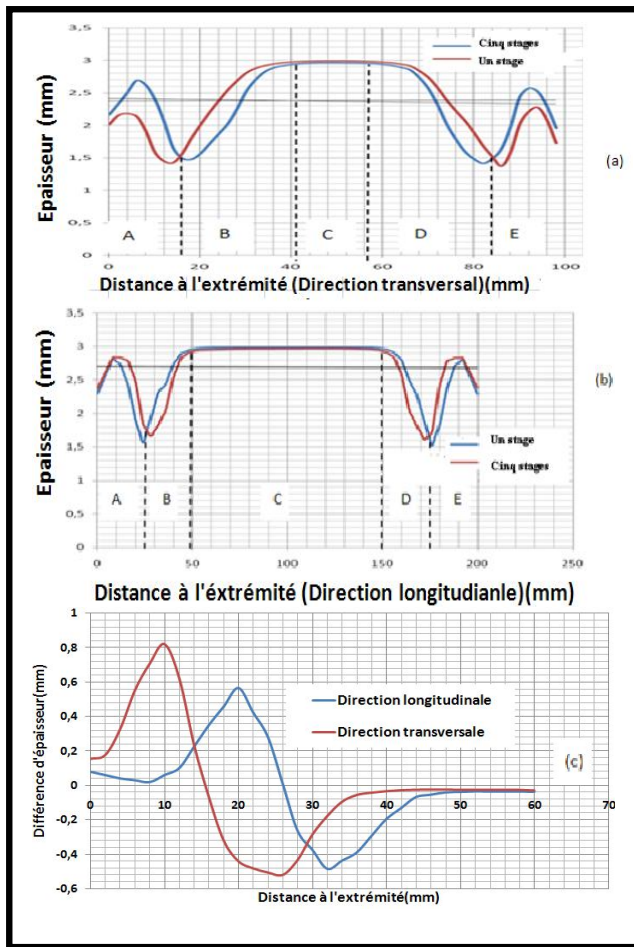


Fig.7: Distribution de l'épaisseur suivant la direction transversale (a), suivant la direction longitudinale (b), et la différence entre l'épaisseur obtenu par formage à plusieurs stages avec celui obtenu par formage à un seul stage pour les deux directions (c).

6. CONCLUSION

Les travaux relatés ci-dessus ont démontré la possibilité de réaliser des pièces complexes non symétriques par le formage incrémental. Des simulations numériques du formage incrémentale en une seule passe et multi-passes sont réalisées. La pièce étudiée est de forme pyramidale. La méthode de génération de la trajectoire de l'outil est présentée.

Les résultats montrent que le formage incrémentale multi-passes présente l'avantage de réaliser la pièce avec une répartition uniforme de l'épaisseur. Une étude expérimentale du formage incrémental multi-passes fera l'objet de nos futurs travaux pour valider ces résultats.

REFERENECES

[1] Hirt G., Ames J., Bambach M., Basic Investigation into the Characteristics of dies and support tools used in CNC-Incremental Sheet Forming, Proceedings of the International Deep Drawing Research Group Conference, IDDRG, Porto, Portugal, 2006.

[2] J.R. Duflou, J. Verbert, B. Belkassen, J. Gu, H. Sol, C. Henrard, A.M. Habraken, Process window enhancement for single point incremental forming through multi-step Tool paths, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol.57, n° 1, pp. 253–256, 2008.

[3] Minoru Yamashita, Manabu Gotoh, Shin-Ya Atsumi, Numerical simulation of incremental forming of sheet metal, *materials processing and technology*, vol.199, pp.163–172, 2008.

[4] SALAH B. M. ECHRIF AND MEFTAH HRAIRI; Process simulation and quality evaluation of incremental sheet forming. *IIUM Engineering*, Vol.12, n°3, pp.1511–788, 2011.

[5] Hirt G, Ames J, Bambach M and Kopp R. Forming strategies and Process modelling for CNC Incremental sheet forming. *Annals of the CIRP*, vol.53, n°1, pp.203–206, 2004.

[6] S.H. Wu, Ana Reis, F.M. Andrade Pires, Abel D. Santo, A. Barata da Rocha. Study of Tool Trajectory in Incremental Forming. *Advanced Materials Research*, vol. 472–475, n°1586, pp. 1586–1591, 2012.

[7] Joost Duflou, Yasemin Tunçkol, Alex Szekeres, Paul Vanherck, Experimental study on force measurements for single point incremental forming, *Journal of Materials Processing Technology*, vol.189, n°1–3, pp. 65–72, 2007.

[9] LI Jun-chao, LI Chong, ZHOU Tong-gui, Thickness distribution and mechanical property of sheet metal incremental forming based on numerical simulation, *Trans. Nonferrous Met. Soc.* Vol.22, pp.54–60, 2012

MODELISATION DE L'USURE DES PERFORATEURS D'ECROUS A FROID

M. BENDOUKHA

Laboratoire de Modélisation Numérique et Expérimentale des Phénomènes Mécaniques
 Université Abdelhamid Ibn Badis de Mostaganem, Algérie

INTRODUCTION :

Le travail présenté ayant trait avec l'usure, il s'agit d'un poinçon perforateur ayant une durée de vie très courte (environ 10 à 15 minutes) ce qui engendre un coût économique assez conséquent relatif à l'arrêt (remplacement de l'outil) et l'outil lui-même. La principale cause est l'usure de la partie active de cette pièce.

Ce perforateur a un rôle très important dans le perçage à froid pour l'usinage des écrous. Il est représenté sur la figure 1. L'acier utilisé est un acier rapide : Z 85 WDCV06-05-04-02.



Fig. 1 : perforateur des écrous M 16

Le problème posé au niveau de l'entreprise est la consommation accrue en perforateurs à leurs durées de vie actuelle d'environ 15 minutes ce qui laisse présager une consommation de 32 perforateurs pour une journée de 8 heures cela équivaudra à 1100 €.

La principale cause est l'usure de la partie active de l'outil comme le montre la figure 2.



Fig. 2. Perforateur usé

La description de la partie active B du poinçon montre que des angles de coupes sont adoptés au niveau de cette extrémité comme la montre la figure ci-dessous.

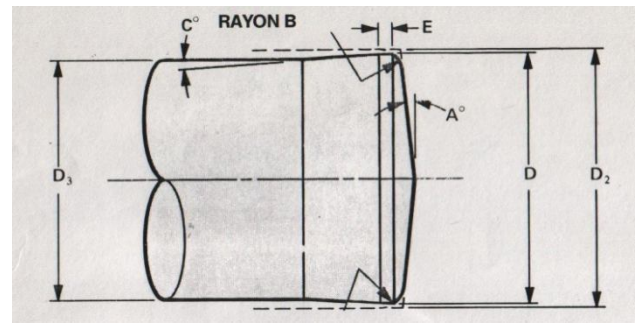


Fig. 3. Géométrie de la partie active de l'outil

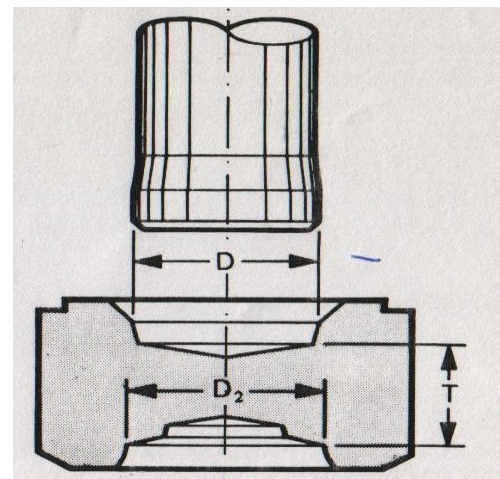


Fig. 4. Représentation du trou à percer

Nous avons jugé utile de réaliser une série d'essais de dureté à différentes étapes de la fabrication de l'écrou que nous avons nommé stations. Les essais de dureté ont été réalisés sur des échantillons prélevés sur des écrous à différents stations. Les résultats relatifs à ces essais de dureté et qui concernent les écrous de nuance S 6-5-2 sont rassemblés dans la figure 5. Ces résultats sont ceux de la dureté Vickers (HV) en fonction des différentes stations.

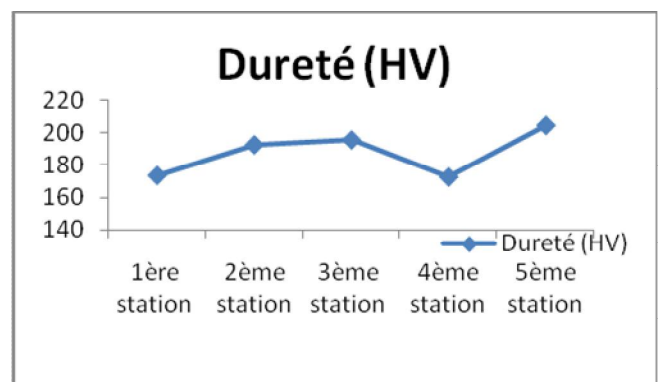


Fig. 5. Variation de la dureté HV

La figure ci-dessus montre que la dureté est maximale au niveau de la dernière station c'est-à-dire après l'exécution de l'opération de perforation ce qui nous permet d'affirmer

la présence du phénomène d'érouissage et de contraintes résiduelles.

MATERIEL ET METHODE :

Nous allons utiliser La modélisation expérimentale se base sur les méthodes statistiques des plans d'expériences, elle a pour objectif d'analyser le traitement des données expérimentales et elle est efficace pour l'étude de processus comportant plusieurs variables indépendantes. Ici, les paramètres varient simultanément suivant le plan d'expérimentation, contrairement à la méthode Newtonienne [8].

Les facteurs à étudier peuvent avoir deux, trois ou plusieurs niveaux selon les conditions d'expériences et la précision de mesure. Habituellement, ces facteurs ont différentes unités de mesure, c'est pourquoi le plan d'expériences est constitué sur la base des valeurs codées.

Les méthodes statistiques des plans d'expériences ont fait l'objet d'une grande préoccupation par Ronald Aylmer Fisher, en Grande Bretagne en 1919 [9]. Ces méthodes ont pour but l'analyse des traitements des données expérimentales.

Le problème qui se pose est de connaître la loi reliant le phénomène aux variables considérées. Pour y répondre, une expérimentation est nécessaire. Lors de l'expérimentation, différentes valeurs seront données aux variables envisagées afin de connaître leur influence sur le phénomène.

Une fois le modèle mathématique est obtenu (équation de régression), on procède à l'analyse statistique des résultats. Cette analyse a pour but de vérifier la signification des coefficients de régression et l'adéquation du modèle.

Dans ce cadre et par l'application de ces méthodes, nous avons procédé aux essais en ne prenant en compte que les paramètres les plus prépondérants qui sont les angles de dépouille et d'attaque de la partie active du poinçon. Le calcul de régression a permis d'obtenir un modèle

mathématique décrivant l'usure de la pièce en montrant les interactions des paramètres influents.

Détermination des variables :

Les paramètres d'expérimentation sont résumés dans le tableau 1.

paramètres	unit	-1	0	+1	ΔX
Angle de dépouille(X_1)	degrés	3	4	5	2
Angle d'attaque(X_2)	degrés	1	0	1	2

Tabl 1 : paramètres d'influence

En tenant compte des conditions d'usure par l'évaluation de la surface usée qui a été assez significative à l'aide du microscope, et pour le cas extrême des angles nous avons mesuré la durée de vie.

N° Exp.	X_1	X_2	X_1X_2	X_3^*	Y1	Y2	Y3	\bar{Y}
---------	-------	-------	----------	---------	----	----	----	-----------

1	+	+	+	1/3	20	40	60	40
2	0	-	0	-2/3	20	45	90	51,66
3	-	+	-	1/3	25	42	55	40,66
4	+	-	-	1/3	18	20	35	24,23
5	0	+	0	-2/3	30	38	55	41
6	-	-	+	1/3	25	30	35	30

Tab 2 : plan d'expériences de type $2^4 \cdot 3^1$

Après avoir mener l'analyse de régression nous aboutissons au modèle mathématique ci-dessous :

$$Y(X_i, b_i) = 46.3286 + 2.61X_1 - 1.5825X_2 + 1.2525X_1X_2 - 12.2583X_2^2$$

Une fois le modèle mathématique obtenu (équation de régression), on procède à l'analyse statistique des résultats. Cette dernière a pour but de vérifier la signification des coefficients de régression et l'adéquation du modèle.

En considérant uniquement les coefficients de régression significatifs répondant aux conditions du test de Student [9], le modèle aura la forme:

$$Y(X_i, b_i) = 54.717 - 12.2583X_2^2$$

Nous avons effectué le test de Fisher et nous pouvons affirmer que le modèle mathématique décrit le phénomène adéquatement.

L'exploitation du modèle ci-dessus nous permettra de situer l'optimum de la durée de vie du perforateur en fonction des deux paramètres que nous avons considéré.

Nous obtenons la surface de réponse suivante :

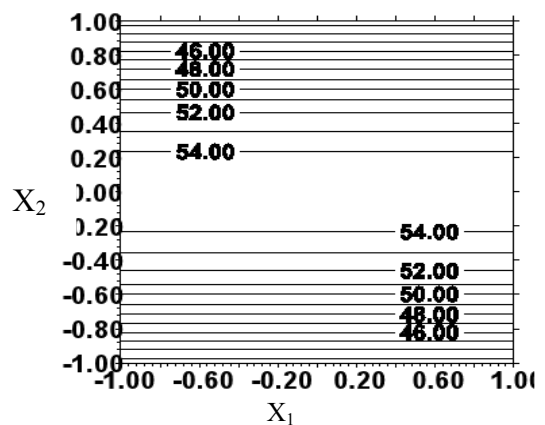


Fig. 3. surface de réponse

Discussion et conclusions

La valeur des angles le long des abscisses et les ordonnées nous a donné le graphe ci-dessus. Nous pouvons aisément constaté que la durée de vie est fortement influencée par l'angle d'attaque.

Les valeurs atteignent leurs maximums pour des valeurs codées de l'angle de d'attaque compris entre **-0.2** et **+0.2**, ce qui correspond aux valeurs réelles de l'angle situées entre **3.8°** et **4.2°** dans la mesure où nous avons atteint une valeur de la durée de vie de **54** minutes. Comparativement à la durée de vie actuelle des perforateurs au niveau de l'entreprise de 15 minutes en moyenne.

Les outils avaient des durées de vie assez faible cependant des retombées économiques assez énormes à l'entreprise car le prix d'un perforateur revient à l'entreprise à **3909.21 DA** donc pour une seule journée de 8h les perforateurs reviennent à **125 094,72 DA**.

Les résultats que nous avons obtenus sont satisfaisants : durée de vie maximale de 54 minutes donc un gain économique appréciable en perforateurs. En effet, avec cette durée de vie il faudra remplacer **9** perforateurs durant une journée de travail. Economiquement, le prix de revient de 9 perforateurs est **35182,89 DA**, en conséquence une économie quotidienne de **89 911.83DA**.

Référence :

[1] **M. Tchadja KAGNAYA**, «Contribution a l'identification des mécanismes d'usure d'un WC-6%Co en usinage et par une approche tribologique et thermique », Thèse de Doctorat, 2009, Ecole des mines de Paris, France.

[2] **R. Berghida**, « Impact de la signature des outils de coupe sur la variation de la géométrie des pièces

mécaniques », Mémoire de magister, Département de génie Mécanique, Juin 2006.

[3]**E. J.Armarego, S. Verezub, P.Samaranayake**, « The effects of coatings on the cutting process, friction, forces and predictive cutting models in machining operations», Journal of Engineering Manufacture, n° 216, 2002, pp. 347-356.

[4] **E. Ferkous** « Amélioration des propriétés mécaniques des outils de coupe par dépôt des couches de Nitrure de Titane dopé au fer», Thèse de doctorat d'état, Département de Génie Mécanique, Juin 2004

[5] **H. Ay, J.A. Yang**, « Dynamics of cutting tool temperatures during cutting process», Experimental Heat Transfer, n° 7, 194, pp. 203-216.

[6] **Y. Schoefs, S. Fournier, J. C. Leon** « Productique mécanique » Edition Delagrave, 1994, France.

[7] **J. L. Fanchon** « Guide des sciences et technologie industrielle » Edition Nathan Paris, 1994, France.

[8] **S. Vivier**, Stratégie d'optimisation par la méthode des plans d'expériences et, application aux dispositifs électroniques modélisés par éléments finis Thèse de Doctorat, Ecole centrale de Lille, Université des sciences et technologies de Lille, Ch. 8, pp. 78-84, 2002.

[9] **A. Hebbar**, Méthode statistique de planification extrémale des expériences, Polycopié, Université de Mostaganem 2006.

MACHINING CHARACTERISTICS AND MICROSTRUCTURE EFFECT ON MACHINING TITANIUM ALLOYS: Ti64 AND Ti555

MOHAMMED NOUARI

¹Université de Lorraine, Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA) CNRS-UMR 7563, Ecole des Mines de Nancy, GIP-InSIC, 27 rue d'Hellieule, F-88100, Saint Dié des Vosges-France, mohammed.nouari@univ-lorraine.fr

Abstract: An experimental investigation was conducted in this paper to analyze the effect of microstructure on the stability of the cutting process and machinability of the workpiece. Two difficult to cut titanium alloys have been considered in this work: Ti-6Al-4V and Ti-555. The analysis of tool-chip interface parameters such as friction, tool wear and workpiece microstructure evolution under different cutting conditions have been investigated. As cutting speed increases, the mean cutting forces and temperature show different progressions depending on the considered microstructure. Results show that wear modes of cutting tools used for machining the Ti-555 alloy exhibit contrast from those for machining the Ti-6Al-4V alloy. Because of the fine-sized microstructure of the near- β titanium Ti-555, abrasion mode was often found to be the dominant wear mode for cemented cutting tools. However, adhesion and diffusion modes followed by coating delamination process were found as the main wear modes when machining the usual Ti-6Al-4V alloy by the same cutting tools.

Keywords: β -titanium alloy; Ti-555; Ti6Al4V; tool wear; Microstructure effect

Introduction

Titanium alloys such as Ti6Al4V, Ti555, Ti6242S, Ti-LCB, etc., are extensively used in the aerospace industry for structural components (compressor blades, discs, castings, gas turbine engines) due to their superior properties such as excellent strength-to-weight ratio, strong corrosion resistance and ability to retain high strength at high temperatures [1,2]. Recent development projects for Boeing 787 or Airbus A380 planes confirm the increasing use of titanium alloys. Clément et al [3, 4], have reported that the high-level properties of titanium alloys depend on several strengthening mechanisms such as grain size, solid solution atoms, and precipitation hardening, which all can be tuned during the various forming processing steps, leading to particular microstructures. A deep understanding of the microstructural modifications occurring during manufacturing processes are thus required to allow the improvement of the mechanical performances. Further, the machinability of titanium and its alloys is generally considered to be poor owing to several inherent properties of these materials. Titanium is chemically reactive and, therefore, has a tendency to weld to the cutting tool during machining leading to chipping and premature tool failure. Also its low thermal conductivity increases the temperature at the tool/workpiece interface, which adversely affects the tool life. Additionally, the high strength maintained at

elevated temperature and low modulus of elasticity further impairs the machinability of these materials. This paper is dedicated to such a purpose. Here we introduce the findings of a preliminary study on tests carried out for the Ti-555 and compared with the commonly used Ti-6Al-4V. The aim of this research work is to understand the effect of the workpiece microstructure on the tool wear behaviour, and the correlation between mechanical properties of the work material, tool wear, and cutting parameters.

Experimental set up

Experiments under orthogonal and dry cutting configurations were conducted for studying machining characteristics of metallic alloys as cutting forces, chip formation, friction coefficient, cutting temperature and tool wear. Two alloys were chosen for machining experiments: (a) Ti-6Al-4V duplex structure $\alpha/\alpha+\beta$, with average grain size around $10\mu\text{m}$ (range from $5\mu\text{m}$ - $20\mu\text{m}$) and, (b) Ti-555 with average grain size around $1\mu\text{m}$ (range from $0.5\mu\text{m}$ - $5\mu\text{m}$).

Figure 1 (a, b, c and d) depicts the microstructure of each workpiece alloys before machining. The initial microstructure of the Ti-6Al-4V alloy, Figures 1(a) and 1(b), consists of single phase α matrix. Inclusions of β grains are also seen with average grain size of $10\mu\text{m}$ (range of $5\mu\text{m}$ - $20\mu\text{m}$). Similarly, the initial microstructure of the β alloy Ti-555 is shown in Figures 1(c) and 1(d). The microstructure consists of single phase β matrix with average size of α grains of $5\mu\text{m}$ (range $1\mu\text{m} - 5\mu\text{m}$). Vickers tests have been performed on different specimens. The micro-hardness of the Ti-6Al-4V specimen is about 317HV0.2 and of the Ti-555 one about 379HV0.2. The Ti-555 is therefore 20% harder than Ti-6Al-4V. This result confirms the hard nature of β phase of Ti-555 alloy and which will have a direct impact on the machinability of this material, i.e. the level of cutting forces, tool wear, cutting temperature, etc.

Chips obtained after machining and presented in Figure 2 were mounted with epoxy so that they stood on their edge in order to make the cross-section after polishing straight across its length. The polished chips and as-received workpiece material were etched with Kroll's reagent to reveal their microstructures. Micrographs of examined chips in Figure 2 show clearly the deformation phenomenon inside the microstructure of both materials during the chip formation. However, the deformation process is different from one material to the other. It has to be noted here that both chips obtained by machining Ti-6Al-4V and Ti-555 alloys were obtained under the same cutting conditions.

The examination of the deformed microstructure reveals very fine sizes of grains in the β -alloy (Ti-555). In this material, the deformation process is localized in a very thin layer called primary shear zone while in the Ti-6Al-4V alloy the same process of deformation occurs in all the microstructure, i.e. in α , β and $\alpha+\beta$ phases. Indeed, chips of the Ti-6Al-4V alloy have a very different microstructure compared to the initial Ti-6Al-4V alloy. For Ti-555 alloy chips, apart from the primary shear zone, there is a very similar microstructure to that observed on the initial Ti-555 alloy. In this study, coated carbide inserts made of tungsten carbide (WC-Co) were used. All inserts had a single layer of TiAlN coating with average thickness of $4\mu\text{m}$.

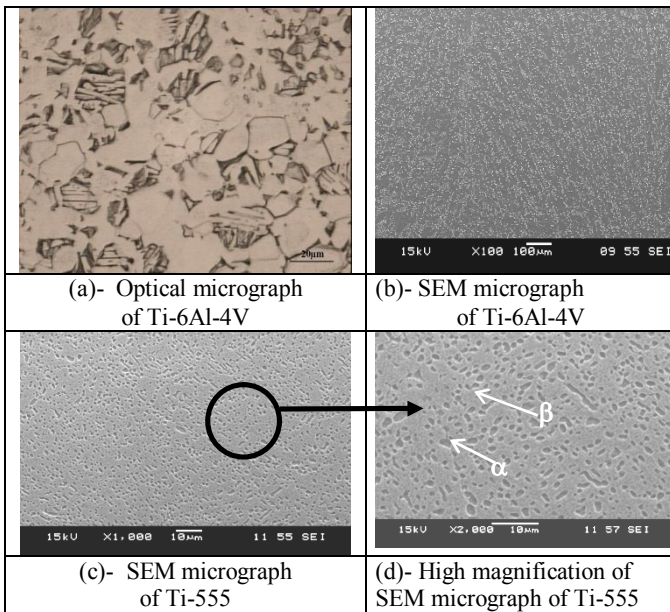


Figure 1. Microstructure of the workpiece material used in this study before machining. (a)- $\alpha+\beta$ alloy Ti-6Al-4V. (c)- β alloy Ti-555.

Table 2. Mechanical and thermal properties of the cutting tool substrate.

Tool substrate	WC- 6%Co
Hardness 25 °C (HV ₁₀)	1485
Hot hardness 800 °C (kg/mm ²)	600
Density (g/cm ³)	11.4
Thermal conductivity (W/mK)	45
Thermal expansion (10 ⁻⁶ /K)	6.1
Modulus of elasticity (GPa)	620
Traverse rupture (GPa)	2.2
Poisson coefficient ν	0.26

Table 2 presents a summary of the mechanical and thermal properties of cutting tools, whereas Figure 3 depicts the microstructure of the cutting tool material. The used inserts consist of tungsten carbide WC with cobalt Co as binder. The chemical analysis on a polished surface inside the tool gives a composition with 6 wt.% of cobalt and no mixed carbides such as TiC, TaC or NbC have been detected. The Co binder is uniformly distributed and WC grains have sizes varying from 1 to 5 μm . Also, we see that the WC grain size is close to that of the Ti-555 alloy grains. Cutting conditions (cutting speed about 20, 35 and 65m/min and feed rate about 0.1mm/rev.) and tool geometry (rake angle 0° and flank angle 7°) were considered as the factors in this work to investigate the influence of microstructure on the cutting forces, coefficient of friction, chip formation, and tool wear.

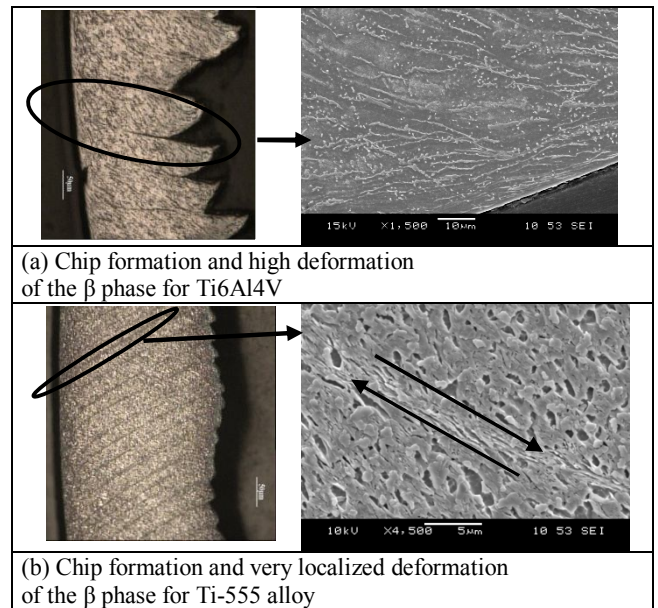


Figure 2. Microstructure of the chip material obtained after machining. (a)- $\alpha+\beta$ alloy Ti-6Al-4V. (b)- β alloy Ti-555.

The friction coefficient (friction energy dissipation) is an important parameter to characterize the nature of the tool-chip contact and tool wear depending on cutting conditions. According to Equation (1), the calculation of this parameter can be obtained using cutting forces measurements.

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} = \frac{F_a + F_c \tan \alpha}{F_c - F_a \tan \alpha}$$

(1) where α is the rake angle, the tangential force F_t and the normal force F_n .

3. Results

3.1. Friction evolution

Figure 3 shows the variation of friction coefficient values at various cutting conditions. Low cutting temperatures reduce adhesion tendency of the cutting tool and promote contact area restriction. Reduction of the tool–chip contact length is expected to occur due to the contamination of tool rake face, promotion of the plastic flow at the backside of the chip and overall reduction of temperature.

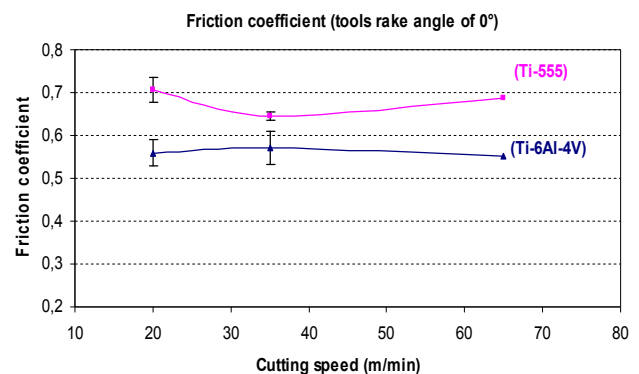


Figure 3. Evolution of the friction coefficient of tools with 0° rake angle.

The result presented above (Figure 3) shows a higher friction coefficient for Ti-555 compared to Ti-6Al-4V. Thus, the following assumptions can be presented: the contact area at the tool-chip interface can be considered as an adhesive contact-type for Ti-555 in the case of machining with tools of 0° rake angle. Therefore, a connection can be made between the nature of the contact (adhesive contact) and the tendency of Ti-555 to adhere to the cutting face of the tool. In contrast, the tool-chip contact can be of a sliding type in the case of Ti-6Al-4V because of the low values of friction (Figure 3).

3.2. Tool wear

This subsection focuses on the analysis of tool failure modes and wear mechanisms when machining considered titanium alloys.

It has been concluded from the tool wear analysis (Figure 4) that the cutting tool encounter severe thermal and mechanical shocks when machining titanium alloys, the high cutting stresses and high temperatures generated close to the cutting edge have great influence on tool wear rate and tool life. As the cutting speed and feed increase, the cutting temperature and stress prevailing over the cutting edge increase.

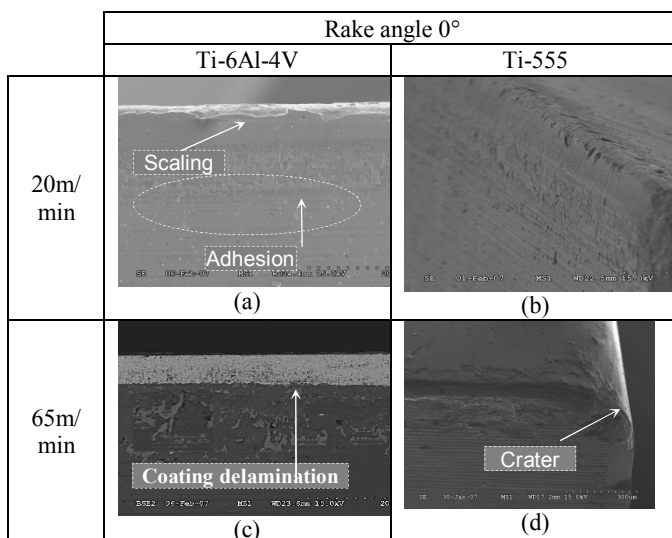


Figure 4. SEM images of tool wear when machining Ti-6Al-4V and Ti-555 (rake angle 0°).

In the case of tools with 0° rake angle, the extent of the area affected by the wear is more important for Ti-555 than for Ti-6Al-4V. At 20 m/min for example, it is of 120µm for the Ti-6Al-4V while it's of 160µm for Ti-555, Figures 6(a) and 6(b). This is mainly due to the fact that the increase in cutting forces for the Ti-555 generates a more important solicitation on the cutting edge. The hardness of the material also contributes to the heavy edge wear. The micrographs also show delamination of the coating layer on tool surface during machining Ti-6Al-4V at 65m/min. This is not the case for the Ti-555 alloy under the same cutting speed (Figure 4 (d)).

The delamination phenomenon is difficult to analyze because it has thermal and mechanical origins. This is partly due to the complex interaction between various physical factors that control delamination: the intrinsic properties of the coating, the tool and those of the

interaction between the substrate, the coating and the workpiece. However, it is possible to attribute the origin of delamination at chemical reactions. During Ti-6Al-4V cutting, adherence occurring at the tool-chip interface is the main harbinger of the problem of delamination. This is due to the high chemical reactivity of the Ti-6Al-4V alloy with a large majority of carbide tool.

At low cutting speeds, adhesive wear mode was observed during machining of the Ti-6Al-4V titanium alloys (Figure 4(a)). The location of the adhesive wear is more important in the case of Ti-6Al-4V compared to Ti-555. This is obviously due to the difference in chemical affinity between the two alloys. For the Ti-555 results show that the predominant degradation process is the abrasion wear (Figure 4(b)) followed by a plastic deformation process.

During the Ti-6Al-4V machining debris are deposited on the tool surface in the form of successive layers when the chips scroll to the surface. This leads to adhesive wear. The latter is highlighted by the change in the tool geometry and debonding of the coating. During Ti-555 cutting at 65m/min, the plastic deformation mode weakens the chemical bonds between the carbons and leads to the formation of a crater on the cutting face. Also, a process of cracking starts resulting in a collapse of the cutting edge (Figure 4(d)). This is produced by the combined effect of high pressures and large strain rates.

4. Conclusion

The analysis of machining titanium alloys revealed two important phenomena. First, the thermal softening which results in a lowering of the load when the temperature increases and secondly the strain hardening which increases the hardness of the material and therefore the effort when the strain rate of the material increases. It was found that the Ti-6Al-4V is more sensitive to thermal softening while the Ti-555 undergoes a strain hardening which results in a higher yield for the Ti-555. During the microstructure analysis two distinct structures were noted. A coarse lamellar structure for the Ti-6Al-4V alloy and with α phase as more ductile matrix of the alloy. Ti-555 has a nodular structure with very fine grains of about 1µm with a much harder phase β . These differences mean that the Ti-555 (about 20% more harder than the usual Ti-6Al-4V alloy) is more difficult to cut. The decrease of machining efforts with cutting speed for the Ti-6Al-4V will be a response to the formation of adiabatic shear bands followed by chips segmentation.

5. References

- [1] R.R. Boyer, An overview on the use of titanium in the aerospace industry, *Materials Science and Engineering* 213A (1996), pp. 103–114.
- [2] A. Ginting, M. Nouari, Surface integrity of dry machined titanium alloys, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49 (3-4) (2009), pp. 325–332.
- [3] N. Clément, A. Lenain, and P.J. Jacques, Mechanical Property Optimization via Microstructural Control of New Metastable Beta Titanium Alloys, *Processing and Characterizing Titanium Alloys Overview*, pp. 50-53, JOM 2007.

LA MISE EN FORME DES COMPOSITES A RENFORTS FIBREUX NATURELS PAR LES PROCÉDES LIQUID COMPOSITE MOLDING LCM

HIND ABDELLAOUI¹, JAMAL ECHAABI¹,
MOHAMED HATTABI¹

¹ ENSEM, Equipe de Recherche Appliquée sur les Polymères, Département Génie Mécanique
B.P 8118, Oasis-Route El Jadida, Casablanca, Maroc,
Hinda.eve@gmail.com

Introduction

A l'heure où la crise en énergie, le gain de masse dans le domaine des transports en général et en aéronautique en particulier est une solution qui s'impose de plus en plus grâce notamment au développement de nouveaux matériaux tels que les matériaux composites. En effet, les procédés de transformation de matériaux composites de type Liquid Composite Moulding (LCM) permettent de réaliser des pièces composites de propriétés mécaniques spécifiques supérieures à celles des métaux. Dans le cas du procédé Compress Resin Transfer Moulding (CRTM) qui fait partie de la famille LCM, une résine est injectée à travers un renfort pré placé dans un moule fermé ; le procédé est ensuite complété par une phase de compression dont le rôle est d'évacuer les excès d'air et de résine pour conduire à une meilleure qualité mécanique des pièces fabriquées.

Toutefois, cette même phase de compression si elle est mal maîtrisée conduit à une importante modification des propriétés du milieu poreux que constitue le renfort fibreux. En effet, la diminution de l'épaisseur qui en résulte entraîne à son tour une diminution de la porosité et donc de la perméabilité ; la résine ne peut plus imprégner totalement le renfort et la pièce composite finale présente alors de nombreux vides qui diminuent ses propriétés mécaniques.

Les travaux réalisés dans ce domaine consistent alors à étudier le comportement des renforts fibreux en compression en fonction de certains paramètres de mise en oeuvre afin de d'optimiser la phase de consolidation.

La majorité des travaux de recherche établissaient que les renforts fibreux réagissaient d'une façon élastique non linéaire aux déformations qui leur étaient imposées. C'est notamment le cas de Van Wyk [1] ou de Robitaille et al. [2-3] dont une courbe de compression est illustrée à la figure 1.

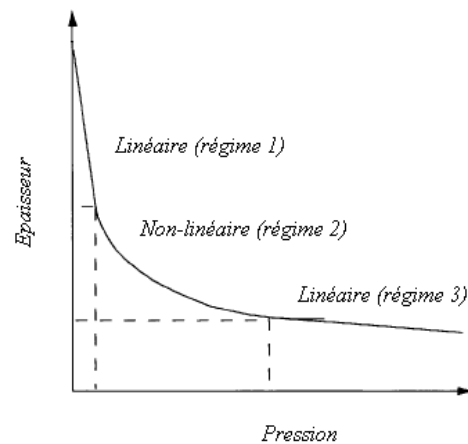


Figure 1 : Courbe de compression des renforts tissés [7].

Par la suite, d'autres chercheurs comme M. Grujicic et al [4] ou Chen et al [5-6] apportent un souffle nouveau grâce à leurs travaux qui identifient le *nesting* comme l'un des paramètres le plus important dans le cas des renforts tissés.

Parmi tous les travaux expérimentaux que l'on rencontre en littérature, celui de Chen et al [7] se démarque des autres par le modèle micromécanique auquel il aboutit. En effet, alors que les autres débouchent sur des modèles élastiques non linéaires dérivés de celui de Van Wyk [1] avec des coefficients souvent mal définis, celui de Chen et al. [7] conduit à un modèle dont les deux coefficients (un coefficient de compressibilité et un paramètres d'ajustement) sont clairement définis.

Depuis quelques années cependant, les chercheurs ont abandonné l'hypothèse élastique non linéaire au profit de l'hypothèse viscoélastique. En effet, plusieurs travaux montrent qu'à partir d'un certain niveau de déformation la contrainte continue d'évoluer même si la déformation est maintenue constante. Cette chute de la contrainte en fonction du temps sous déformation constante qui est connue sous le nom de relaxation est la preuve que les renforts fibreux ont plutôt un comportement viscoélastique.

Le travail que nous présentons ici est une perspective détaillée de notre étude, la première partie concerne la modélisation du comportement viscoélastique des renforts fibreux naturels grâce notamment aux modèles analogiques et rhéologiques de Maxwell, Burger et Zener, et la deuxième partie s'agit d'une étude expérimentale de la compression des renforts fibreux naturels.

Matériel et méthode

1. La première partie : Modélisation du comportement viscoélastique des renforts fibreux naturels

1.1 Approche basée sur l'équation de continuité et la loi de Darcy

Dans l'ensemble des travaux portant sur la modélisation du comportement viscoélastique des renforts fibreux par

l'approche par équation de continuité et la loi de Darcy, la contrainte visqueuse est généralement bien modélisée. La contrainte élastique quant à elle souffre encore d'une modélisation approximative ; l'utilisation de modèles élastiques non linéaires d'origine expérimentale est en effet source d'erreurs souvent considérables. Ces erreurs étant directement dues aux coefficients d'ajustement mal définis. Afin de réduire ces erreurs, nous proposerons d'utiliser à la place des modèles empiriques, le modèle micromécanique de Chen et al. [1]. En effet, le modèle micromécanique proposé par Chen et al., présente par rapport à ceux utilisés, l'avantage de reposer sur une base physique solide où chaque coefficient est clairement défini. Il s'écrit :

$$P = \frac{1}{C_b} \left(1 - \frac{V_{f0}}{V_f} \right) \quad (1)$$

Où C_b représente le coefficient de compressibilité du renfort :

$$C_b = \frac{(1-V_f^m)(V_f - V_f^m)^k}{(1-V_{f0})(V_{f0}^m - V_{f0})^k} \cdot C_{b0} + \left[2 - V_f - \frac{(1-V_f)(V_f^m - V_f)^k}{(V_{f0}^m - V_{f0})^k} \right] \quad (2)$$

Avec :

$$C_s = \frac{3(1-2\nu)}{E}$$

Et :

$$C_{b0} = \frac{1}{V_{f0}} \left. \frac{dV_f}{dP} \right|_{P \rightarrow 0}$$

Dans toute cette formulation V_{f0} , V_f^m et C_{b0} désignent respectivement le taux volumique initial de fibres, le taux volumique maximal de fibres (atteint à la relaxation) et le coefficient de compressibilité initial.

L'approche par équation de continuité et loi de Darcy est définie par l'équation :

$$\bar{P}_{totale} = \frac{1}{C_b} \left(1 - \frac{h(t)}{h_0} \right) - \frac{1}{6} \frac{\mu}{K} \frac{V_c}{h(t)} a^2 \quad (3)$$

Qui représente la réponse viscoélastique du renfort saturé ; elle se décompose en une contrainte visqueuse $\left(-\frac{1}{6} \frac{\mu}{K} \frac{V_c}{h(t)} a^2 \right)$ et en une contrainte élastique $\left(\frac{1}{C_b} \left(1 - \frac{h}{h_0} \right) \right)$.

1.2 Approche rhéologique

Dans l'approche rhéologique, les modèles de Zener, Burger et Maxwell sont étudiés tour à tour.

Les tableaux donnent les équations rhéologiques des modèles de Burger, Zener et Maxwell correspondant aux phases de compression et de relaxation.

Modèles	Compression $\dot{\gamma} = d\gamma/dt = \dot{\gamma}_0 = Cte$
Burger	$\sigma(t) = k_1 \left(e^{t/\tau_{1c}} - \frac{\tau_{2c}}{\tau_{1c}} e^{t/\tau_{2c}} + \frac{\tau_{2c}}{\tau_{1c}} - 1 \right)$
Zener	$\sigma(t) = k_1' \left(e^{-t/\tau_{1c}'} + \frac{1}{\tau_{1c}'} t - 1 \right)$
Maxwell	$\sigma(t) = k_1'' \left(e^{t/\tau_{1c}''} - \frac{1}{\tau_{1c}''} t - 1 \right) + k_2'' \left(e^{t/\tau_{2c}''} - \frac{1}{\tau_{2c}''} t - 1 \right)$

Tableau 1 : Résumé des équations des modèles en phase de compression

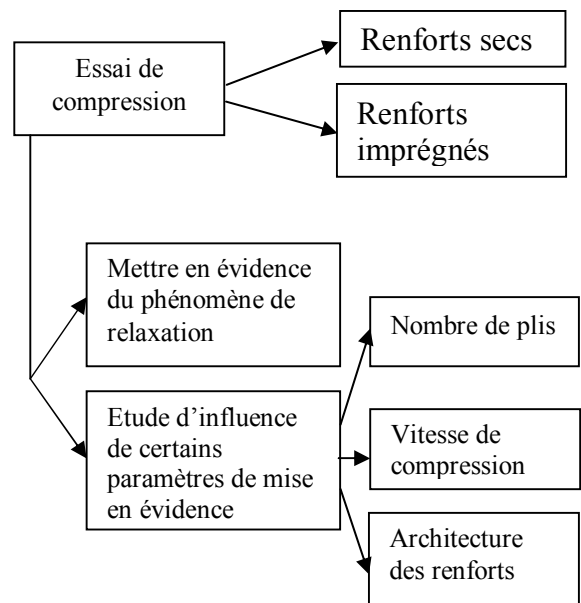
Modèles	Relaxation $\gamma = \gamma_0 = Cte \quad et \quad \dot{\gamma} = \ddot{\gamma} = 0$
Burger	$\sigma(t) = k_1 \left(e^{-(t-t_r)/\tau_{1r}} - e^{-(t-t_r)/\tau_{2r}} \right) + \sigma_r e^{-(t-t_r)/\tau_{2r}}$
Zener	$\sigma(t) = k_1' \left(e^{-(t-t_r)/\tau_{1r}'} - 1 \right) + \sigma_r$
Maxwell	$\sigma(t) = k_1'' \left(e^{-(t-t_r)/\tau_{1r}''} - 1 \right) + k_2'' \left(e^{-(t-t_r)/\tau_{2r}''} - 1 \right) + \sigma_r$

Tableau 2 : Résumé des équations des modèles en phase de relaxation

2.La deuxième partie : Etude expérimentale

Il s'agit d'un ensemble d'essais de compression sur les renforts fibreux naturels de jute selon différentes conditions (nombre de plis, vitesse de compression, architecture et imprégnation) afin de comprendre l'évolution de leurs réponses lorsqu'on change ces paramètres de mise en œuvre.

La méthodologie du travail sera détaillée selon le schéma suivant :



Discussion et Conclusion

Le modèle basé sur l'équation de continuité et la loi de Darcy est un outil très utilisé en littérature [2-5] qui permet d'interpréter le comportement viscoélastique des renforts fibreux. Dans la formulation que nous avons proposée, la contrainte élastique non linéaire sera modélisée par la loi micromécanique de Chen et al. [1].

Le choix de ce modèle permet par rapport aux autres modèles rencontrés en littérature d'avoir une estimation directement du coefficient de compressibilité des renforts imprégnés.

Les essais de compression selon les différentes conditions sont en cours d'exécution. L'analyse de la compressibilité des renforts fibreux naturels nous permettra d'identifier le *nesting* et l'isotropie comme étant deux facteurs importants permettant d'expliquer leur comportement au cours d'une sollicitation à différentes vitesses de compression et à différents nombre de plis quelque soit l'architecture et l'imprégnation.

Références

- [1] Van Wyk, C.M, "Notes on the compressibility of wool", *Journal of textile Inst.*, 37.T285-292, 1946.
- [2] F. Robitaille and R. Gauvin, "Compaction of Textile Reinforcements for Composites Manufacturing I: Review of Experimental Results". *Polymer Composites*, 19(2), pp. 198-216, 1998.
- [3] F. Robitaille and R. Gauvin, "Compaction of textile reinforcements for composites manufacturing. 3: Reorganization of the fiber network". *Polymer Composites*, 20(1), pp. 48-61, 1999.
- [4] M. Grujicic, K.M Chittajallu and Shawn Walsh, "Effect of shear, compaction and nesting on permeability of the orthogonal plain-weave fabric performs", *Materials Chemistry and physics*, 86, pp.358-369, 2004.
- [5] B. Chen and T. Chou, "Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite moulding processes: single layer deformation", *Composites Science and Technology*, 59, pp. 1519-1526, 1999.
- [6] B. Chen and T. Chou, "Compaction of woven-fabric preforms in liquid composite moulding processes: nesting and multi-layer deformation", *Composites Science and Technology*, Vol. 60 (12-13), pp. 2223-2231, September 2000.
- [7] B. Chen, AH-D Leng and T-W Chou, "A non linear compaction model for fibrous performs", *Composites Part A*, 32(5), pp. 701-707, 2001.

INFLUENCE DES PARAMETRES OPERATOIRES SUR LA QUALITE DES ASSEMBLAGES SOUDES PAR POINTS PAR FRICTION MALAXAGE DE L'ALLIAGE D'ALUMINIUM 6060-T5

MOHAMED MERZOUG¹, BENATTOU BOUCHOUICHA¹, ABDELKADER GHAZI¹, ABDELKADER BOULENOUAR¹, MOKHTAR ZEMRI¹, MOHAMED MAZARI¹, A. IMAD², CHRISTOPHE HERBELOT²

Faculté des sciences de l'ingénieur Université Djillali Liabes de Sidi Bel Abbés, Algérie.

m_merzoug01@yahoo.fr

Abdellatif Imad², Christophe Herbelot²

² Laboratoire de mécanique de Lille, LML, France,

abdellatif.imad@polytech-lille.fr

Résumé : La présente étude est centrée sur les liaisons directes entre les paramètres du procédé de soudage par point par friction malaxage FSSW (outil de malaxage, vitesse de rotation, vitesse de plongée, temps de soudage) et la qualité du point de soudure d'un alliage d'aluminium du type 6060 T5. L'objectif de cette étude est de voir aussi les effets sur le comportement mécanique pour déterminer des paramètres utilisés afin d'optimiser la résistance mécanique des assemblages soudés. Les propriétés mécaniques ont été déterminées en utilisant les essais de traction cisaillement sur des assemblages de toles minces.

Mots clés : FSSW, vitesse de plongée, rotation de l'outil, pion de l'outil, modes de rupture.

Abstract: This study focuses on direct links between the parameters of Friction Stir Spot Welding process (FSSW) (welding tool, rotation tool, plunge speed, dwell time) and the quality of the welding joint of aluminum alloy 6060 T5. The objective of this study is also the effects on the mechanical behavior in order to determine parameters used to optimize the mechanical strength of welds. Mechanical properties were determined using tension-shear tests on thin sheet metal assemblies.

Keywords: FSSW; plunge speed; rotation tool; failure modes

INTRODUCTION

Le soudage par points par friction malaxage ou Friction Stir Spot Welding (FSSW) est un procédé dérivé du soudage par friction malaxage (FSW) permet de plastifier la matière, en l'occurrence l'aluminium et ses alliages, avec la chaleur fournie par frottement entre la surface des plaques et l'outil en rotation. Pratiquement, les tôles à souder sont solidement fixées à un système de clamage; l'outil en rotation, constitué d'un pion et d'un épaulement, rentre dans la matière jusqu'à l'épaulement [1]. La matière aux alentours de l'outil est chauffée par frottement jusqu'à des

températures de 400 à 500°C auxquelles l'aluminium est facilement malaxable. Utilisé dans la construction d'automobile [2-3], ce type de soudage étudie les différents paramètres sus cités régissant le soudage par friction malaxage par points.

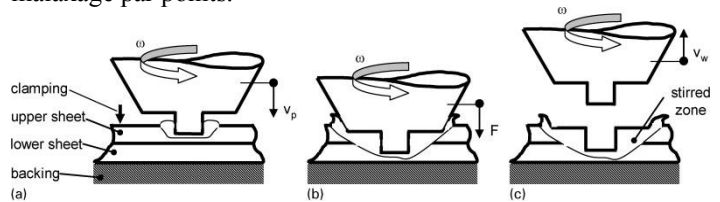


Fig. 1 : Principe du soudage par point par friction malaxage [1]

2. EXPERIMENTATION

2.1 Matériaux utilisés

Le matériau utilisé pour l'ensemble des assemblages est un alliage d'aluminium du type 6060-T5. L'outil de malaxage (figure 2), est usiné en acier fortement allié du type X210Cr12 dont les propriétés mécaniques sont : $R_m = 870$ MPa et la dureté = HB 30 - HRC 58-633.

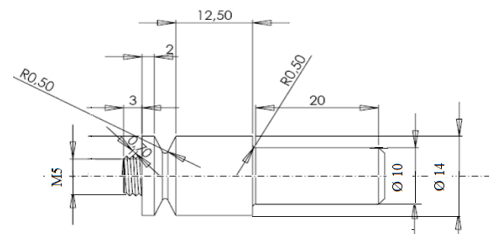


Fig. 2 : Outil de soudage par point par friction malaxage

2.2 Paramètres de soudage

Nous avons fait varier la vitesse de pénétration et celle de rotation de l'outil :

V_p : 16 ; 20 ; 25 et 31.5 mm/mn.

ω : 1000 ; 1400 et 2000 t/mn.

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

3.1 Essais de traction-cisaillement

Pour analyser l'évolution de la tenue mécanique avec les paramètres de soudage, une moyenne sur plusieurs essais est calculée. La figure 3 présente les différents types d'assemblage utilisés.



Fig 3: Différents types d'éprouvettes soudées par FSSW

3.2 Influence des paramètres de soudage

3.2.1 Evolution de la tenue mécanique en fonction de la vitesse de rotation et de plongée

La résistance mécanique des points soudés par le procédé FSSW est fonction des paramètres choisis, à savoir la vitesse de rotation et la vitesse de plongée. Pour des essais effectués avec des plaques soudées avec les paramètres (16mm/min/1000 tr/min ; 20mm/min/1400tr/min ; 25mm/min/2000tr/min), les figures 4 et 5 montrent que la charge est maximale pour de faibles paramètres, (16/1000), elle commence à diminuer aux paramètres (25/2000)

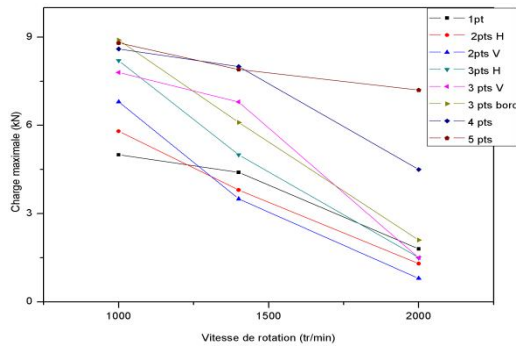


Fig.4 : Effet de de la vitesse de rotation sur la tenue mécanique en traction-cisaillement

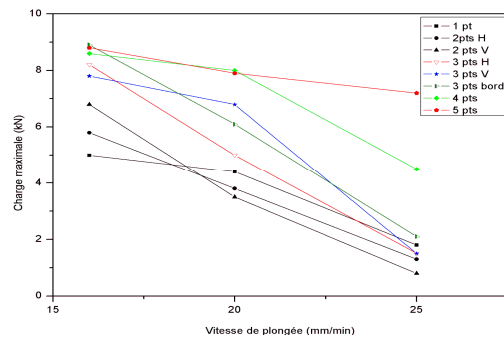


Fig.5 : Effet de la vitesse de plongée sur la tenue mécanique en traction-cisaillement

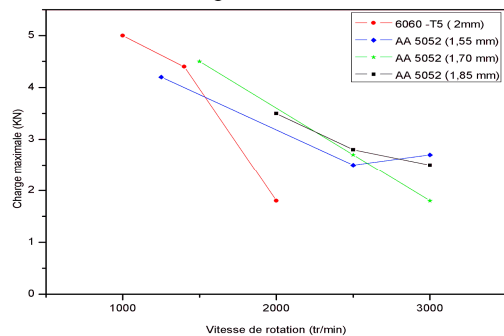


Fig.6 : Evolution de la tenue mécanique en traction- cisaillement en fonction de la vitesse de rotation (assemblage avec 1 point 6060-T5), AA 5052 [4]

La vitesse de rotation demeure toujours le paramètre le plus influent sur la tenue mécanique. Les résultats montrent que pour les tôles soudées, en alliage d'aluminium 5052 de 1 mm d'épaisseur, la charge maximale augmente de 2,5 kN à 4,2 kN respectivement pour des rotations de 2500 tr/min et 1250 tr/min [4]. On remarque qu'il y a une légère différence entre notre matériau et l'alliage AA5052 (figure6). Le premier présente une bonne qualité de soudure pour des faibles vitesses de rotation, tandis qu'il est

nécessaire pour le second, d'utiliser des vitesses assez élevées. Donc les deux alliages se comportent différemment à chaud, on peut prédire que l'élévation de la température au cours de l'opération de soudage est liée à la vitesse de rotation du pion.

3.3 Mode de rupture

Le soudage par friction malaxage FSW présente deux modes de défaillance [5-6]. Le premier est la fracture de cisaillement ou fracture interfaciale qui provient du point de transition et se propage vers le bord libre de l'orifice du pion de l'outil. Le second est la fracture en mode mixte. Dans ce cas, une fissure se développe entre le point de transition et le bord libre de l'épaule et s'étend le long de sa circonférence extérieure pour ensuite créer la rupture. Ces conclusions se confirment grâce à des essais de traction-cisaillement réalisés sur plusieurs éprouvettes avec différentes vitesses de rotations et de plongées. La figure 7 illustre les principaux modes de rupture de quelques assemblages soudés par point par friction malaxage avec différents paramètres.

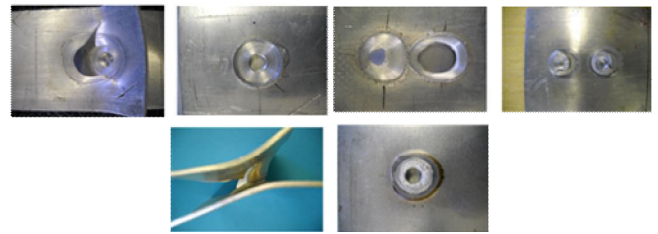


Fig.7: Différents modes de rupture observés aux conditions de soudage par FSSW

La figure (7a) montre que la déformation n'a pas eu lieu dans l'interface de soudure, le cisaillement total a commencé du côté de la zone de fusion dans la zone affectée thermiquement. Sur les figures (7b) et (7c), la plaque supérieure est complètement séparée de la plaque inférieure. On observe un prétendu mode de défaillance causé lors de l'essai de traction (un déboutonnage du point de soudure), figures(7d) et (7e). Donc il y a eu une déchirure de la tôle supérieure en périphérie de la zone soudée. La figure (7f) montre la vue de dessous de la plaque inférieure où on observe clairement la zone de cisaillement.

3.3.1 Analyse des zones de rupture

La figure 8 illustre un exemple d'une zone de cisaillement de la plaque supérieure (upper sheet) et la plaque inférieure (lower sheet) d'un assemblage avec un point.

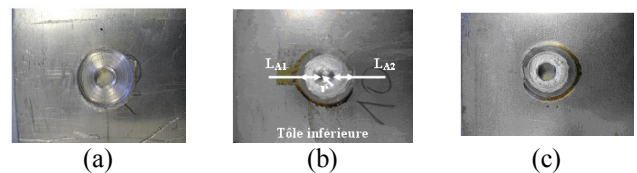


Fig.8 : Point de transition et mode de cisaillement - 1 point (1000tr/min - 16mm/min)

La zone de fracture en mode mixte S_{cm} (figure(8c)) est approximativement égale à la zone cylindrique avec un rayon de $r + L_A$ et la hauteur L_B qui est égale à $(L_{B1} + L_{B2})/2$.

$S_{cm} = 2\pi(r + L_A)L_B$. Avec $L_B = 0,95$ mm, $S_{cm} = 29,83$ mm².

3.3.2 Evolution de la contrainte de cisaillement

Les courbes des deux figures 9 et 10 montrent que la vitesse de rotation joue un rôle très important, plus la vitesse est faible plus la contrainte de cisaillement est importante. Une chute importante de la contrainte est observée tout en augmentant la vitesse de rotation sauf pour le cas de l'assemblage avec 5 points avec le couple 2000 tr/min/25mm/min.

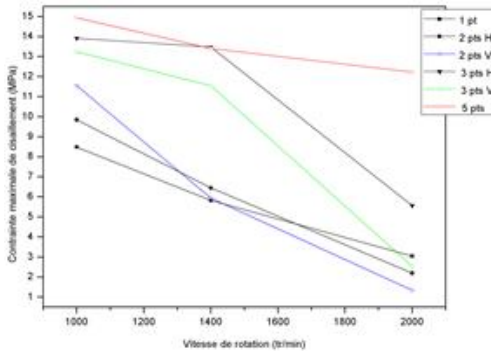


Fig. 9 : Effet de la vitesse de rotation sur la contrainte de cisaillement

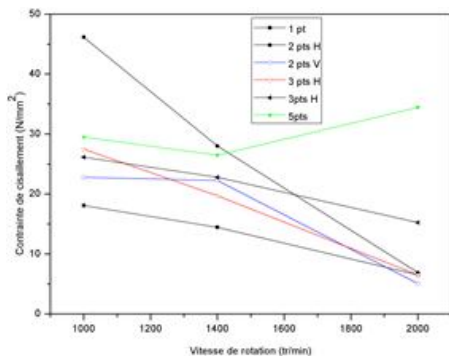


Fig.10 : Effet de la vitesse de rotation sur la contrainte de cisaillement en mode mixte

4. CONCLUSION

Les objectifs principaux de cette étude étaient de comprendre les mécanismes intervenants durant le soudage et les relations qui existent entre les paramètres et les propriétés mécaniques des soudures en tôles minces d'un alliage d'aluminium du type 6060-T5 en vue d'une optimisation de leur performance. Dans ce but, une étude paramétrique est centrée sur l'influence des facteurs principaux sur le comportement mécanique des soudures. Les essais de traction ont permis d'établir que l'échantillon avec (1000 tr/min et 16mm/min) présente une

bonne qualité de soudage. La qualité du joint soudé est d'autant plus importante que la vitesse de rotation est diminuée et que celle de l'avance est augmentée.

REFERENCES

- [1]. C. Herbelot, T. D. Hoang, A. Imad and N. Benseddiq. *Damage mechanisms under tension shear loading in friction stir welding. Science and Technology of Welding and Joining* 2010 VOL 15 NO 8 692
- [2] James, M. James et M Mahoney. *Proc. 1st International on friction stir welding*, Thousand Oaks, California, USA, June 1999
- [3] Skrotzki, B. Skrotzki et J. Mucken. *Proceedings from Materials Solutions Conference*, Indianapolis, IN, ASM International, November 2001
- [4] H.J. Liu, H. Fujii, M. Maeda, K. Nogi, "Tensile properties and fracture locations of friction-stir-welded joints of 2017-T351 aluminium alloy", *Journal of Materials, Proceeding Technology*, vol. 142, 2003, p. 692-696.
- [5] S. Lathabai, M.J. Painter, G.M.D. Cantin, V.K. Tyagi, "Friction spot joining of an extruded Al-Mg-Si alloy", *Scripta Materialia*, vol. 55, 2006, p. 899-902.
- [6] Y. Tozaki, Y. Uematsu, K. Tokaji, "Effect of tool geometry on microstructure and static strength in friction stir spot welded aluminium alloys", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, 2007, p. 2230-2236.

SURFACE ROUGHNESS PREDICTION BASED ON CUTTING PARAMETERS AND TOOL VIBRATIONS IN THE HARD TURNING

ZAHIA HESSAINIA^a, SALIM BELHADI^{a,b},
MOHAMED ATHMANE YALLESE^{a,b} AHMED
BELBAH, JEAN-FRANÇOIS RIGAL^c

^a LMS Laboratory, May 8th 1945 University, P.O. Box 401, Guelma 24000, Algeria.

^b LRTAPM Laboratory., Baji-Mokhtar University, P.O. Box 12, Annaba, 23000 Algérie.

^c LaMCos, CNRS, INSA-Lyon, UMR5259, Lyon University, F69621, France

Introduction

The advantages of producing components in hardened state can be listed as [1]: reduction of machining costs, reduction of lead time, reduction of number of necessary machine tools, improved surface integrity, reduction of finishing operations and elimination of part distortion caused by heat treatment.

Alumina (Al₂O₃) based ceramics are considered to be one of the most suitable tool materials for machining hardened steels because of their high hot hardness, wear resistance and chemical inertness [2]. On the other hand, Al₂O₃ based tools have a high degree of brittleness which usually leads to a short tool life due to excessive chipping or fracture especially when machining hardened materials. In order to improve toughness, Al₂O₃ based ceramic cutting tools are usually reinforced with TiC, TiN, ZrO₂ and TiB₂ additions [3, 4]. Vibrations have been reported to be fairly strongly correlated with surface roughness [5] and various features of vibration signals have been chosen to estimate surface quality. Cheung et al [6] shown that the machined surface roughness presents specific frequency components in the lower- frequency range that are closely related to the natural frequencies of the spindle work piece system in the high- frequency range. Kirby [7] collected the acceleration signals of the vibrations in positive and negative directions along sampling axes, and then, transformed into absolute values. This method enabled to calculate the mean amplitude of vibration using accelerations. In [8] Vibration analysis revealed that the dynamic force, related to the chip-thickness variation acting on the tool, is related to the amplitude of tool vibration at its natural frequency while cutting. A.M. Zain, H. Haron and S. Sharif [9] recalled that the surface arithmetic roughness Ra is currently used as an indicator to characterize the surface finish in the machining process. Modeling techniques for the prediction of Ra can be classified into three groups: experimental models, analytical models and artificial intelligence (AI)-based models. In this paper, an attempt has been made to propose an experimental model through the response surface methodology (RSM) in hard turning.

2. Experimental procedure

The work material was 42CrMo4 steel. The work material was hardened and tempered up to 56 HRC. Cutting tool used was an uncoated Al₂O₃/TiC mixed ceramic, type SNGN 120408 T01020, was clamped onto a tool holder with a designation of PSBNR 25×25K12. Measurements of the surface roughness were performed by using surf test 301 mitutoyo. The dynamic signal analyzer type BK2035 with bidirectional accelerometers were attached on the tool holder, the out puts concern the acceleration in both directions radial (V_y) and main cutting force (V_z).

Three levels were specified for each factor as indicated in Table 1. The orthogonal array chosen was L₂₇. The (RSM) applied in this work is a procedure to determine a relationship between independent input process parameters and output data (process response). The relationship between 5 inputs, cutting speed (V_c), feed rate (f), depth of cut (ap) the cutting tool vibrations in radial cutting direction (V_y) and tangential direction (V_z) and the output parameters ie arithmetic average of roughness (Ra) and maximum height of the profile (Rt).

Table 1 : Attribution of the levels to the factors

Level	V_c (m/min)	f (mm/rev)	ap (mm)
1 (low)	90	0.08	0.15
2 (medium)	120	0.12	0.30
3 (high)	180	0.16	0.45

3. Data analysis results and discussion

Statistical treatment of the data was made in three phases. The first phase was concerned with the ANOVA and the effect of the factors and of their interactions. The second phase, a quadratic regression, allowed obtaining the correlations between the parameters. Afterwards, the results were optimized.

3.1. ANOVA and effect of the factors

An ANOVA of the data with the surface roughness parameters (Ra) and (Rt) with the objective of quantifying the influence of (V_c), (f), (ap), (V_y) and (V_z) on the total variance of the results. The results of the ANOVA was carried out for a significance level of $\alpha = 0.05$, i.e. for a confidence level of 95%.

ANOVA show that the main contribution are noted for (V_c) 22.03%, for (f) 67.32%, for (ap) P = 1.41%, for the interaction (V_c^2) 2.72%, for (f^2) 4.21%, for ($V_c \times f$) 1.71%. All this factors and interactions have statistical and physical significance on the surface roughness (Ra) especially the feed rate (f) factor. (V_y), (V_z) factors, the interaction of (ap^2), (V_y^2), (V_z^2), ($V_c \times ap$) and so on, do not present percentages of physical significance of contribution on the surface roughness (Ra).

For Rt roughness, the main contribution are noted for (f) 73.72%, for the interaction (f^2) 6.57 %, (V_y^2) 8.75% All this factor and interactions have statistical and physical significance on the surface roughness (Rt) especially the feed rate (f) factor. (V_c), (ap), (V_y), (V_z) factors, the interaction (V_c^2), (ap^2), (V_z^2), ($V_c \times f$) and so on do not present percentages of significance of contribution on the surface roughness (Rt).

In this study, the factors and the interactions present a statistical significance F value $> P\alpha = 5\%$. Note that the

error associated to the response Ra was approximately 7.1% and the error for the response Rt was 3.55% the effect and the interactions do not present a physical significance P (percentage of contribution) < error associated.

Using ANOVA to make this difference between significant or not factors requires several assumptions to be satisfied. Residuals e_{ij} are determined by evaluating the following equation [10]:

$$e_{ij} = y_{ij} - \hat{y}_{ij} \quad (1)$$

Where y_{ij} is the corresponding observation of the runs, and \hat{y}_{ij} is the fitted value.

A check of the normality assumption may be made by constructing the normal probability plot of the residuals. If the underlying error distribution is normal, this plot will look like a straight line. On figure 1 (a), (b), since the p -value is larger than 0.05, it is concluded that normal assumption is valid. The other two assumptions are shown valid by means of plot of residuals versus fitted values.

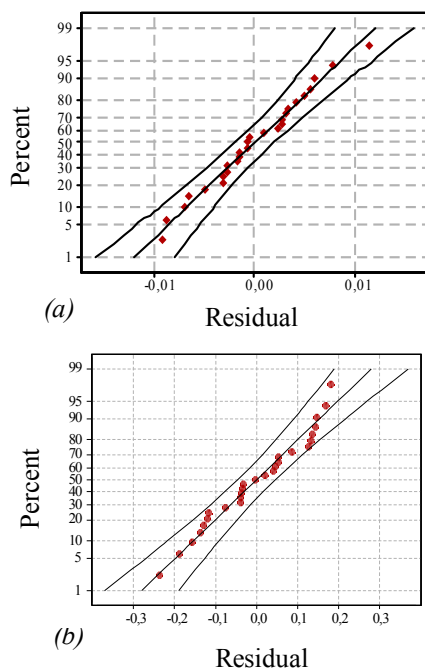


Fig.1 : Normal probability plot of residuals for Ra (a) and Rt (b)

3.2. Regression equations

According to Huang and Chen [11], the correlations between the factors and the performance measures were modelled by quadratic regressions.

The models are reduced by eliminating terms with no significant effect on the responses.

$$Ra = 0,0967 - 6,67 \cdot 10^{-3} Vc + 14,41f + 2,4 \cdot 10^{-5} Vc^2 - 31,39f^2 - 1,86 \cdot 10^{-2} Vc \cdot f \quad (2)$$

$$Rt = 9,133 + 15,38f - 26,22ap^2 - 5,14Vy^2 \quad (3)$$

Equations (2) and (3) show a good agreement, greater than 95% in the fit values. Hence, these equations can be used for calculate the surface roughness from machining parameters.

R-squared (R^2) amount was calculated to check the goodness of fit. The R^2 value with the arithmetic average

roughness (Ra) and maximum peak –to–valley height (Rt) indicates that the predictors explain 99.9% and 96.4 % of the response variation respectively. Adjusted R^2 for the number of predictors in the models were 99.4% and 84.6% respectively. Both values show that the data are fitted well.

Figure 2 shows the predicted values of surface roughness from quadratic model of response equation and the measured values. The predicted values of the surface roughness parameters (Ra) Fig.2 (a) and (Rt) Fig.2 (b) are very close to those recorded experimentally.

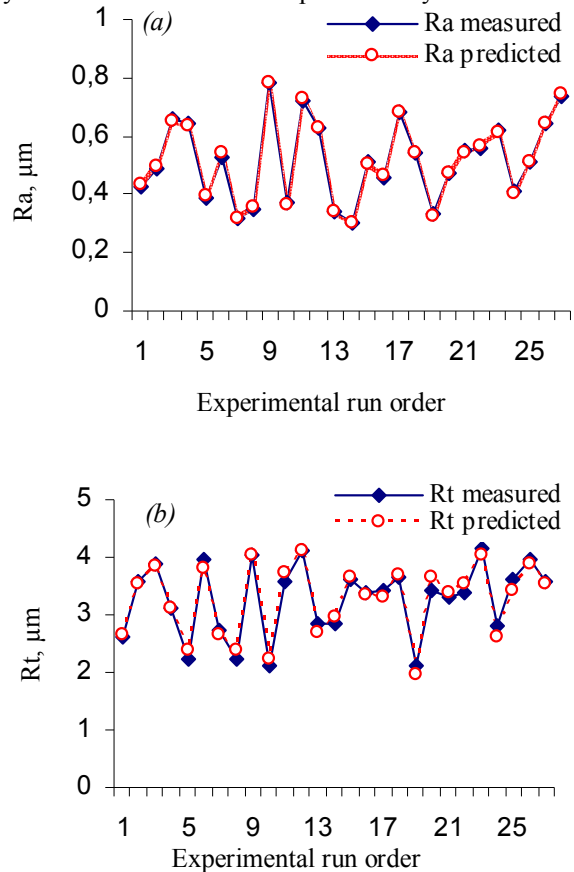


Fig.2. (a), (b) The comparison between measured and predicted value of Ra and Rt respectively.

4. Discussion of surface plots

A graphical analysis on the observed values was realized based on RSM. This shows that feed rate has the most effect on surface roughness and its variation is very high when compared to other parameters. Also the surface roughness Ra decreases as the cutting speed increases. The best surface roughness was achieved at the lowest feed rate and highest cutting speed combination as expected. On the other hand Ra value is almost constant for lower depth of cut.

5. Optimization of response

According to Bouacha [12], one of the most important aims of experiments related to manufacturing is to achieve the desired surface roughness with the optimal cutting parameters and cutting tool vibration. To attain this end, the exploitation of the RSM optimization seems to be a helpful technique. Here, the goal is to minimize surface roughness (Ra) and (Rt). Results are shown in figure 3 and Table 2. Optimal cutting parameters found to be cutting speed (Vc) of 180m/min, feed rate (f) of 0.08mm/rev,

cutting depth (ap) of 0.15mm, cutting tool vibration (Vz) and (Vy) of 0.862m/s² and 0.9994m/s² respectively. The optimized surface roughness are $Ra = 0.21\mu\text{m}$, $Rt = 2.40\mu\text{m}$.

Table 2 : Response optimization for surface roughness parameters

Parameters :		Ra (μm)	Rt (μm)
Goal		Min	Min
Optimum combination	Vc	180	180
	f	0.08	0.08
	ap	0.15	0.15
	Vy	0.999	0.999
	Vz	0.862	0.862
Lower		0.30	2.83
Target		0.30	2.83
Upper		0.78	4.03
Predicted response		0.21	2.40
Desirability = 1			
Composite desirability = 1			

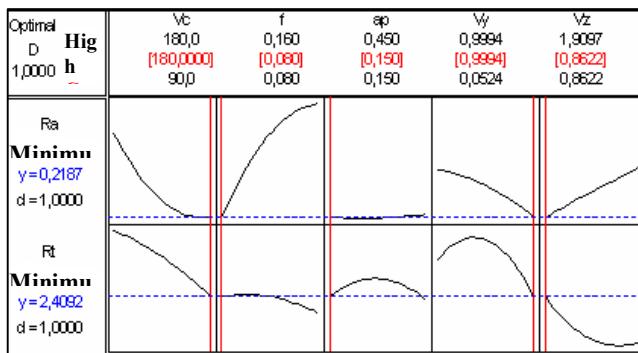


Fig.6. Response optimization plot for surface roughness parameter components

6 Conclusion

At the end of this work some valid conclusions can be announced for hard turning

1. RSM combined with the factorial design of experiment is useful for predicting machined surface roughness. Only a small number of experiments are required to generate much helpful information used to develop the predicting roughness equations.
2. (ANOVA) demonstrates that the feed rate (f) and the cutting speed (Vc) have the highest influence on the evolution of machined surface roughness. For the arithmetic average roughness (Ra) the influences are 67.32%, 22.02% for (f) and (Vc), respectively. For the maximum peak-to-valley height (Rt), the feed rate (f) effect is 73.72%. Nevertheless, the depth of cut has no influence on the surface roughness.
3. Completed and reduced experimental models have been developed to correlate the surface roughness parameters with machining parameters and tool vibrations.
4. By referring to the surface roughness model Ra , it can be noted that the feed rate provides the primary contribution and influences the surface roughness evolution, significantly. The interaction between, on the one side cutting speed and feed rate, and on the other side quadratic effect of cutting speed and feed rate provide secondary contribution to the model. Vibrations have no statistically significant effects.

5. Regarding the Surface roughness model Rt , it is underlined that the feed rate provides primary contribution and influences most significantly on the surface roughness. Quadratic effects of depth of cut and vibration in the radial cutting force direction provide secondary contribution to the model.

7. The quadratic model of RMS with correlation coefficient of 99.9% and 96.4% for models Ra and Rt respectively, have strong correlation with the predicted variable. The ANOVA results show that both models are valid at a high significance.

8. Using of the response surface optimization and composite desirability method of RSM, the optimal machining parameters and cutting tool vibration amplitudes are found to be cutting speed of 180 m/min, feed rate of 0,08mm/rev, cutting depth of 0.15mm and cutting tool vibration amplitude in the main cutting force direction of 0.862 m/s², radial cutting acceleration of 0.999 m/s² for the hard turning process of (42CrMo4).

References

- [1] P. Koshy, RC. Dewes, Aspinwall DK, High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (\approx 58 HRC). J Mater Process Technol. 127 (2002) 266-73.
- [2] RC. Dewes, DK. Aspinwall, A review of ultra high speed milling of hardened steels. J Mater Process Technol. 69 (1997) 1-17.
- [3] D. Jianxin, A. Xing, Wear resistance of $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{TiB}_2$ ceramic cutting tools in sliding wear tests and in machining processes. J Mater Process Technol. 72 (1997) 249-55.
- [4] Lo Casto S, Lo Valvo E, Lucchini E, Maschio S, Piacentini M, Ruisi VF, Machining of steel with advanced ceramic cutting tools. Key Eng Mater. 114 (1996) 105-34.
- [5] PG. Bernardos, GC. Vosniakos, Predicting surface roughness in machining: a review. Int J Mach Tools Manuf. 43 (2003) 833-844.
- [6] CF. Cheung, WB. Lee, Multi-spectrum analysis of surface roughness formation in ultra-precision machining, Precis Eng. 24 (1) (2000) 77-87.
- [7] ED. Kirby, JC. Chen, Development of a fuzzy-nets-based surface roughness prediction system in turning operations. Comput Ind Eng. 53 (2007) 30-42.
- [8] M. Thomas, Y. Beauchamp, A.Y. Youssef, J. Masounave, Effect of tool vibration on surface roughness during lathe dry turning process, Comput. Ind. Eng. 31 (3-4) (1996) 637-644.
- [9] A.M. Zain, H. Haron, S. Sharif, Prediction of surface roughness in the end milling using artificial neural network, Expert Systems with Applications. 37 (2010) 1755-1768.
- [10] H. Zarepour, A. Fadaei, D. Karimi, S. Amini, Statistical analysis on surface roughness in EDM process of tool steel DIN 1.2714 used in forging dies. In: Proceedings of AMPT (2006), Las Vegas, USA, July 30-August 3.
- [11] L. Huang, J.C. Chen, A Multiple Regression Model to predict in-process surface roughness in turning operation via accelerometer. Journal of industrial technology. 17(2) (2001) 1-8.
- [12] K. Bouacha, MA Yaltese, T. Mabrouki, J-F. Rigal, Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52000 bearing steel with CBN Tool Int. j. Refractory Metals and hard materials. 28 (2010) 349-361.

SOUDEGE HETEROGENE PAR FRICTION MALAXAGE FSW (CAS ALUMINIUM/CUIVRE)

ABDELHAKIM DORBANE¹, MOKHTAR ZEMRI¹, BENATTOU BOUCHOUICHA¹, MOHAMED MERZOUG¹, HICHEM MEKRI¹, ABDELKADER ALIOUA¹.

1: Laboratoire LMSR, Département génie mécanique, université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbes, BP 89 ITMA Sidi Bel Abbes, Algérie.

a.dorbane@gmail.com

Résumé :

L'assemblage de matériaux hétérogènes est souvent délicat et parfois impossible lorsque des procédés classiques de soudage sont utilisés. Pourtant, certains secteurs industriels font de plus en plus appel à des matériaux différents qu'il est nécessaire d'assembler.

Dans des secteurs tels que l'énergie, certains assemblages nécessitent la réalisation de liaisons hétérogènes Aluminium-Cuivre.

En dehors des méthodes d'assemblages mécaniques (rivetage, clinchage), un moyen prometteur pour réaliser ces types de liaison est le soudage par Friction Malaxage ou Friction Stir Welding. Ce procédé, développé et breveté par le TWI en 1991, consiste à réaliser une liaison métallique à l'état solide en faisant intervenir un outil rotatif.

Il s'agira d'une approche expérimentale pour la réalisation de joints soudés par FSW dans un cas hétérogène (Alu/Cu). Une recherche d'optimisation des paramètres liés au procédé constituera la phase principale de ce travail. Une étude de comportement mécanique en rupture permettra de caractériser la tenue des joints soudés.

Mots clés : soudage par friction malaxage, FSW, assemblage hétérogène, approche expérimentale.

Introduction

L'assemblage des matériaux hétérogènes est employé couramment dans des applications industrielles dues à ses avantages techniques [1]. L'aluminium et le cuivre sont deux matériaux communs dans l'industrie de l'électricité, et les morceaux de transition d'Al-Cu sont employés couramment pour transmettre l'électricité. C'est en raison de la différence importante dans leurs propriétés physiques,

chimiques et mécaniques, et la tendance de former les composés intermétalliques fragiles (IMCs).

En raison des difficultés de faire un joint boulonné électriquement stable entre ces deux métaux différents, beaucoup d'efforts ont été concentrés sur le soudage de l'aluminium et de cuivre dans les dernières décennies [2]

Beaucoup de paramètres, tels que le décalage d'outil, la vitesse de rotation et la vitesse d'avance, influencent sur les propriétés des joints de soudure hétérogène de FSW [3, 4]. Des études limitées ont été réalisées sur les joints hétérogènes d'Al-Cu par FSW jusqu'à maintenant, et la recherche systématique sur les paramètres de FSW manque toujours.

Présentation générale du procédé

Le FSW consiste à réaliser une soudure de proche en proche en malaxant localement la matière des deux pièces à assembler. La liaison métallurgique est obtenue à chaud, mais en dessous de la température de fusion des matériaux.

Pour réaliser une opération de soudage par friction-malaxage, les pièces à assembler sont mises en position sans jeu, généralement sur une enclume, et bridées afin d'éviter tout mouvement relatif de celles-ci au cours du soudage. Pour illustrer l'opération de FSW, prenons la configuration la plus simple à savoir le soudage bout à bout de deux tôles, montrée dans la figure 1

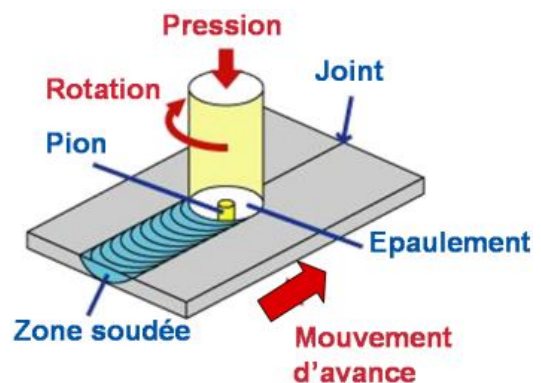


Figure1 : Présentation du soudage par friction malaxage [5]

Les paramètres du soudage par friction malaxage.

La vitesse d'avance de l'outil ou vitesse d'avance V_a , de quelques cm/min à quelques m/min.

L'effort axial F_z (de quelques centaines de Kg à plusieurs tonnes) appliqué sur l'outil suivant son axe de rotation, afin de compenser la pression formée dans la zone de soudure [4].

La fréquence de rotation N , de 100 à 4000 tr/min.

L'angle d'inclinaison de l'outil dénommé angle de déplacement i .

Partie expérimentale :

Présentation générale du matériau

Durant nos essais on a utilisé l'Al 6060-T5 et le cuivre non-désoxydé, caractéristiques chimiques et mécaniques de l'aluminium sont présentés respectivement dans le tableau 1 et 2, et celle du cuivre dans le tableau 3.

%	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
Mfn	0.03	0.10	-	-	0.35	-	-	-
Max	0.60	0.30	0.10	0.10	0.60	0.05	0.15	0.10

Tableau 1 : Composition chimique (poids %) de l'alliage d'Aluminium 6060-T5.

Module de Young (MPa)	Rp (MPa)	Rm (MPa)	Allongement (%)	Coefficient de Poisson
69500	110	150	14	0.33
Densité (g/cm ³)	Fusion (°C)	Conductivité thermique (0 à 100°C) (W/m°C)	Capacité thermique massique (J/Kg°C)	Dureté (HV)
2.70	605-665	200	945	90

Tableau 2 : Propriétés mécaniques et physiques de l'alliage d'aluminium 6060-T5.

Température de liquidus (°C)	Capacité thermique massique à 20°C (J/kg.K)	Coefficient de température de la résistivité de 0 à 100°C (10 ⁻³ °C)
1084	385	3,9
Module d'Young (état recuit, MPa)	Module de torsion (état recuit, MPa)	Coefficient de poisson
120 000	45 000	0,33

Tableau 3 : propriétés mécaniques et physiques du cuivre utilisé

2.1.a Outil de soudage

Les essais ont été réalisés avec un outil de FSW ayant les caractéristiques suivantes :

2.1.b Matériau de l'outil

Le matériau utilisé est l'acier 42CD4, ses caractéristiques chimiques et mécaniques sont présentées dans les tableaux 4 et 5 ; cet alliage est un acier à moyen carbone peu alliés du type 42CrMo4 (42CD4)

	C %	Si %	Mn %	P%	S%	Cr %	Mo %
De	0.38	-	0.60	-	-	0.90	0.15
à	0.45	0.40	0.90	0.025	0.035	1.20	0.30

Tableau 4 : Composition chimique: (Analyse Suivant La Norme EN 10083-3)

Propriétés Mécaniques min.-max.				
HB	R: MPa	R.0.2 MPa	A %	Fusion (°C)
250	800	570	13	1540
445	1300	900	10	

Tableau 5 : Caractéristiques mécaniques: (suivant la norme AFNOR (1.7225) [6])

Remarques concernant l'acier 42CD4 :

- *Limite de rupture élevée
- *Bonne résistance au fluage.
- *Bonne résistance à la fatigue et à l'usure.

2.1.c La forme de l'outil :

Outil à épaulement concave filé avec pion cylindrique lisse, une vue réelle est présentée dans la figure 2



Figure 2 : Vue réelle de la forme de l'outil.

Les dimensions d l'outil sont les suivantes :

- Diamètre d'épaulement: **20 mm**
- Longueur d'épaulement: **40 mm**
- Diamètre du pion: **5 mm**
- Longueur du pion: **2 mm**
- Profondeur de pénétration: **1.8 mm**

2.2 Mode opératoire :

2.2.a Les paramètres de soudage :

On a utilisé plusieurs paramètres de soudage, changeant la vitesse de rotation de l'outil et sa vitesse de déplacement. L'épaisseur des plaques a soudé était de 2 mm. La largeur des plaques 40 mm. La longueur des plaques 100 mm. Les essais ont été réalisés en mettant le cuivre dans le coté d'avance, avec un décalage de 2 mm vers le cuivre (pour favoriser le malaxage du cuivre vers l'aluminium) comme montré dans la figure 3



Figure 3 : la position des plaques et le sens de rotation de l'outil lors le soudage.

2.2.b Résultats du soudage

Une vue Morphologique de surface des joints d'Al-Cu par FSW est montrée dans la figure 4.



Figure 4 : Morphologies de surface des joints d'Al-Cu par FSW sous un excentrage de pion de 2mm pour des vitesses de rotation de (a) 720 tr/mn, (b) 1400 tr/mn, (c) 2000 tr/mn.

On constate que le soudage (a) a rencontré un problème de fusion du cuivre et a empêché l'effet des crochets du Cu vers l'Al avec un défaut d'effondrement de noyau à cause de la vitesse de rotation réduite et au niveau de dessous le malaxage était bien.

Pour le soudage (b) on peut dire qu'il y avait un défaut surfacique nommé rainure, et un autre sous forme d'écaillures ainsi qu'un défaut tunnel.

Pour le soudage (c) à 2000 tr/min le malaxage était bien sauf pour la vue de dessous on remarque qu'il y a un beaucoup d'échauffement au niveau de l'aluminium.

2.3 Soudage hétérogène FSW des feuilles très minces d'Al/Cu :

En ce moment je suis en train de concevoir un outil de FSSW pour les feuilles minces d'Aluminium et le cuivre pour remplacer le soudage par point par résistance dans le domaine de l'électronique, on choisira les feuilles d'épaisseur de 0.2 mm.

Voici les dimensions de l'outil FSW des feuilles très minces d'Al/Cu

Diamètre d'épaulement: **1.25 mm**

Longueur d'épaulement: **5 mm**

Diamètre du pion: **0.5 mm**

Longueur du pion: **0.2 mm**

Profondeur de pénétration: **0.18 mm**

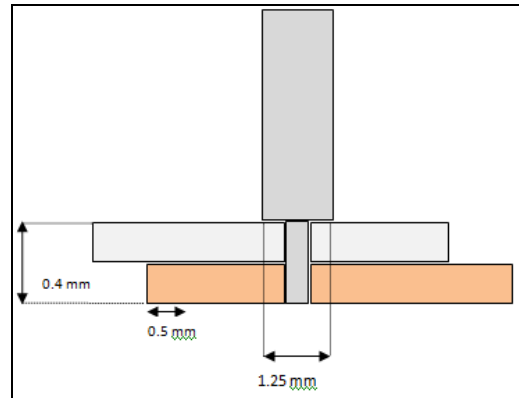


Figure 5 : les dimensions de l'outil et des feuilles à souder
N.B. : Les essais n'ont pas encore été réalisés.

Conclusion : le FSW d'Al/Cu rencontre toujours les problèmes de malaxage des deux matériaux à cause de leur température de fusion (celle du cuivre est 1083°C et celle de l'aluminium est 660°C), on cherche toujours le matériau de l'outil convenable pour réaliser un bon cordon de soudure, sans défaut et ayant une bonne résistivité à la traction et au pliage

Références bibliographique :

- [1] Z. SUN, *Int. J. MATER. Prod. Technol.* 10 (16–26, 1995.
- [2] W.E. VEERKAMP, *IEEE Trans.* Paper No. PCIC-95-20, pp. 187–195, 1995.
- [3] T. SAEID, A. Abdollah-ZADEH, B. SAZGARI, J. *Alloys Compd.* 490 652–655, 2010.
- [4] D.H. CHOI, C.Y. LEE, B.W. AHN, Y.M. YEON, S.H.C. PARK, Y.S. SATO, H. KOKAWA, S.B. JUNG, *Sci. Technol. Weld. Joining* 15 299–304, 2010.
- [5] Olivier LORRAIN, thèse : Analyses expérimentale et numérique. 2010.
- [6] Fonderie Hegi SA, CH 3414 Oberburg.

SOUDEGE HÉTÉROGÈNE PAR POINT PAR FRICTION MALAXAGE DE L'ALLIAGE 6061 D'AL ET L'ACIER GALVANISÉ À CHAUD H300LAD+Z

HICHEM MEKRI¹, BENATTOU BOUCHOUICHA¹,
HERBELOT CHRISTOPH², ABDELHAKIM
DORBANE¹
ABDELKADER ALIOUA¹

Laboratoire LMSR, Département génie mécanique,
université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbès, BP 89 ITMA
Sidi Bel Abbès, Algérie,
hichem9-zoom@hotmail.fr

Résumé :

La présente étude étudie l'effet des différents paramètres d'assembler sur les caractéristiques mécaniques du soudage hétérogène par points par friction malaxage (FSSW) (Friction Stir Spot Welding) entre l'alliage 6061 d'Al et l'acier galvanisé à chaud H300LAD+Z. La jointure différente de ces matériaux par des technologies conventionnelles de soudure par fusion est plutôt compliquée et peut être due tout à fait difficile à leurs différentes propriétés physiques et chimiques, en particulier à la différence dans les températures de fonte et à la solubilité mutuelle. En outre, ces processus ont l'inconvénient du chauffage grave et le refroidissement des cycles qui peuvent avoir comme conséquence la formation de la structure, de la porosité et des grands nombres fragiles de phases intermétalliques qui ont un effet néfaste sur les propriétés mécaniques du joint.

Mots clés : Soudage par points par friction malaxage, soudage hétérogène, aluminium, acier.

I .Introduction

La demande croissante de l'économie d'énergie aussi bien que des problèmes environnementaux dans différents secteurs industriels a mené à la nécessité d'employer les alliages légers et les aciers de haute résistance avancés. Un tel intérêt a créé la nécessité de développer les technologies de jointure fiables qui peuvent permettre des processus multi matériel de

fabrication de conception et de coût bas. La jointure différente de ces matériaux par des technologies conventionnelles de soudure par fusion est plutôt compliquée et peut être due tout à fait difficile à leurs différentes propriétés physiques et chimiques, en particulier à la différence dans les températures de fonte et à la solubilité mutuelle. En outre, ces processus ont l'inconvénient du chauffage grave et le refroidissement des cycles qui peuvent avoir comme conséquence la formation de la structure, de la porosité et des grands nombres fragiles de fonte de phases intermétalliques qui ont un effet néfaste sur les propriétés mécaniques du joint[1]. Le processus de FSSW est une variante de la technique de FSW mais

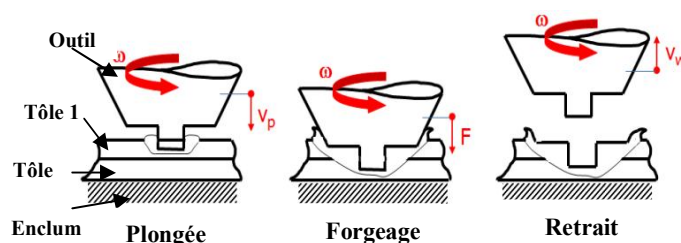


Figure 1: Illustration du procédé (FSSW)

, les tôles soudées mis superposées ou le pion ne se déplace pas longitudinalement, comme le montre le schéma de principe de la figure 1. L'outil en rotation pénètre complètement la tôle supérieure et partiellement la tôle inférieure le pion permet alors un malaxage à l'interface des tôles et assurant la liaison métallique. En fin de cycle, l'outil est rétracté en laissant une couronne soudée autour de son empreinte. [2]

L'objectif de cette phase vise le procédé de soudage hétérogène par point par friction malaxage (FSSW) sur des tôles d'un alliage d'aluminium 6061 de 2mm d'épaisseur et d'un acier galvanisé H300LAD+Z de 1,7mm d'épaisseur. L'étude menée se focalise sur les paramètres du procédé FSSW (vitesse de rotation de l'outil, distance de plongée, matériaux de l'outil)

II .Etude expérimentale

Phase 1

Dans cette phase nous sommes intéressés à la détermination de certains paramètres optimaux tels que:

Géométrie de l'outil de malaxage.

Vitesse de rotation.

Profondeur de pénétration ou vitesse de plongée.

1- Présentation Générale De Matériau:

1-1 Aluminium : Il s'agit d'un alliage d'aluminium du type 6061-T5. La composition chimique et les propriétés mécaniques sont présentées, respectivement dans les tableaux (1 et 2).

ANALYSE CHIMIQUE :

%	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
Min	0.3	0.10			0.35			
Max	0.60	0.30	0.10	0.10	0.60	0.05	0.15	0.10

Tableau 1: Compos-chimiques de l'aluminium 6061-T5

CARACTÉRISTIQUES MÉCANIQUES:

Module de Young (MPa)	Rp (MPa)	Rm (MPa)	Allongement (%)	Coefficient de Poisson
69500	110	150	14	0.33
Densité (g/cm ³)	Fusion (°C)	Conductivité thermique (0 à 100°C) (W/m°C)	Capacité thermique massique (J/Kg°C)	Dureté (HV)
2.70	655	200	945	90

Tableau 2 : Propriétés mécaniques de l'aluminium 6061-5

1-2Acier : il s'agit d'un acier galvanisé de nuance H300LAD+Z. La composition chimique et les propriétés mécaniques sont présentées, respectivement dans les tableaux (3 et 4).

ANALYSE CHIMIQUE :

%	C	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
Min	0.32	0.10	0.1	0.10	0.35	0.05	0.15	0.10
Max	0.45	0.30	0	0.10	0.60	0.05	0.15	0.10

Tableau 3: Compos-chimiques de l'acier

CARACTÉRISTIQUES MÉCANIQUES:

Module de Young (MPa)	Rp (MPa)	Rm (MPa)	Allongement (%)	Coefficient de Poisson
29500	110	150	14	0.33
Densité (g/cm ³)	Fusion (°C)	Conductivité thermique (0 à 100°C) (W/m°C)	Capacité thermique massique (J/Kg°C)	Dureté (HV)
0.283	2600	200	945	90

Tableau 4 : Propriétés mécaniques de l'acier

2-Outils Utilise Dans Le Soudage FSSW :

On a utilisé deux outils de soudage FSSW avec 2 profils différents et de 2 matériaux différents. Ces caractéristiques géométriques ont été choisies sur la base des tests préliminaires développés par plusieurs chercheurs [3-4-5].

Outil 1 : réalisé avec un pion conique lisse et épaulement concave avec un acier de nuance X200Cr12. (figure 2)

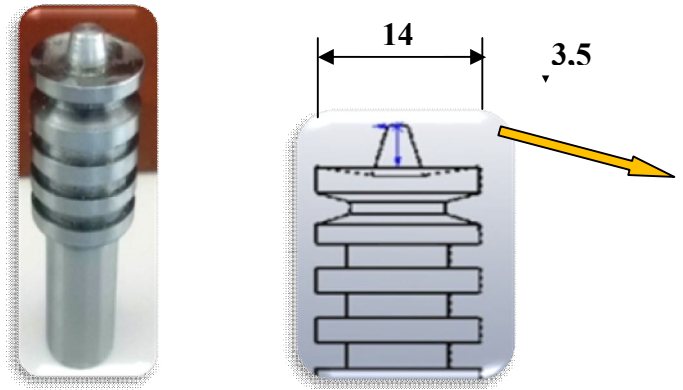


Figure 2 : représentation de l'outil de soudage FSSW Outil 2 : réalisé avec un épaulement plat et pion cylindrique avec un Acier a outils a haut résistance de nuance 9 S.M.N.C. (figure 3)

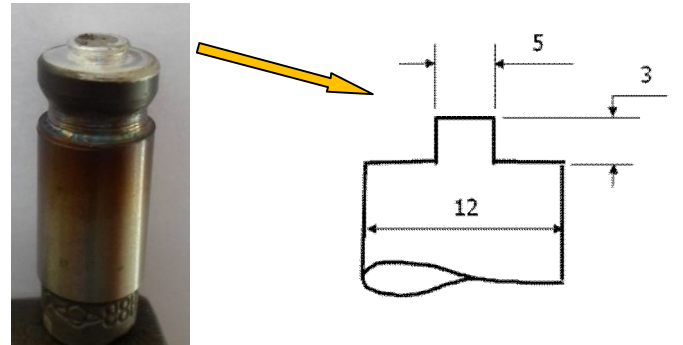


Figure 3 : représentation de l'outil de soudage FSSW

3-Résultat Des Soudures :

Nous avons essayé de faire des essais de soudage hétérogène par point FSSW sur deux tôle superposé la tôle de l'aluminium sur la tôle de l'acier galvanisé et Nous avons varié le paramètre vitesse de rotation=1000 tr/min et la vitesse de plongée =16 mm /min.

Résultat 1 : soudure réalisé avec l'outil 1

Nous avons constaté que la soudure n'a pas tenue car l'outil a traversé la tôle d'aluminium et il a commencé à se chauffer (usure) contre la tôle en acier comme le montre la figure 4.

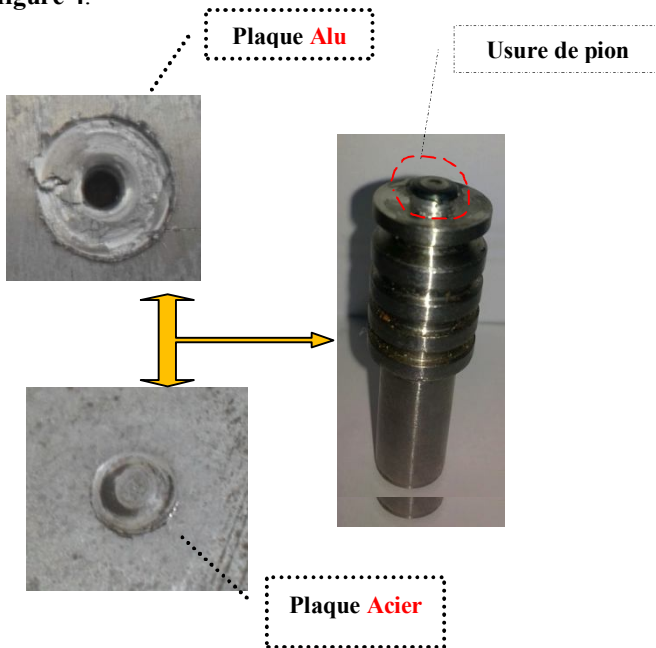


Figure 4: représentation de la soudure réalisée avec l'outil 1

Résultat 2 : soudure réalisé avec l'outil 2

Nous avons constaté que la soudure est bien tenue et l'outil de soudage reste en bon état comme le montre la figure 5, ce qui signifie que la matière de l'outil joue un rôle très important pour avoir un bon soudage.

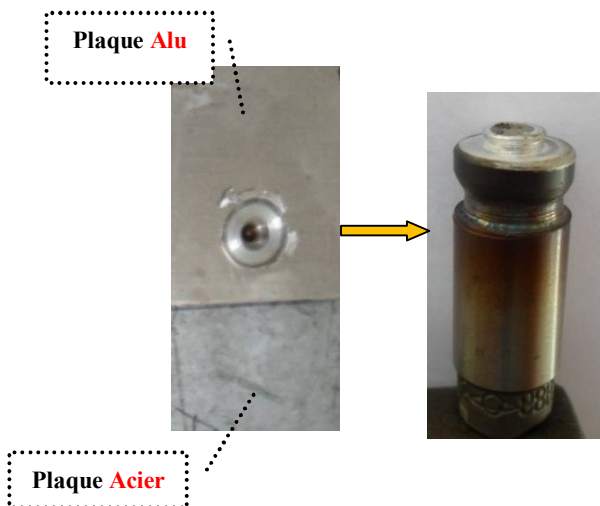
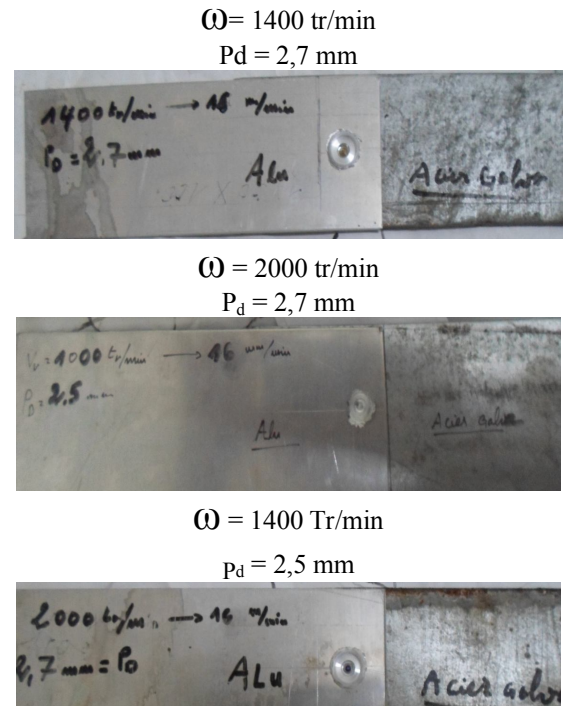


Figure 5: représentation de la soudure réalisée avec l'outil 2

D'autres essais : on a réalisé d'autres soudures ou on a varié la vitesse de rotation et la distance de plongée de pion.



Phase 2 : cette phase sera la suite de la première phase ou on va passer par Plusieurs types d'essais seront menés lors de notre étude, des mesures de micro dureté, des essais d'indentation instrumentée pour remonter aux lois de comportements, des essais de traction en statique suivis de corrélation d'images digitales pour la mesure du champ de déplacement des quatre soudures réalisé.

III. Référence bibliographique

- [1]. A. A. M. da Silva*, E. Aldanondo, P. Alvarez, E. Arruti and A. Echeverr ,Friction stir spot welding of AA 1050 Al alloy and hot stamped boron steel (22MnB5) ,2010.
- [2]. H. Badarinarayan, F. Hunt, K. Okamoto, 2007,Chapter 12: Friction Stir Spot Welding, Friction Stir Welding and Processing, Edité par R.S. Mishra et M.W. Mahoney, ISBN-13 978-0-87170-840-3, ASM International
- [3] Y. Tozaki, Y. Uematsu, K. Tokaji, "Effect of tool geometry on microstructure and static strength in friction stir spot welded aluminium alloys", International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 47, 2007, p. 2230-2236.
- [4] [Y. Tozaki et al. / Journal of Materials Processing Technology 210 (2010) 844–851]
- [5] H. Badarinarayan et al. / International Journal of Machine Tools & Manufacture 49 (2009) 814–823

CONTROLE LES DEFAUTS DES ENGRENAGES ASSISTES PAR ORDINATEUR ET EN UTILISANT D'ETALONNAGE DE PALPEUR

B. BLOUL¹, M. BOURDIM²

¹Université de Boumerdès, Algérie, Laboratoire Fiabilité des Equipements Pétroliers & Matériaux, benattia69@gmail.com

²Centre d'université de Reliane, Domaine ST, B.P48000, Bormadia, Algérie

Résumé : Ce travail a pour objectif de terminer les défauts de forme des engrenages cylindrique à denture droite avec l'assistance d'outil d'informatique et en utilisant la méthode d'étalonnage de palpeur dynamique avec plusieurs calibrages. Pour cela, on consiste à réaliser une carte d'interface pour l'acquisition des données entre le capteur et le micro-ordinateur et la seconde écrire un programme informatique par langage informatique permettant la saisie des données suivant des algorithmes bien clairs et conçus adoptés à ce travail pour programmer de pilotage et de mesure, la visualisation et le traitement des données ainsi que la vérification de la conformité par rapport aux écarts admissibles. Pour se faire, il faut de l'étalonnage le palpeur de système dynamique en contact. Puis l'aspect matériel avec l'étude de la machine de contrôle des erreurs radiales et surtout la réalisation de la carte d'acquisition en prenant en compte spécialement les caractéristiques du signal analogique à la sortie de l'amplificateur électronique de mesure. On fait la visualisation des graphes et le traitement avec affichage des résultats.

Mots-clés: engrenages, logiciel de mesure, écarts, entraxes, saut radial, erreur composée.

INTRODUCTION

La métrologie dimensionnelle s'intéresse au contrôle de conformité des pièces usinées par rapport aux spécifications géométriques figurant sur leurs dessins de définition [1]. Laboratoire de métrologie ENSET d'Oran est équipé d'une machine de type « Rollet » pour le contrôle des erreurs radiales des roues cylindriques à denture droite équipé d'une roue-étalon de référence. Cette machine permet ainsi de relever à partir d'un graphe et d'un comparateur le saut radial f''_i et l'erreur composée radiale F''_i . Le graphe est lui-même obtenu à partir d'un enregistreur mécanique à levier amplificateur. Etant ainsi très fragile et après un certain nombre des années d'usage de cet équipement, l'enregistreur graphique mécanique n'est plus opérationnel pour raison d'indisponibilité de stylet de rechange. L'idée a été de substituer cet enregistreur graphique mécanique par un micro-ordinateur qui permet non seulement de visualiser le graphe des erreurs mais aussi et par la même occasion faire la saisie des données, le traitement et le contrôle de conformité. Pour cela, deux tâches essentielles sont à aborder : la première consiste à réaliser une carte d'interface pour l'acquisition des données et la seconde écrire un programme informatique permettant la saisie des données, la visualisation et le traitement des données ainsi

que la vérification de la conformité par rapport aux écarts admissibles.

SYNOPTIQUE DE MACHINE À CONTRÔLER DES ENGRENAGE

La conception de machine de contrôle de la qualité avec la variation de l'entraxe de roue dentée, est très simple mais plus efficace pour le contrôle avec très précision, cette architecture est consistée des éléments suivants :

- Machine classique de contrôle de la qualité est conceptionnée par l'entreprise française spécialisée de productique de mécanique avec moteur asynchrone que la tension d'alimentation est de 220 volt type (Rollet).
- Les pignons étalons: de plusieurs modèles qui sont trempés et rectifiés et leur précision n'est pas toujours indispensable en mécanique courante de qualité 5.
- Les organes de transmission traitées superficiellement,
- Le ressort de rappel maintient le contact d'engrènement des deux pignons pendant la rotation. La conception de la machine de contrôle de la qualité d'engrenages assisté par ordinateur est représentée sur le schéma synoptique (fig. 1).

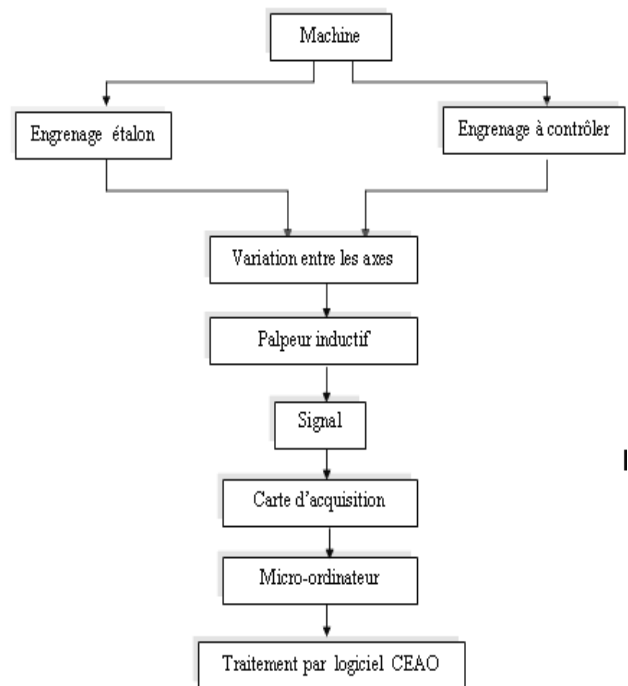


Fig.1: Schéma synoptique de la machine de contrôle les défauts de forme [9].

Hardware

C'est les ensembles des éléments physiques qui consistent les machines assistées par ordinateur. D'autre part, la machine contient plusieurs composantes électroniques et mécaniques, qui sont données comme suite :

La carte d'acquisition

Son emplacement est à la sortie de la machine par fiche de palpeur connecté par micro-ordinateur, pendant le démarrage du moteur, la roue dentée à contrôler fait la rotation autour de son axe. Le palpeur est tangent en permanence avec l'axe de la roue à contrôler lors d'un déplacement. Ce signal analogique passe par la carte d'acquisition que on obtient à la sortie de celui-ci un

signal numérique, en général normalisé (fig.2). Enfin d'être traité par un micro-ordinateur, ce signal doit être numérisé. Le processus de numérisation s'effectue spatialement (échantillonnage) et en amplitude (quantification), cette carte est constituée de plusieurs composants électroniques pour filtrer, amplifier, transférer, découper, coder, ... etc. La carte se compose de microcontrôleur de convertisseur de tension définie comme suite voir fig.2:

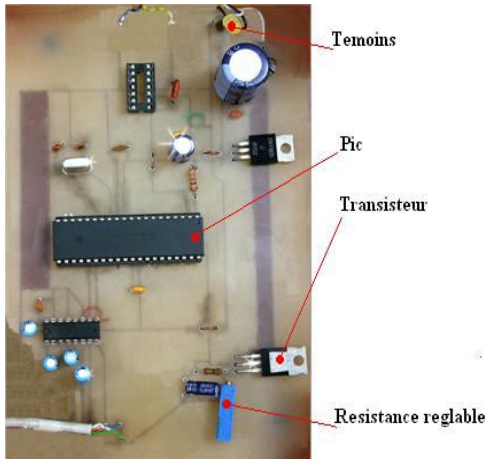


Fig.2: La conception et la fabrication de la carte d'acquisition [9].

2.1.2 Détecteur

C'est un élément tangent continu avec l'axe de roue dentée et transforme le mouvement de variation de l'axe en signal, ce détecteur inductif est équipé d'un système de bobine à l'intérieur duquel se monte un noyau de ferrite qui influence l'impédance des bobines par changement de position [2].

- Palpeur de mesure universel

La friction et l'usure sont réduites au strict minimum, une protection à soufflet empêche l'infiltration des poussières. Il possède une tige de mesure sur palier à billes. Il est insensible aux forces latérales, aux variations de température et aux champs magnétiques (fig.3).



Fig.3: Palpeur inductif ref. N° 1301(Carl Mahr) [1].

2.2. Micro-ordinateur

Les paramètres de PC que nous avons utilisés dans nos expériences on peut citer :

Le système d'exploitation Windows XP professionnel version 2002 service Pack 2

Pentium® 4 CPU 2.80GHz

La vitesse 2.97GHz, 632Mo de RAM

Ecran type Samsung

Les périphériques (lecteur, graveur, imprimante) type Samsung

3.1. Etalonnage du palpeur

En effectivement, Nous avons été réalisé au sein de laboratoire de métrologie pour étalonner du palpeur. En général, le principe de l'étalonnage que chaque variation de déplacement de palpeur engendre un signal analogique (fig.4). C'est-à-dire on trouve l'équation suivant :

$$V = f(x) \quad (1)$$

À partir des essais d'étalonnage, on établit les deux graphes (fig.5, 6).

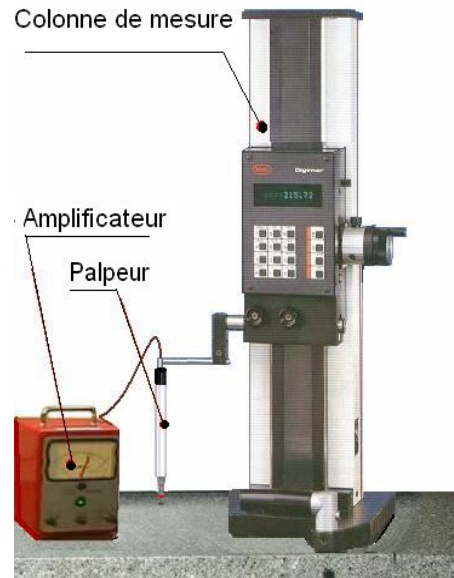


Fig.4: Montage d'étalonnage de palpeur inductif.

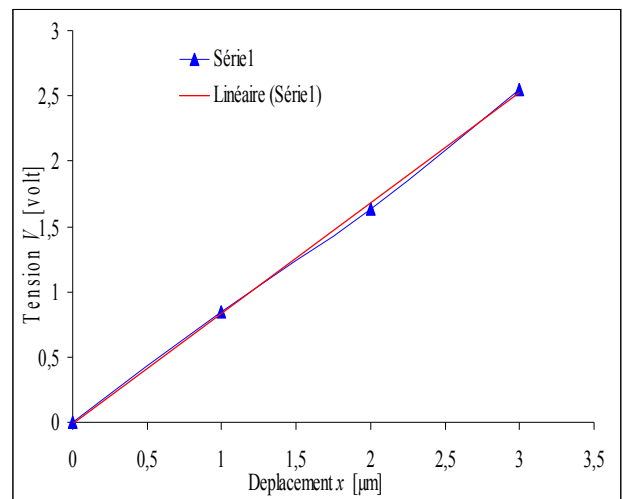


Fig.5: Graphe d'étalonnage série 1 avec la courbe de tendance linéaire pour C3

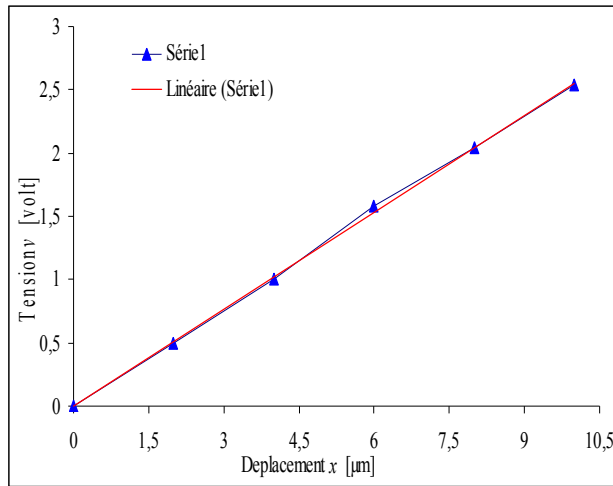


Fig.6: Graphe d'étalonnage série 1 avec la courbe de tendance linéaire pour C10.

4. SOFTWARE

Pour l'implémentation de notre nouveau système, nous avons développé deux algorithmes le premier concernant l'acquisition et le calcul des erreurs comme indiqué par l'organigramme et le second concernant l'étude statistique qui n'est pas développé dans cette article. Maintenant, on a fait le traitement des bases de données de contrôle des engrenages et la visualisation des graphes en utilisant la programmation de visual basic, selon les équations de tendances après l'étalonnage pour chaque calibre C3, C10, C30, C100, C300, C1000, successivement :

$$V=0,843 x - 0,007 \quad (2)$$

$$V=0,2557 x - 0,0019 \quad (3)$$

$$V=0,0857 x \quad (4)$$

$$V=0,0256 x + 0,0176 \quad (5)$$

$$V=0,0086 x + 0,0093 \quad (6)$$

$$V=0,0026 x + 0,00119 \quad (7)$$

Tracer le graphe

Détermination des valeurs de $X_{n,max}$ et $X_{n,min}$ pour chaque intervalle $1000/Z$, $n = 1$ à $1000/Z$

Calcul des erreurs $f''_{i,n} = X_{i,max} - X_{i,min}$ pour $1000/Z$ (nombre de dents)

Détermination de la valeur $f''_{i,max} = \max(f''_{i,n})$ tel que $n = 1$ à $1000/Z$

Détermination de $f''_i \rightarrow f''_{i,max}$

Détermination des valeurs de X_{max} et X_{min} pour 1000 points d'acquis

Calcul d'erreur $F''_{i,max} = X_{max} - X_{min}$

Détermination de $F''_i \rightarrow F''_{i,max}$

Affichage de F''_i et f''_i

- Calcul l'erreur de f_r ; f_a

- Juger de validation de la pièce (accepté ou refusé)

5. RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

Les résultats d'expériences pour l'engrenage à denture droite donnés par le tabl.1 représente une série de test avec des résultats sur les erreurs F''_i et f''_i , ainsi qu'une visualisation en coordonnées cartésiennes (Tabl.1).

Tabl.1: résultat après calcul les paramètres de contrôle

N° de test	Caractéristiques			Résultats		
	m (mm)	Z (dent)	P (m/m)	Qualité	F''_i (μm)	f''_i (μm)
1	2.5	16	7.85	7	64.5	35.2
2	2.5	16	7.85	7	70.7	35.3
3	2.5	16	7.85	7	65.3	34.1

6. CONCLUSION

Ce travail montre la possibilité d'adapter des bancs d'essais qu'on croit dépasser vu leurs vétustés. Cependant avec une bonne approche on a montré la possibilité d'adapter un système pour pouvoir en faire un matériel de laboratoire de bonne fiabilité utilisable pour des essais de travaux de recherche ou pédagogique. Ceux-ci sont dus à l'apport de l'électronique par interfaçage de l'outil informatique avec la procédure de contrôle classique et la mise en œuvre d'algorithmes et d'outils statistiques pour garantir une bonne fiabilité des mesures. Il a remarqué que le choix des composants électroniques pour la carte d'acquisition et son étalonnage ont joués un rôle prédominant qu'on a la réussite de ce travail. Ces travaux ont été appliqués au niveau de laboratoire de métrologie de ENSET Oran (Algérie) et présentes dans le cadre de travaux de recherche.

RÉFÉRENCES

- [1] B.Bloul, A.Benamar, F.Belarifi, *Etude et conception une carte d'acquisition*, 2^{ème} journée international, Oran Avril 2009
- [2] B.Gruber, *Outillage et mesure*, Dunod 1997
- [3] B.Ansetti, *Tolérancement cotation de fabrication et métrologie*, volume 3, hermès Lavoisier 2003
- [4] G.Henriot, *Engrenages de conception, fabrication et mise en œuvre*, Dunod 7^{ème} édition
- [5] J.Dufailly, *Etude géométrique des engrenages cylindriques de transmission de puissance*, Ellipses 1997
- [6] F.Balarifi, *Apport de la CAO pour l'optimisation dimensionnel des engrenages coniques droits*, thèse de magistère ENSET Oran, février 1999.
- [7] B.Mohammad, J-H. Saiac, *Pratique de la simulation numérique*, Dunod 2003
- [8] F.Hennebelle, *Détermination des incertitudes de mesure sur machine tridimensionnelles applications aux engrenages*, thèse de doctorat, décembre 2007
- [9] B.Bloul, A.Benamar, A.Karoui, M.Bourdim, *Etude expérimentale et validation des résultats de contrôle des engrenages assisté par ordinateur*, 2^{ème} Journée International, Oran, avril 2009
- [10] G.Henriot, *Logiciel visuel basic 6.2*, Dunod 7^{ème} édition

CHOIX DE FORME DE PALPEUR POUR DETERMINATION DES DEFAUTS DES ENGRENAGES A DEVELOPPANTE DE CERCLE SUR MMT

B. BLOUL¹, A. BOURDIM², K. AREZKI³, M. BOURDIM⁴.

¹Université de Boumerdès, Algérie, Laboratoire Fiabilité des Equipements Pétroliers & Matériaux, benattia69@gmail.com

²Université Aboubekr Belkaid Tlemcen, Algérie.

³Laboratoire RTFM, ENSET-Oran, Algérie

⁴Centre Université de Reliane, Domaine ST, B.P48000, Bormadia, Algérie

Résumé : La mesure tridimensionnelle a pris une place importante dans le système de contrôle. En effet, la rentabilité économique de l'automatisation des moyens de production nécessite un contrôle rigoureux et automatique des spécifications géométriques des pièces produites. Afin d'avoir une meilleure compréhension du mécanisme du contrôle des engrenages cylindrique à denture droite, et leurs relations avec les procédures de contrôle défaut de forme et, les types de forme de tête de palpeur de la machine à mesure tridimensionnelle avec un capteur dynamique à déclenchement. Le problème général que nous avons déposé la problématique qui représente le choix de forme de palpeur optimisé pour détermination des défauts de l'entraxe des engrenages à développante de cercle sur MMT. Cette identification a pour objectif d'optimiser les points saisis par une nouvelle tête de palpeur sous la forme cylindrique qui remplace par la tête de bille. Pour cela, on palpe toute la surface de flanc de dent afin que on acquise les points de nuage environ 134400 points par le stylet à bille, pour la garantie de contrôle complet un roue dentée. D'autre part, il a la différence quand nous utilisons le stylet cylindrique, c'est moins plus les points d'acquis environ 6720 points par approximation, donc la différence est très claire dans notre simulation. D'ailleurs, le gain de temps par apport la tête de bille.

Mots clés : Roue dentée, flanc de dent, palpeur, stylet cylindrique, stylet à bille.

1. INTRODUCTION

Après la conception de l'objet, puis la programmation des machines à commande numérique et les machines de transfert, il reste une dernière tâche importante qui jusqu'à maintenant n'a pas bénéficié de toute l'énergie nécessaire. Actuellement, lorsque l'on veut automatiser un contrôle tridimensionnel ou de tolérance, on écrit un programme qui va permettre de déplacer les différents axes d'une machine à mesurer afin d'acquérir des points dans le 3D avec une grande précision. Après avoir positionné correctement sur la machine à mesurer tridimensionnelle, nous obtiendrons un nuage de points. L'intérêt de ce type de machine est que

(1)

l'on obtient une grande précision, mais avec le compromis d'une très grande lenteur, plusieurs dizaines de minutes pour établir un nuage d'une centaine de points. Ce nuage de

points sera ensuite traité par un logiciel qui donnera automatiquement les résultats du contrôle (accepté ou bien refus l'engrenage). On pense que nous utilisons une nouvelle tête de palpeur de forme cylindrique avec dimension très sélectionnée, est à l'heure actuelle envisageable. Ce gain de temps sera complètement annihilé si on ne peut effectuer le contrôle.

2. LA FORME DE TÊTE DU PALPEUR

Comme prévue, le palpeur constitue le cœur même de toute machine à mesurer tridimensionnelle. C'est en effet lui qui génère les signaux pendant le palpé. Grâce à leur haute précision et à leurs excellentes propriétés de palpé, les palpeurs dynamiques à déclenchement sont des outils remarquables à cet égard. Ils sont particulièrement bien adaptés aux caractéristiques dynamiques des systèmes de mesure à portique mobile. Dans nos travaux, nous avons utilisé deux types de forme de stylets cylindrique (fig.2) et à bille fig.1, après avoir étudié et simulé on a conclu que la forme de stylet très important pendant le contrôle des engrenages à denture droite. D'ailleurs, ces stylets existent actuellement comme des accessoires de la machine à mesure tridimensionnelle.

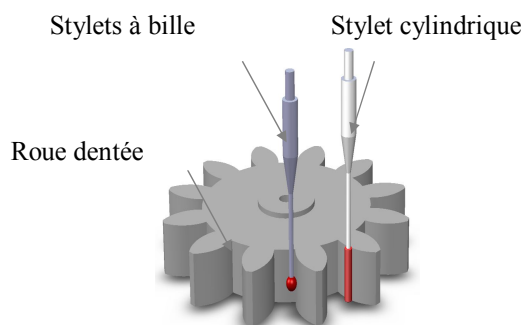


Fig.1: Contrôle par la tête cylindrique et à bille

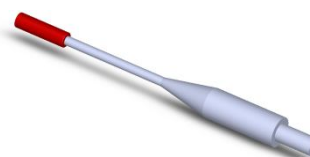


Fig.2: Stylet cylindrique

3. LA GÉOMÉTRIE DE CONTACT DE STYLET À BILLE ET CYLINDRIQUE

On peut considérer que la courbe développante de cercle est définie dans un plan perpendiculaire à l'axe de la roue par la rotation sans glissement qui fait passer la droite de la tangence en T_0 à une tangence en T . L'arc TT_0 est égal au segment TC . Le rayon de la bille du palpeur vaut $r = CM$, M est le centre de la bille du palpeur, les coordonnées de M constituent les données mesurées (X_c , Y_c , Z_c). Un flanc droit est tracé sur la fig3. On obtient les équations paramétriques en fonction de θ comme suivantes :

$$\begin{cases} x_M = R_b \cdot \cos(\theta) + R_b \cdot (\theta - \phi) \cdot \sin(\theta) + r \cdot \sin(\theta) \\ y_M = R_b \cdot \sin(\theta) - R_b \cdot (\theta - \phi) \cdot \cos(\theta) - r \cdot \cos(\theta) \\ z_M = cte \end{cases}$$

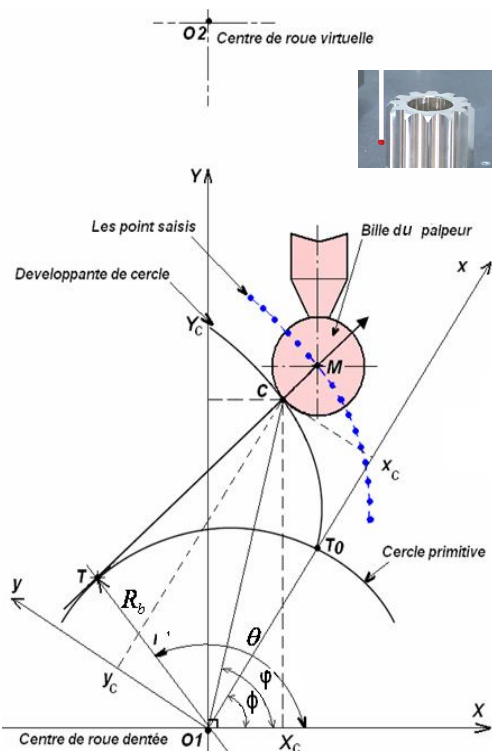


Fig.3: Les points saisis par la MMT avec la géométrie stylet cylindrique [2].

4. SIMULÉ LE FLANC DE DENT À DROITE D'UN ENGRENAGE À DENTURE DROITE

Suite le programme de simulation, nous déterminons l'état de surface de flanc de dent droite simulé pour conclure que la programmation est conformément à la surface de flanc de dent réel (fig.4). Dans l'espace oxyz. Suivant les équations de modèle des engrenages à développante de cercle (1), on a pris la tolérance de l'intervalle (-5 à 5 µm)

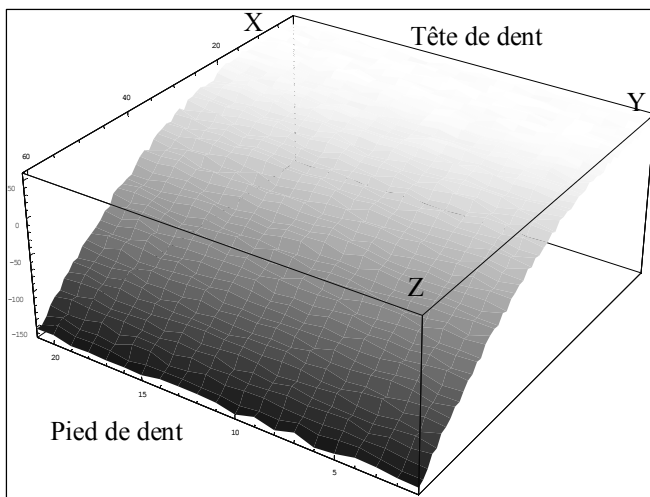


Fig.4: Image virtuelle de la surface de flanc d'une dent.

5. SIMULATION DE CONTRÔLE DES ENGRENAGES PAR LE STYLET CYLINDRIQUE

À partir de formule précédente qui trace la courbe de développante de cercle, on fait la programmation pour déterminer toutes les coordonnées de positions virtuelle de palpeur par tridimensionnelles (fig.5, 6). C'est-à-dire, on

suppose que la variation de déplacement entre le marge (-5, 5) µm de chaque point par rapport la position idéal, on aura 60 coordonnées tous les points sous la forme valeurs numérique.

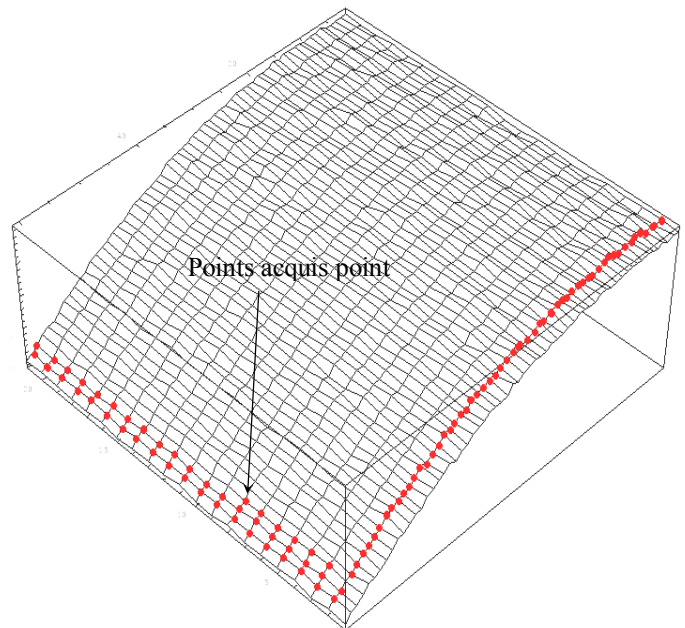
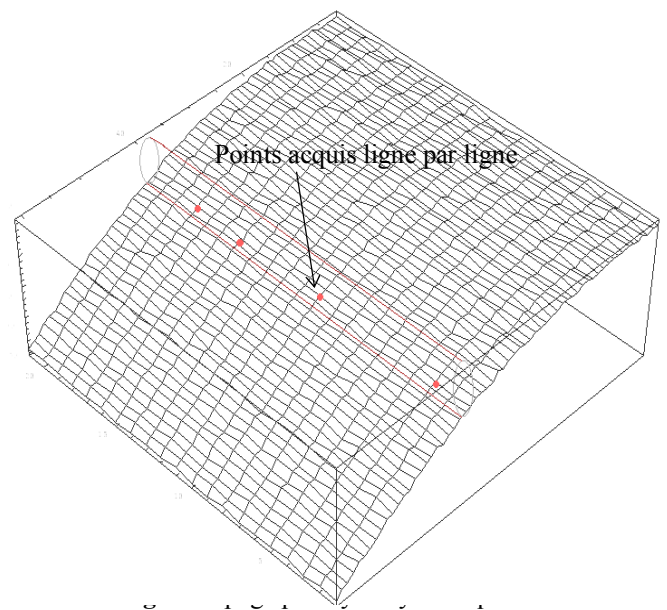


Fig.5: Palpage par stylet à bille



6. DÉTERMINATION LES ERREURS VARIATION DE L'ENTRAXE

Dans ce cas, chaque déplacement de stylet cylindrique en contact linéaire, telle qu'on prend un seul point optimisé, donc le palpeur reprendra 60 positions différent sur la surface de flanc de dent voir fig.6 Liste de programme de trace l'erreur de contrôle par stylet cylindrique. Donc on peut déterminer les erreurs d'après la formule suivant :

$$E_r = 1/n \sum (p_i - p_{i-1}) \quad (2)$$

Telle que

$i=1$ à n n = nombre de points,

E_i : erreur total de contrôle des engrenages,

p_i : cordonnée de chaque position suivante,

p_{i-1} : cordonnée de chaque position précédente,

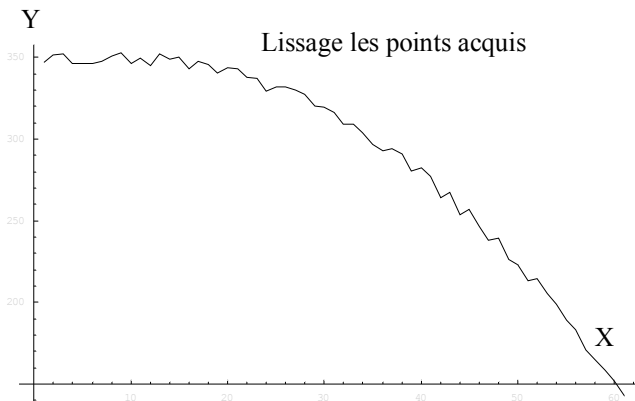


Fig.7 : Plage de tolérance sous la forme de lissage par le palpeur cylindrique pour un flanc

7. DISCUSSIONS

Après avoir simulé par deux types de stylets on a trouvé que le contrôle de défaut de forme des engrenages par méthode stylet cylindrique a réduit les points d'acquis, dans ce cas il y a 60 points au maximum et l'autre stylet 120 points la différence est plus grande. Si on fait le contrôle un roue dentée de 56 dents et aussi le flanc à gauche et droite, donc on aura les points d'acquis suivant $60 \times 2 \times 56 = 6720$ points, et l'autre on pourra d'avoir $60 \times 2 \times 20 \times 56 = 134400$ points. La différence a divergé. Pour terminer la poursuite du travail de recherche dans cette thématique demande beaucoup d'investissements en terme de consultation des études et publications, un approfondissement des connaissances en matière de savoir-faire par des stages d'expérimentation dans les laboratoires spécialisés et le développement de savoirs et savoir-faire en matière de programmation et d'implémentation d'élément en mécaniquement.

8. CONCLUSION

Dans ce travail, on a abordé par la simulation de contrôle des engrenages cylindrique à denture de développante de cercle pour déterminer les défauts de forme qui s'appelle erreur composée (F_i'') et saut radial (f_i'') sur la machine à mesure tridimensionnelle, en utilisant le stylet cylindrique pour aboutir le contact linéaire entre le palpeur et le flanc de dent au lieu de le stylet à bille reste en contact en ponctuelle. D'après l'état de l'art, sachant que le contrôle de ces grandeurs des erreurs a été réalisé par la machine de variation de l'entraxe, on adapte ce mesurage par la MMT avec le stylet cylindrique pour l'acquisition les points de nuage optimisé et, en traitant ces informations par méthode numérique bien conçu. Enfin, la mesure par stylet cylindrique est convenable par apport au stylet à bille car la

rapidité de mesure, la rendement est très élevé 20 fois, la précision aussi à cause de balayer toutes la surface de flanc de dent. Pour terminer la poursuite du travail de recherche dans cette thématique, il demande beaucoup d'investissements en terme de consultation des études, et aussi il faut avoir exprimé sur plusieurs types de MMT pour avoir la validation de nos résultats.

RÉFÉRENCES

- [1] Adam Wozniak, *Study of the repeatability of the magnetic joint in the probes used in coordinate measuring machines*, Int J Adv Manuf Technol, Springer-Verlag London 2009.
- [2] Bloul B, Bourdim A, Karoui A, Bourdim M, *Détermination des défauts de forme des engrenages à développante de cercle sur machines à mesurer Tridimensionnelles*, Séminaire International sur les Technologies Mécaniques, 05 et 06 Décembre 2009, Tlemcen, Algérie.
- [3] B.Gruber, *Outillage et mesure, professeur de l'enseignement technique et expert aux examens du C.F.C.*, dunod 1997.
- [4] C.Baudouin, *Contribution à La qualification d'un processus de fabrication par une approche dimensionnelle: application au pignon conique forge dit « Net Shape »*, thèse doctorat, L'ENSAM- France 2006.
- [5] Emanuele Modesto Barini, Guido Tosello, Leonardo De Chiffre, *Uncertainty analysis of point-by-point sampling complex surfaces using touch probe CMMs*, Precision Engineering 34 (2010) 16–21.
- [6] F.Hennebelle, *Détermination des incertitudes de mesures sur machines à mesuré tridimensionnelles applications aux engrenages*, thèse doctorat, New Jersey, France 2007.
- [7] Jean-Paul Vincent, Jean-Yves Dantan, Regis Bigot, *Virtual meshing simulation for gear conformity verification*, CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 2 (2009) 35–46.
- [8] G. Henriot, *Engrenages de conception, fabrication et mise en oeuvre*, dunod 7^{ème} édition.
- [9] J. Dufailly, *Etude géométrique des engrenages cylindriques de transmission de puissance*, ellipses 1997.
- [10] Marek Dobosz, Adam Wozniak, *CMM touch trigger probes testing using a reference axis*, Precision Engineering 29 (2005) 281–289.

Thème 5:
Rupture et fatigue des matériaux

MODELE NUMERIQUE DU DROP TEST DES CIRCUITS IMPRIMES (PCB) SIMULE PAR DEUX METHODES : FREE-FALL ET INPUT G

S. ASSIF^(1,2), M. AGOUZOUL⁽¹⁾, A. EL HAMI⁽²⁾, O. BENDAOU⁽³⁾.

⁽¹⁾ Université Mohammed V Agdal, Ecole Mohammadia d'Ingénieurs (EMI), Équipe de Recherche et de Développement : Modélisation et Multimédia en Mécanique (ERD3M) BP 765 Rabat-Agdal Maroc. safaa.assif@gmail.com (S. ASSIF), agouzoul@emi.ac.ma (M. AGOUZOUL).

⁽²⁾ Institut National des Sciences Appliquées (INSA) de Rouen, Laboratoire d'Optimisation et Fiabilité en Mécanique des structures (LOFIMS) BP 08-Avenue de l'Université 76801 Saint-Étienne du Rouvray, France. aelhami@insa-rouen.fr (A. ELHAMI).

⁽³⁾ Université Abdelmalek Essaadi, Faculté des Sciences de Tétouan, Avenue de Sebta, Mhannech II 93002 Tétouan. obendaou@gmail.com (O. Bendaou)

Introduction

La fiabilité des circuits imprimés (PCB) pendant le test de chute « drop-test » est devenue une grande préoccupation, en raison de la demande croissante et la popularité des appareils de télécommunication portables.

Le choc mécanique résultant d'une mauvaise manipulation lors du transport ou de l'utilisation du client des appareils portables peut causer la rupture du joint de soudure, ce qui conduit à un mauvais fonctionnement ou à une défaillance du produit.

L'essai de chute connue sur la dénomination « drop-test » est la méthode la plus utilisée pour l'évaluation de la fiabilité des joints de brasure. Cependant, l'essai réel est très coûteux. Il nécessite du temps et beaucoup d'heures de travail.

Le besoin d'une solution plus rapide et moins coûteuse a poussé l'analyse numérique au-devant de la scène.

Puisque le drop-test est un essai de niveau de qualification clé pour les produits électroniques portables, il est devenu un sujet de grand intérêt pour de nombreux chercheurs.

L'objet de cette communication est la présentation et la comparaison de deux modèles de simulation numérique du drop-test.

La simulation du drop-test consiste à étudier numériquement le choc mécanique en soumettant le système analysé dans le premier modèle à une chute libre (free-fall) et dans le deuxième modèle à une accélération variable dans le temps (Input G) (S. ASSIF et al, Avril 2011) [1].

Matériel et méthodes

Pour assurer la fiabilité des cartes électroniques, une attention particulière est accordée au joint de brasure et notamment sa défaillance par choc mécanique.

Ce travail vise la simulation du drop-test pour une meilleure compréhension du comportement des joints de brasure le plus vite possible et au moindre coût. La comparaison des deux méthodes de simulation du drop-test (Free-fall et Input-G) est aussi discutée pour définir les champs d'application de chacune.

La simulation du drop test est réalisée sur une carte électronique (cf. figure 1) conformément au standard JESD22 B-111 (pour les produits électroniques portables) du groupe JEDEC (Joint Electron Device Engineering Council) (JEDEC STANDARD 2003) en utilisant l'outil de simulation ANSYS Mechanical.

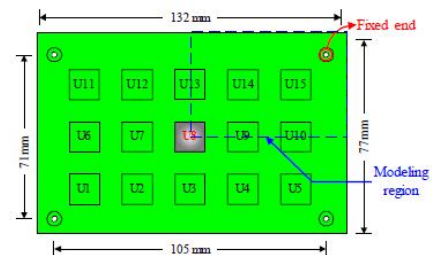


Figure 1: schéma et dimensions de la carte électronique

Un modèle statique du drop test est proposé dans le but de fournir une estimation rapide des contraintes subies par les joints de brasures. Il consiste à appliquer une accélération constante de 5848 m/s^2 , soit environ $596.7 \cdot g$ (cf. figure 2). Cette accélération provoque le même déplacement en z que lors de la première flexion maximale du package dans le modèle dynamique. Le temps de calcul est seulement d'une minute pour ce modèle. Le modèle statique du drop test n'est pas proposé dans le but de remplacer le modèle dynamique. Il permet d'effectuer une étude préliminaire, il est utile pour la prise de décision. Par exemple, l'ingénieur responsable du design peut éliminer toutes les cartes électroniques qui ne réussissent pas le drop test statique car il s'agit d'une simulation moins sévère.

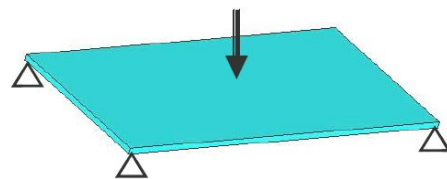


Figure 2 : schéma du modèle statique du drop-test

Le processus du drop-test peut-être simulé par deux méthodes : chute libre (Free-fall) et l'imposition de l'accélération (Input G). Les deux méthodes sont développées et comparées dans ce travail.

La méthode Free-Fall simule le processus réel du drop-test. Elle peut être appliquée pour une compréhension fondamentale de différentes conditions du drop-test : la hauteur de chute, la surface de contact et le bloc de chute. Elle est utile pour obtenir l'impact du choc pour caractériser un nouveau testeur de chute (T. Tee, J. Luan, and H. Shen Ng 2005).

Dans ce modèle la carte électronique est montée sur la table d'essai. Elle est fixée au bloc de chute avec des vis et lâchée d'une certaine hauteur jusqu'à une surface de contact (cf. figure 3).

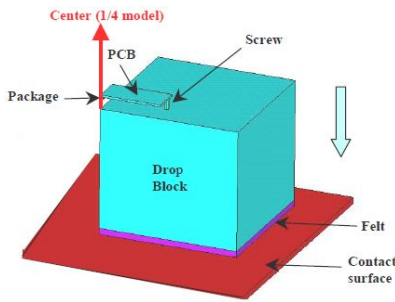


Figure 3 : schéma du modèle dynamique du drop-test avec la méthode Free-Fall

Le modèle dynamique simulé par la méthode Input-G peut être utilisé comme le test de chute numérique standard pour exécuter l'analyse de conception et d'optimisation pour la qualification du produit.

La méthode de l'imposition de l'accélération (Input G) est formulée comme suit : le chargement est une accélération en fonction du temps. Elle est de la forme d'un demi-sinus avec comme amplitude $A_0 = 1500 \cdot g$ (cf. figure 4) (JEDEC STANDARD 2003).

La simulation est effectuée en adoptant un encastrement aux quatre coins de la plaque et en négligeant l'amortissement.

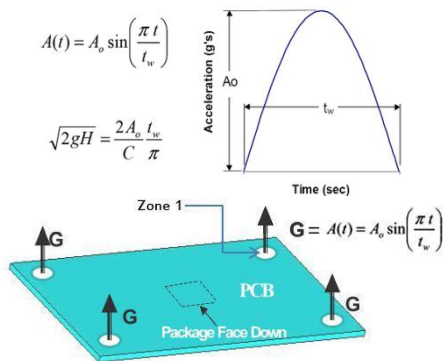


Figure 4 : Schéma du modèle dynamique du drop-test avec la méthode Input G

Résultats

Un premier modèle géométrique construit de manière standard est donné. Dans ce modèle, tous les matériaux sont supposés élastiques et linéaires,

Les résultats obtenus (cf. figure 5) montrent que les billes de brasage situées aux coins des composants subissent les contraintes les plus importantes. S'il y a rupture, celle-ci se manifesterait comme une fissure à l'arrière des billes qui constitue la frontière ou l'interface avec le circuit imprimé. Ces résultats sont cohérents avec la littérature en ce qui concerne la réponse dynamique du système (C. Crow, 2006) et la répartition des contraintes (T. Tee, J. Luan, and H. Shen Ng 2005).

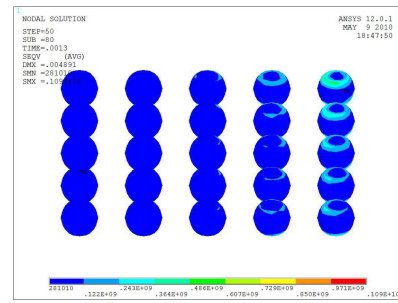


Figure 5 : Contraintes de Von Mises dans les billes de brasage (Méthode standard)

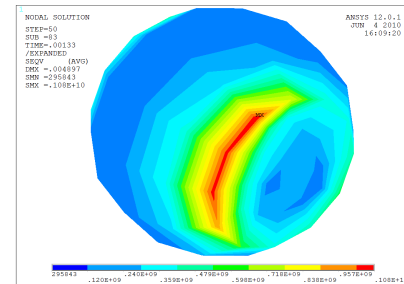


Figure 6 : Zoom sur la bille dans l'angle supérieur droit du composant central

Un second modèle géométrique amélioré (bloc-par-bloc) est proposé par la suite. L'avantage de ce dernier est de permettre un maillage régulier et parfaitement contrôlé (cf. figure 7). Pour cette méthode plus complexe que la précédente, pour chaque volume du modèle au moins un élément lui correspond (Y. Gbati, 2010).

Le script édité est paramétré de sorte qu'on puisse choisir la valeur du nombre d'éléments par volume au début du code et ainsi augmenter ou réduire la précision des résultats à volonté et ainsi faire des compromis entre précision des résultats et temps de calcul.

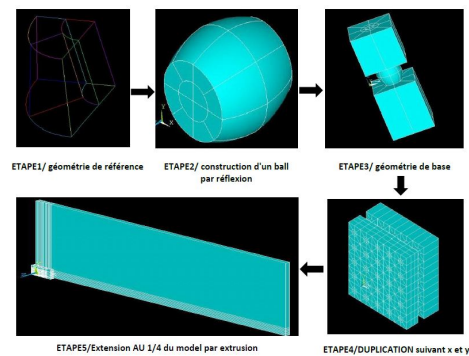


Figure 7 : Etapes de construction du modèle amélioré (bloc-par-bloc)

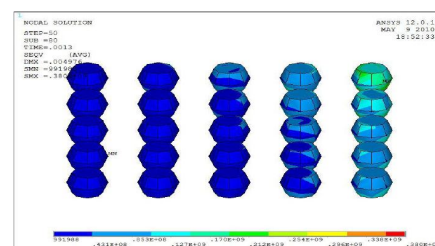


Figure 8 : Contraintes de Von Mises dans les billes de brasage (Méthode bloc par bloc)

Finalement, la plasticité est introduite dans les joints de brasage et une analyse en non linéaire est effectuée. Une confrontation entre l'analyse linéaire et l'analyse non linéaire a été réalisée. Il a été constaté que l'analyse linéaire bien que beaucoup plus rapide, donne des niveaux de contrainte élevés. Ceci peut entraîner un surdimensionnement de la plaque.

La figure 9 présente la déformation plastique au niveau des billes de brasage. Ce résultat est comparable à celui donné par C. LE COQ en 2010.

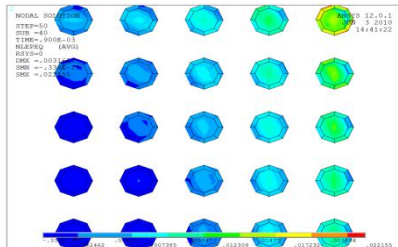


Figure 9 : Déformation plastique des billes

Discussion et conclusion

L'analyse numérique du drop-test montre que les billes de brasage sont les premiers organes des composants électroniques à se détériorer.

D'après les résultats de simulation, il a été constaté que le choc mécanique cause plusieurs déformations et induit des contraintes dans les joints de brasage. Les billes à la périphérie (aux coins) sont soumises aux contraintes les plus importantes. Elles sont souvent localisées aux frontières entre le composant et le circuit imprimé (PCB). Le maximum se produit à l'interface ball-PCB.

Le modèle géométrique de la plaque construit bloc par bloc a permis d'améliorer considérablement la simulation en réduisant le temps de calcul et en permettant de garder un contrôle sur le nombre d'éléments du maillage.

Un modèle statique du drop-test a été proposé dans le but de fournir une estimation rapide des contraintes subies par les billes.

Deux modèles dynamiques du drop-test ont été ensuite présentés.

D'après les résultats obtenus, nous pouvons faire les constatations suivantes : La méthode Input-G est plus précise et plus rapide que la méthode de chute libre et contourne beaucoup de difficultés techniques observées dans la méthode Free-Fall conventionnelle, comme le réglage des paramètres de surfaces de contact, la définition du type de contact, etc. De plus, c'est un outil commode pour étudier l'effet de variations de l'impact du choc sur la fiabilité des joints de soudure.

En ce qui concerne la procédure de simulation, les méthodes complètes ont été utilisées. Comme perspectives, nous proposons l'utilisant de la méthode de superposition modale pour réduire le temps de calcul. Par ailleurs, une construction optimale de la plaque pourrait être atteinte en utilisant les techniques de sous-structuration qui

auraient pour objet de préciser le modèle volumique et le maillage uniquement sur les billes situées aux coins du composant.

Références

- [1] S. ASSIF, M. AGOUZOUL, A. EL HAMI, O. Bendaou et Y.Gbati. Modèle numérique pour la simulation du drop test des circuits imprimés (PCB). Communication au 10^{ème} Congrès International de Mécanique à Oujda en Avril 2011.
- [2] Chris Cowan, Harvey Tran, Nghia Le, Metin Ozen, « Drop Test Simulation of a BGA Package: Methods & Experimental Comparison ». Conférence International d'ANSYS MAI 2006.
- [3] A. Farris, J. Pan, A. Lidicoat, M. Krist, N. Vickers, B. Toleno, D. Maslyk, D. Kai Shangguan, J. Bath, D. Willie, D. Geiger, « Drop impact reliability of edge-bonded lead free chip scale packages ». Microelectronics Reliability, Volume 49, Issue7, July2009, Pages 761-770.
- [4] Y. Gbati, « Caractérisation Mécanique des Packages Electroniques dans les Conditions de Fabrication et d'Usage ». PFE juin 2010 EMI Filière Génie mécanique option CPI Encadré par M. Agouzoul et O. Bendaou.
- [5] P. Gromala and all, « Ansys and LS-Dyna simulation of electronic modules subjected to free-drop test », Congress center Dresden, Germany, 2007.
- [6] X. He, ANSYS Tutorial, Department of Mechanical Engineering, University of Minnesota, Class material for short course for ANSYS (7.0) in Mechanical Engineering Department, October 2003.
- [7] JEDEC STANDARD, « Board level drop test Method of components for handheld Electronic products ». JESD22-B111, JEDEC solid state technology association, July 2003, pages 7-22.
- [8] JEDEC Standard JESD22-B110A, Subassembly Mechanical Shock, 2004.
- [9] JEDEC Standard JESD22-B104-C, Mechanical Shock, 2004.
- [10] P. Lall, S. Gupte, P. Choudhary, J. Suhling, « Solder-Joint Reliability in Electronics Under Shock and Vibration using Explicit Finite-Element Sub-modeling », Electronic Components and Technology Conference, pp. 428-435, 2006.
- [11] C. LE COQ and all, « Optimization for Simulation of WL-CSP Subjected to Drop-Test with Plasticity Behavior », IEEE, 2010.
- [12] T. Tee, J. Luan, and H. Shen Ng, « Development and Application of Innovational Drop Impact Modeling Techniques ». 2005 Electronic Components and Technology Conference. Pages 504-512.
- [13] E. H. Wong, Yiu-Wing Mai, Simon K. W. Seah, Kian-Meng Lim, and Thiam Beng Lim « Analytical Solutions for Interconnect Stress in Board Level Drop Impact » IEEE transactions on advanced packaging, 2007.

INFLUENCE OF INITIAL AXIAL STRESS ON DYNAMIC PROPERTIES OF DOUBLE – WALLED CARBON NANOTUBES USING NONLOCAL MODEL

Y. GAFOUR¹, A. SEMMAH², L. BOUMIA²,
A.TOUNSI², H. HEIRECHE²

(1) Université de Sidi Bel Abbés, Département d'électronique, BP 89 Cité Ben M'hidi, 22000 Sidi Bel Abbés, Algeria.

(2) Université de Sidi Bel Abbés, Département de physique, BP 89 Cité Ben M'hidi, 22000 Sidi Bel Abbés, Algeria

(2) Laboratoire des Matériaux et Hydrologie, Université de Sidi Bel Abbés, BP 89 Cité Ben M'hidi, 22000 Sidi Bel Abbés, Algeria

Abstract

This paper deals with the vibrational characteristics of double – walled carbon nanotubes (DWNTs) with initial stress using a nonlocal beam model. Effect of initial stress and van der Waals forces between the inner and outer nanotubes is taken into consideration. The corresponding resonant vibrational characteristics are presented in detail, which are shown to be very different from those predicted by classical elasticity theory when nonlocal effects are significant.

Keywords: Carbon nanotubes; Dynamic properties, Scale effect; Euler – Bernoulli beam

1. Introduction

Ever since carbon nanotubes (CNTs) were discovered by Iijima [1] they have attracted worldwide attention [2, 3]. CNTs have a wide range of applications, including in atomic – force microscopes, field emitters, frictionless nano – actuators, nano – motors, nano – bearings, nano – springs, nano – fillers for composite materials, and nanoscale electronic devices. Mechanical behaviours of carbon nanotubes have been the subject of numerous recent researches, such as the study of vibrational behaviour carbon nanotubes which is of practical interest [4 – 6]. The modelling for theoretical analysis is classified into two main categories. One category is atomic modelling, which includes techniques such as classical molecular dynamics (MD), tight binding molecular dynamics, and density functional model [7 – 9]. These atomic methods are only applicable to systems with a small number of molecules and atoms and therefore restrained only to small – scale modelling. The other category is classical continuum modelling which, unlike classical molecular dynamics, is practical and useful in analyzing CNTs for large – scale systems [10]. Recently, the nonlocal beam models have been further applied to the investigations of static and vibration properties of single – or multiwalled carbon nanotubes [4 – 6]. In this paper the effect of initial axial

stress on wave propagation of CNTs using nonlocal continuum mechanics model is

studied. The influence of the scale parameter and the van der Waals forces are also discussed in detail for the vibrational frequencies and vibrational modes.

2. Nonlocal double – elastic beam model with initial stress

Using the Euler – Bernoulli theory, the general equation for transverse vibrations of an elastic beam can be obtained as [11]

$$p(x) = EI \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + \delta N_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (1)$$

Where x is the axial coordinate, t is time, $p(x)$ is the distributed transverse pressure per unit axial length (measured positive in the direction of the deflection), N_x the initial axial force, w is the deflection of the beam, δ is a mathematic sign, I and A are the moment of inertia and the area of the cross section of the beam, and E and ρ are Young's modulus and the mass density. Thus, EI denotes the bending stiffness of the beam, and ρA represents the mass density per unit axial length. For equation (1), $\delta = 1$ expresses the transverse sound wave propagation in a beam with initial compressive stress, $\delta = -1$ expresses the transverse sound wave propagation in a beam with initial tensile stress, and $\delta = 0$ expresses the transverse sound wave propagation in a beam without the initial stress. Another assumption behind the Euler – Bernoulli beam model is that the beam consists of fibers parallel to the x axis, each in a state of uniaxial tension or compression. Adopting the theory of nonlocal elasticity, the classic Hooke's law for a uniaxial stress state is replaced by [12, 13]

$$\sigma - (e_0 a)^2 \frac{\partial^2 \sigma}{\partial x^2} = E \varepsilon \quad (2)$$

Where σ is the axial stress, ε is the axial strain, e_0 is a constant appropriate to each material, and a is an internal characteristic length (e.g. length of C – C bond, lattice spacing, granular distance). In addition, it should be noted that the value of e_0 needs to be determined from experiments or by matching dispersion curves of plane waves with those of atomic lattice dynamics.

From equation (2), the nonlocal bending moment M and shear force can be obtained as [6]

$$M = -EI \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + (e_0 a)^2 \left[\rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - p + \delta N_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right] \quad (3)$$

And

$$S = -EI \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} + (e_0 a)^2 \left[\rho A \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial t^2} - \frac{\partial p}{\partial x} + \delta N_x \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} \right] \quad (4)$$

Using the same method of Zhang *et al* [5], we obtain

$$c(w_2 - w_1) = EI_1 \frac{\partial^4 w_1}{\partial x^4} + \rho A_1 \frac{\partial^2 w_1}{\partial t^2} + \delta A_1 \sigma_x^0 \frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} - (e_0 a)^2 \left(\rho A_1 \frac{\partial^4 w_1}{\partial x^2 \partial t^2} + \delta A_1 \sigma_x^0 \frac{\partial^4 w_1}{\partial x^4} - c \frac{\partial^2}{\partial x^2} (w_2 - w_1) \right) \quad (5a)$$

$$-c(w_2 - w_1) = EI_2 \frac{\partial^4 w_2}{\partial x^4} + \rho A_2 \frac{\partial^2 w_2}{\partial t^2} + \delta A_2 \sigma_x^0 \frac{\partial^2 w_2}{\partial x^2} - (e_0 a)^2 \left(\rho A_2 \frac{\partial^4 w_2}{\partial x^2 \partial t^2} + \delta A_2 \sigma_x^0 \frac{\partial^4 w_2}{\partial x^4} + c \frac{\partial^2}{\partial x^2} (w_2 - w_1) \right) \quad (5b)$$

Where $\sigma_x^0 = N_x / (A_1 + A_2)$ and c is the intertube interaction coefficient per unit length between two tubes, which can be estimated by [5, 13]

$$c = \frac{320 (2R_1) \text{ erg / cm}^2}{0.16 d^2} \quad (d = 0.142 \text{ nm}) \quad (6)$$

R_1 is the radius of the inner tube.

Let us consider a double – walled nanotube of length L in which the two ends are simply supported, so vibrational modes of the DWNT are of the form [4, 6]

$$w_1 = a_1 e^{i\omega t} \sin \lambda_n x, \quad w_2 = a_2 e^{i\omega t} \sin \lambda_n x, \quad \text{and } \lambda_n = \frac{n\pi}{L} \quad (n = 1, 2, \dots) \quad (7)$$

Where a_1 and a_2 are the amplitudes of deflections of the inner and outer tubes. Thus, the two – n – order resonant frequencies of the DWNT with initial stress can be obtained via nonlocal model by substituting Eq. (7) into Eqs. (5a) and (5b), which gives the two solutions (ω_{n0} and ω_{n1}). ω_{n0} is the lower natural frequency, ω_{n1} is the higher natural frequency. In example calculations, a dimensionless initial stress $\gamma = \sigma_x^0 / E$ is introduced into Eq. (5).

3. Discussion

On the basis of the above equations, we investigate the effect of small length scale and the initial stress on the frequency with numerical examples. Consider a simply supported DWNT beam with the inner diameter $D_{in} = 0.7 \text{ nm}$ and the outer diameter $D_{out} = 1.4 \text{ nm}$ and with the following assumed mechanical parameters: Young’s modulus $E = 1 \text{ TPa}$ with the effective thickness of single – walled carbon nanotubes taken to be $t = 0.35 \text{ nm}$, and the mass density $\rho = 1.3 \text{ g/cm}^3$ [6].

Figs. 1 and 2 show that the influence of the small length scales on the frequencies of DWNTs is dependent on the vibrational mode. It can be seen that the frequencies of

DWNTs increase with the vibrational modes and the influence on the natural frequency of DWNTs is large, but on the intertube resonant frequency is less. When the scale coefficient $e_0 a$ approaches to 1.5 nm , the natural frequency ω_{10} decreases sharply. This is due to the fact that at $e_0 a = 1.5 \text{ nm}$, the considered initial stress corresponds to the critical stress ($\gamma = 0.0083$ for $n = 1$ and $e_0 a = 1.5 \text{ nm}$).

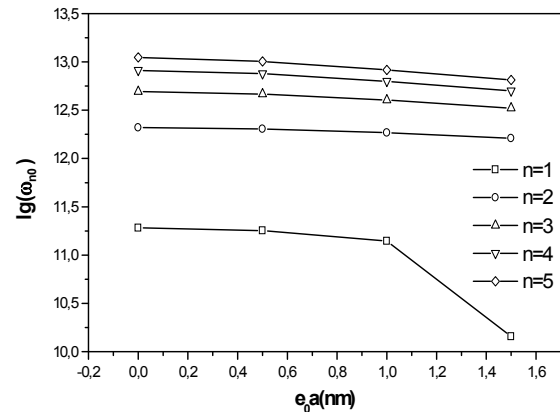


Fig. 1: Small effect on natural frequency (ω_{n0}) of DWNTs with simply supported ends. Aspect ratio $L/D_{out} = 10$ and the initial compressive stress $\gamma = 0.0083$.

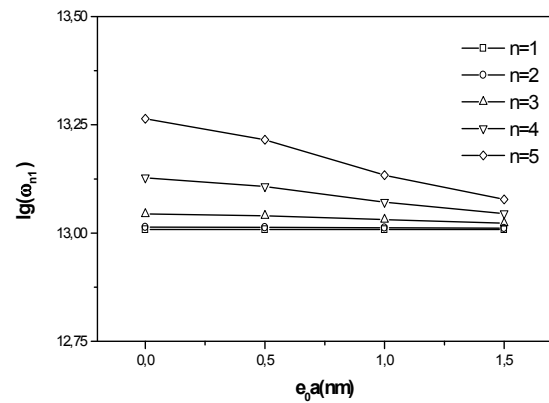


Fig. 2: Small effect on intertube frequency (ω_{n1}) of DWNTs with simply supported ends. Aspect ratio $L/D_{out} = 10$ and the initial compressive stress $\gamma = 0.0083$.

4. Conclusion

The main contribution in this paper is to describe the effect of small length scale on the wave properties of simply supported double – walled carbon nanotubes with initial axial loading. Based on the Euler – Bernoulli beam theory and nonlocal elasticity, the general equation for transverse vibrations of a DWNT is formulated. With the results, the dynamic properties of the DWNT beam have been discussed in details, which are shown to be very different from those predicted by classic elasticity when nonlocal effects becoming considerable. This means that as the

length scales are reduced, the influences of long – range interatomic and intermolecular forces on the dynamic properties tend to be significant and cannot be neglected. Furthermore, it is seen that the flexural vibration frequencies of DWNTs are related to the tensile or compressive forms of the initial axial loading in the nanotubes. The investigation presented may be helpful in the application of CNTs, such as ultrahigh – frequency resonators, electron emission devices, high – frequency oscillators and mechanical sensors.

References

- [1] S.Iijima, Nature (London) **354**, 56 (1991).
- [2] P.Ball, Nature (London) **414**, 142 (2001).
- [3] R.H.Baughman, A.A.Zakhidov, W.A.de Heer, Science **297**, 787 (2002).
- [4] Q. Wang, J. Appl. Phys. **98**, 124301 (2005).
- [5] Y. Q. Zhang, G. R. Liu, and X.Y. Xie, Phys. Rev. B. **71**, 195404 (2005).
- [6] H. Heireche, A.Tounsi, A. Benzair, M. Maachou, E.A. Adda Bedia, Physica. E (In press).
- [7] S.Iijima, C. Brabec, A. Maiti, and J. Bernholc, Chem. Phys. **104**, 2089 (1996).
- [8] E. Hernandez, C. Goze, P. Bernier, and A. Rubio, Phys. Rev. Lett. **80**, 4502 (1998).
- [9] D. Sanchez – Portal, *et al.*, Phys. Rev. B. **59**, 12678 (1999).
- [10] J. Yoon, C.Q. Ru, A. Mioduchowski, Phys. Rev. B **66**, 233402 (2002).
- [11] W. Weaver, S.P. Timoshenko, and D.H. Young, *Vibration Problems in Engineering* (Wiley, New York, 1990).
- [12] A.C. Eringen, J. Appl. Phys. **54**, 4703 (1983).
- [13] L.J. Sudak, J. Appl. Phys. **94**, 7281 (2003).

A LOCAL APPROACH FOR DAMAGE AND DUCTILE FRACTURE PREDICTION IN THE POLYMER PA6.6

R. TAKTAK^{A*}, CH. HERBELOT^A, N. BENSEDDIQ^B, A. IMAD^A

^aUniversité de Lille1, Laboratoire de Mécanique de Lille, école Polytech-Lille, Cité scientifique, avenue Paul Langevin, 59655 Villeneuve d'Ascq cedex, France.

^bUniversité de Lille1, Laboratoire de Mécanique de Lille, IUT A GMP, 2 rue de la recherche, 59653 Villeneuve d'Ascq cedex, France.

Abstract

The aim of this paper is to study the ductile fracture of a polyamide polymer PA66, using a modified Rice-Tracey void growth model which is based on the local approach to fracture mechanics. The modification of Rice-Tracey model had been proposed by introducing two parameters which take into account the material properties. In this contribution, an experimental work was investigated in order to evaluate the toughness of the PA66, such as the J integral and $CTOD$ parameter, using the Single Edge Notched Tension (SENT) specimens. The DIC method allowed us to precise the spatial distribution of the local strains in a defined region including the crack tip at different steps of the loading. Scanning electron microscopy observations illustrated different damage mechanisms occurring in the studied polymer. In the current paper, the validity of the modified Rice-Tracey model is checked to predict ductile tearing of PA66 polymer. The numerical results of the ductile tearing are compared to experimental in terms of the $J-\Delta a$, load-displacement and $CTOD-\Delta a$ curves.

Keywords: Ductile fracture; finite element analysis; digital image correlation; polymers; crack growth.

1. Introduction

Polymeric materials have been replacing metallic materials used as friction and wear parts for many years. PA66 polyamide is an important polymer which is broadly used in injection moulded components, with strong commercial advantages due to its low manufacturing cost. PA66 polyamide has been reported to have superior wear resistance compared to other polymers due to its ability to form a thin and uniform transfer film while sliding against steel parts [1]. On the other hand, polymers are exposed to ductile fracture which generally results from the nucleation, growth and coalescence of microvoids. In the above-mentioned three sequential stages, the void growth takes the longest period of time and thus it is most important. Fracture behaviour analysis of ductile polymers is usually based on the determination of the crack growth resistance curve (J-R curve), by plotting the energy involved in the crack growing process (J- integral) versus the crack extension Δa [2-3].

In the present investigation, a modified Rice-Tracey void growth model using the local approach to fracture mechanics has been verified to describe the ductile tearing

in the case of polymer PA66. Knowing that, the modification of the Rice-Tracey model has been proposed by introducing two parameters, which take into account

the material properties and has been validated in the case of two metallic materials [4].

2. Modelling procedure

2.1 Modified Rice –Tracey model

It is a well-known that the Rice –Tracey model is based on the analysis of a single void in an infinite matrix and it does not take into account nucleation and coalescence events. The interaction between voids and ultimate failure is not predicted. The modified Rice-Tracey model [4] allows to take into consideration these two physical phenomena.

$$d\ln \frac{R}{R_0} = \alpha \exp\left(\beta \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) d\varepsilon_{eq}^p$$

The new pre-exponential parameter $\alpha = 0.283 k$ depends on the volume fraction of the inclusions and $\beta = 1.5b$. k is related to the nucleation conditions of cavities and b is related to the kinetic of cavity growth. The modified model takes into account the interaction between voids [7].

In this work, on the basis of fitting procedure and numerical simulations, we have checked a Rice-Tracey model modified. The modified model, although very simple, is able to approximate with good accuracy the experimental results and that the approximation is, as expected, better than using the RT approach directly.

2.2 Identification of constitutive Rice –Tracey modified model's parameters

In order to evaluate k and b as modification factors, the void growth predictions by the modified Rice-Tracey model are fitted to the FE results of the Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN). By fitting the FE results of the GTN model, k and b can be estimated. In previous studies, it is shown the sensitivity of the GTN model parameters. A combination of numerical results and experimental data is necessary in order to determine all parameters. It is important to note that most of the GTN parameters are not easy to define [5].

3. Experimental results

3.1 Tests samples and testing conditions

The study is performed for a polymer PA66, which has a specific microstructure and mechanical properties significantly differing from metallic materials. Several specimen types are used to characterize this material. This includes tensile and Single Edge Notched Tensile specimen for ductile tearing.

3.2 Results of ductile tearing tests

The PA66 polymer clearly develops a localization of plastic flow in tension (necking). It shows a ductile fracture profile. The SENT specimens were precracked in order to obtain a normalised crack length ratio a/W equal to 0.16 . The ductile tearing tests are achieved by using a single specimen method. For usual standard specimens, the J integral can be directly expressed as a function of the deformation energy U according to the ASTM D 6068-96 [6]. The DIC technique allows the determination of the

crack extension at different states of loading. Hence, Δa can be measured through images taken by the camera, of the DIC system. Fig. 1 highlights three essential zones, characterizing the PA66 behaviour at fracture:

- Zone 1: a non linear elastic zone which corresponds to the notch blunting. It extends to the crack initiation point A,
- Zone 2: a stable propagation zone where plastic deformation develops as the crack is propagating. Micro voids and matrix micro cracks occur during this ductile fracture process,
- Zone 3: an unstable propagation zone leading to load drop and specimen failure.

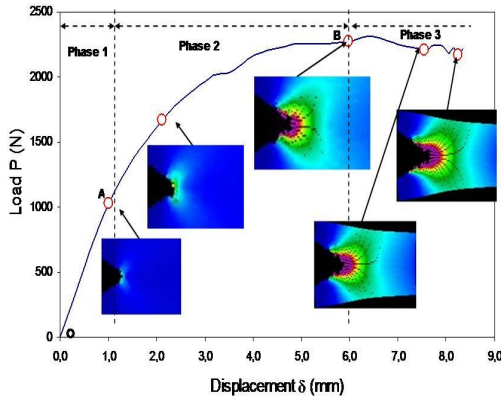


Fig .1: PA66 fracture Chronology

In order to visualize the damage process, scanning electron microscopy (SEM) analysis has been made on the fracture surface of the specimen. For more comprehension of rupture mechanisms, fracture surfaces have been observed by SEM. Fig. 2 is a fracture surface photography of PA66 showing craters. Crazeing could also have occurred near initial voids or an existing defect that taken place during moulding. However, the presence of spherulites, that are crystalline defects, is the most probable hypothesis. Craze propagation has led then to cracks. This stage relates to the ductile behaviour of PA66. Once the crack is created, it weakens the material and initiates the brittle rupture of the remaining ligament.

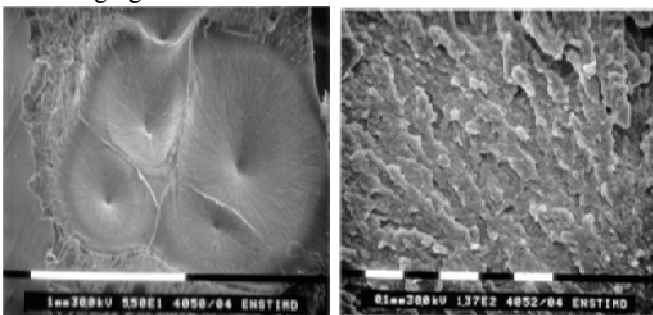


Fig.2 : PA66 failure faces

4. Numerical analysis

4.1 Meshing and boundary conditions

The two-dimensional calculations have been performed using the finite element program ANSYS. Large strains, plane strain situation and isotropic hardening with the von Mises rule have been assumed in the analysis.

4.2 Determination of parameter of Rice-Tracey model

The damage evolution versus plastic strain is reported in Fig. 3. The analysis of the three curves shows that the Rice-Tracey modified model predicted void growth more than the conventional model. By fitting the FE results to the

Gurson-Tvergaard-Needelman model, the parameters k and b of the Rice-Tracey modified model, can be statistically estimated respectively, as 0.451 and 0.52.

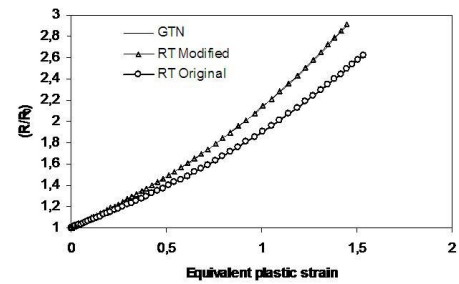


Fig 3: Equivalent plastic strain versus void growth.

4.3 FEM simulation of crack growth

For the modified Rice-Tracey model, the results of the FE analysis have been obtained using a new approach by killing or “death” elements (deactivate the element

properties). When the average value of (R/R_0) in the first element in front of the crack tip reaches a critical value, the element is killed (deactivated material property) by using *Ekill* command. Increasing the load, the same operation is carried out again in the new element in front of the crack tip. The parameter J has been determined using the area under the load-displacement curve.

4.4 Validation of modified Rice –Tracey model

For the validation, the predictions are compared to the experimental data and reasonably good results are found. A plot of load versus the displacement curve for the SENT

specimen $\left(\frac{a}{W} = 0.16\right)$ having a crack tip and an element size of $L_e = 0.2mm$ is shown in Fig. 4.

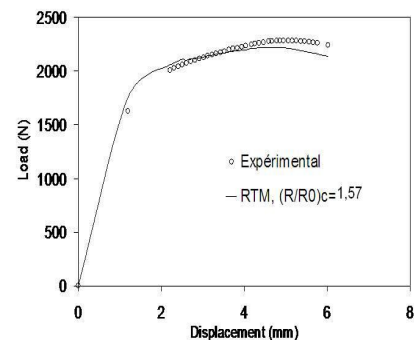


Fig 4 : Load -Displacement curve. Comparison between experiment and calculations with RT modified model.

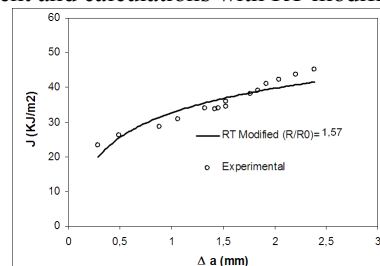


Fig 5: J resistance curve. Comparison between experiment and calculations with modified Rice-Tracey model. The results obtained with the modified Rice-Tracey model are shown in Fig. 5. Resistance to the crack propagation

$\frac{dJ}{da}$ is well estimated and the toughness J_{IC} at crack initiation is also correctly predicted. It may be seen here (Fig.5) that the modified Rice-Tracey model is a good agreement with experimental data. Hence, the modified Rice-Tracey model, applied in this work, predicts correctly the crack Tip Opening Displacement CTOD (Fig.6) and it is very close to the experimental results.

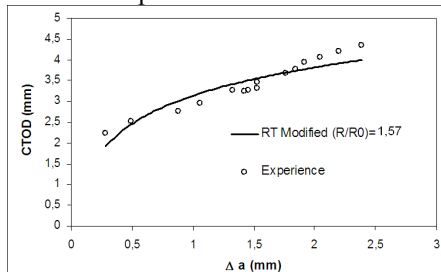


Fig 6: $CTOD - \Delta a$ curve. Comparison between experiment and calculations with Rice-Tracey modified model.

The following images (Fig. 7) illustrate the evolution of the longitudinal strain distribution ϵ_y , and the size of the plastic zone prior the crack tip during the loading. It also shows that the strain field can be considered as homogeneous far from the crack tip.

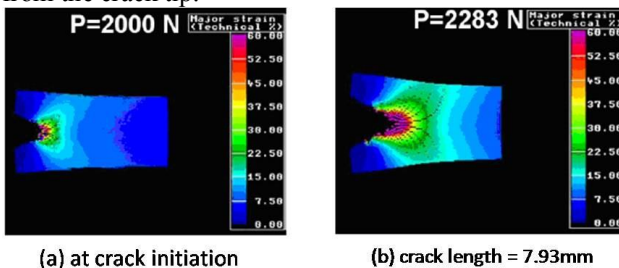


Fig. 7: Experimental result (CID) of longitudinal strain distribution for the PA66

5. Conclusions

A modification of Rice-Tracey model has been proposed by introducing two parameters which take into account the material behaviour. The first parameter is related to the nucleation conditions of cavities and the second one allows taking into account the kinetic of the cavity growth. This damage mechanics model has been applied to predict the R-curve of Single Edge Notched Tensile specimen. Both, experimental and numerical results have been investigated. The comparison shows that the modified Rice-Tracey model predicts the growth of the void in the polymer well.

References

- [1] Y.K. Chen, O.P. Modi, A.S. Mhay, A. Chrysanthou, J.M. O'Sullivan. The effect of different metallic counter face materials and different surface treatments on the wear and friction of polyamide 66 and its composite in rolling-sliding contact. *Wear* 255 (2003) 714-21.
- [2] C. Rodriguez, M.L. Maspocho, B.J. Belzunce. Fracture characterization of ductile polymers through methods based on load separation. *Polym. Test.* 8 (2009) 204-208.
- [3] A. Imad, M. Naït-Abdelaziz, A. Al-Rassis, G. Mesmacque, A. Amrouche, C. Eripret. A numerical study of the ductile tearing in welded joints using the Rice-Tracey void growth model, *Local approach to fracture*, edited by: A. Pineau & G. Rousselier, Les éditions de physique 6 (1996) 13-21.

- [4] R. Taktak, N. Benseddiq, A. Imad. Analysis of ductile tearing using a local approach to fracture. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 32 (2009) 525-530.
- [5] N. Benseddiq, A. Imad. A ductile fracture analysis using a local damage model. *Int. J. Press. Vessels Pip.* 85 (2007) 219-227.
- [6] ASTM. Standard test method for determining J-R curves of plastic materials. ASTM Standard, (2002) D6068-96 (Reapproved 2002).
- [7] Aboutayeb, S. M. (2000) Damage behaviour of heterogeneous metallic materials: simulation and experiment. Phd. Thesis, University of Science and Technology of Lille.

EFFET DE LA PRESENCE D'UNE FISSURE ELLIPTIQUE DANS LE CIMENT ORTHOPEDIQUE SUR LE COMPORTEMENT MECANIQUE D'UNE PROTHESE TOTALE DE HANCHE

MOHAMED ELAJRAMI⁽¹⁾, AÏCHA BENHADDOU⁽¹⁾, M. MOKHTAR BOUZIANE

⁽¹⁾Laboratoire de Mécanique des Structures et des Solides
 Université de Sidi Bel Abbes- BP 89 cité Ben M'Hidi -
 22000- Algérie
benhaddou90@yahoo.fr
eladjrami_mohamed@yahoo.fr

INTRODUCTION

La tenue mécanique de la prothèse totale de hanche et tout particulièrement la qualité de l'adhésion implant-os dépend essentiellement de la nature du ciment utilisé et de ces caractéristiques géométriques et mécaniques. Le ciment est donc un élément fondamental pour la fixation de l'implant à l'os. Son rôle principal est d'assurer une bonne adhésion implant-os et de minimiser le transfert de charge de l'élément «implant» à l'élément «os». Comme tout matériau soumis à des sollicitations mécaniques, le ciment doit pouvoir résister à l'initiation et à la propagation de fissure pouvant conduire à sa ruine et par conséquent à celle de toute la structure. Ainsi, le comportement en rupture du ciment est déterminant pour la durée de vie de la prothèse de hanche et son descellement en dépend fortement. L'objectif de cette étude est d'analyser par la méthode des éléments finis l'effet de la présence d'une fissure de forme elliptique dans le ciment chirurgical dans différentes parties de la prothèse (proximale, médiale et distale) sur le comportement mécanique de la prothèse totale de hanche comme le montre la figure 1.

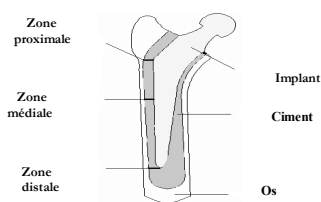


Fig. 1 : Modèle de la partie fémorale de la PTH

Nous supposons l'existence d'une fissure elliptique : le petit axe égal à 0,2mm et le grand axe **D** qui varie de 0,5, 0,7, 0,9 et 1mm (Fig. 2).

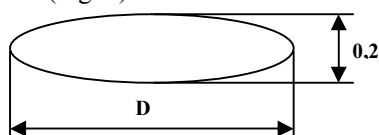


Fig. 2: Représentation schématique d'une fissure elliptique de différentes dimensions supposées.

MODELISATION TRIDIMENSIONNELLE PAR MEF

Cette analyse nécessite de modéliser l'implant fémoral en trois dimensions. A cet effet, on utilise le code de calcul Abaqus 6.9 [1]. La géométrie cylindrique d'un implant fémoral assemblé à l'os par le ciment orthopédique, représentée sur la figure 3, a été utilisée par Huiskes (Huiskes, 1980). Dans son analyse statique, cet auteur considère la charge transversale appliquée égale à 600N. Il montre que l'effet de la compression axiale est très peu important (Nuño., Avanzolini G, 2002) [2]. Le coefficient de friction à l'interface ciment-os est de l'ordre 0,2 [03]. Les conditions aux limites utilisées dans notre cas sont :- la charge transversale appliquée égale à 600N.

- Un encastrement imposé sur le fémur.

La fiabilité des résultats obtenus nécessite un maillage très raffiné. En effet, le ciment est un élément déterminant de la prothèse. Le raffinement de son maillage est d'une grande importance pour l'analyse de la structure. (Fig. 3).

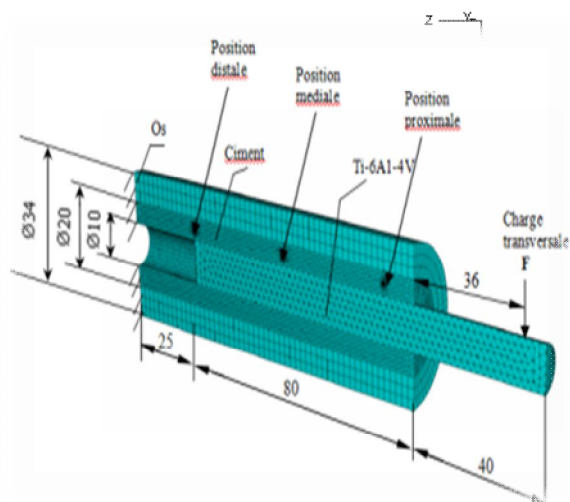


Fig. 3 : Modèle de la partie fémorale de la PTH

Dans le cas présent, on utilise la symétrie pour analyser ce semi-modèle constitué de plus de 36000 éléments. Les propriétés mécaniques des constituants de la prothèse totale de hanche sont indiquées dans le Tableau 1 dont le comportement est supposé élastique.

Tab. 1 : Propriétés mécaniques des matériaux de la PTH

Matériaux	Module de Young E [MPa]	Coefficient de Poisson ν
Implant (Alliage de Titane Ti-6Al-4V)	110 000	0.30
Os cortical	15 500	0.28
Ciment (PMMA)	2700	0.35

Pour notre simulation, nous avons étudié l'influence de la taille d'une fissure elliptique supposée dans différentes positions du ciment (proximale, médiale et distale) de la partie fémorale de la prothèse totale de hanche. (Fig.4).

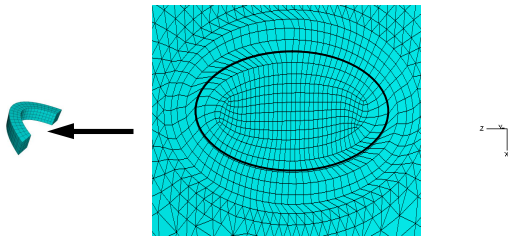


Fig. 4: Maillage au voisinage du front de fissure

RESULTATS ET DISCUSSIONS

3.1 Taille de la fissure de 0.5 mm

Tabl. 2 : Comparaison de facteur d'intensité de contraintes maximal en tête de fissure dans les trois zones

a=0.5 mm	Facteur d'intensité de contraintes maximal (FIC) en MPa m ^{1/2}	
	Tête 1	Tête 2
Proximale	0.32	0.40
Médiale	0.22	0.13
Distale	0.29	0.19

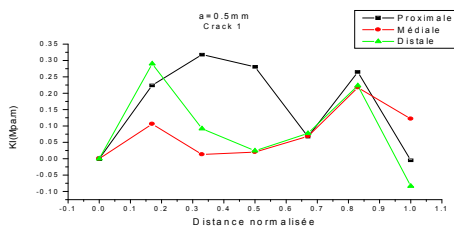


Fig. 5 : Variation du Facteur d'intensité de contraintes en mode I de la tête 1 de la fissure dans les différentes positions de la prothèse (proximale, médiale et

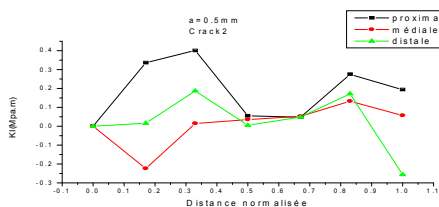


Fig. 6 : Variation du facteur d'intensité de contraintes en mode I de la tête 2 de fissure dans les différentes positions de la prothèse (proximale, médiale et distale).

Ces figures montrent respectivement la variation du facteur d'intensité de contraintes (FIC) en mode I en têtes 1 et 2 de la fissure dans les différentes zones de la prothèse totale de hanche (proximale, médiale, distale) pour une longueur de fissure de a=0.5mm. (Fig. 5 et 6). D'après ces résultats, le cas de la position proximale de la fissure elliptique présente le risque le plus important de la rupture car les valeurs du facteur d'intensité de contrainte sont très élevées de têtes 1 et 2 de la fissure, pour le cas du chargement considéré, (environ 0.32 MPa.m^{1/2} en tête 1 et 0.40 MPa.m^{1/2} en tête 2), on peut donc confirmer que la présence de la fissure elliptique dans le ciment près du col fémoral peut provoquer le descellement de la prothèse par une rupture du ciment orthopédique. Ce phénomène peut être expliqué par l'existence d'un effet d'interaction entre la

fissure elliptique et l'effet de bord du col del'implant fémoral. Ces deux effets associés font augmenter les contraintes au niveau du front de fissure. La fissure elliptique située dans la partie distale intervient en second lieu du point de vue du risque de rupture, le facteur d'intensité de contrainte est environ de 0.29 MPa.m^{1/2} en tête 1 et 0.19 MPa.m^{1/2} en tête 2. L'action de la pointe de l'implant sur la partie distale du ciment fait augmenter les contraintes. La fissure située dans la partie médiale ne présente pas un danger réel puisque les valeurs du facteur d'intensité de contrainte en têtes 1 et 2 de la fissure sont assez faibles (environ 0.22 MPa.m^{1/2} en tête 1 et 0.13 MPa.m^{1/2} en tête 2).

Taille de la fissure de 0.7 mm

Tabl. 3 : Comparaison de facteur d'intensité de contraintes maximal en tête de fissure dans les trois zones

a=0.7 mm	Facteur d'intensité de contrainte maximal (FIC) en MPa m ^{1/2}	
	Tête 1	Tête 2
Proximale	0.43	0.49
Médiale	0.24	0.17
Distale	0.35	0.23

Les figures 7 et 8 illustrent respectivement la variation du facteur d'intensité de contraintes (FIC) en mode I des têtes 1 et 2 de la fissure dans les différentes zones de la prothèse (proximale, médiale, distale) pour une longueur de fissure égale à 0.7mm.

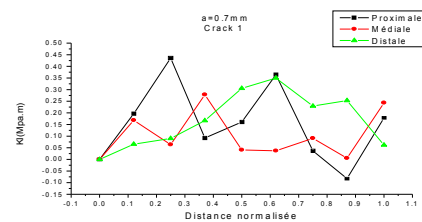


Fig. 7 : Variation du facteur d'intensité de contraintes en mode I de la tête 1 de la fissure dans les différentes positions de la prothèse (proximale, médiale et distale).

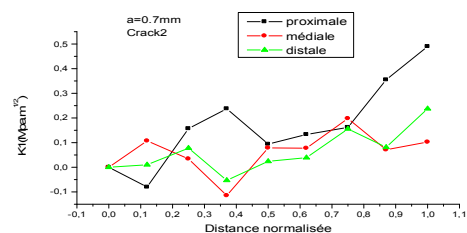


Fig. 8 : Variation du facteur d'intensité de contraintes en mode I de la tête 2 de la fissure dans les différentes positions de la prothèse (proximale, médiale et distale).

D'après ces figures, le cas de la position proximale de la fissure elliptique présente un risque major de rupture car les valeurs du facteur d'intensité de contrainte sont très élevées en têtes 1 et 2 de la fissure, on peut donc conclure que la présence d'une fissure, dans le ciment près du col fémoral, constitue un risque aussi important, car le FIC en tête 1 est environ de 0.43 MPa.m^{1/2} en tête 1 et 0.49 MPa.m^{1/2} en tête 2. Pour la partie distale, elle intervient en second lieu du point de vue du risque de rupture, le FIC en têtes 1 et 2 est respectivement à l'ordre de 0.35 MPa.m^{1/2} et 0.20 MPa.m^{1/2}. L'action de la pointe de

l'implant sur la partie distale du ciment fait augmenter les contraintes. La présence de la fissure elliptique dans la partie médiale ne présente pas un risque important puisque les valeurs du facteur d'intensité de contrainte en têtes de fissure sont assez faibles (environ $0.24 \text{ MPa.m}^{1/2}$ en tête 1 et $0.15 \text{ MPa.m}^{1/2}$ en tête 2).

Taille de la fissure de 0.9 mm

Tab. 4 : Comparaison de facteur d'intensité de contraintes maximal en tête de fissure dans les trois zones

a=0.9 mm	Facteur d'intensité de contrainte maximal (FIC) en $\text{MPa.m}^{1/2}$	
	Tête 1	Tête 2
Proximale	0.45	0.50
Médiale	0.31	0.24
Distale	0.40	0.40

Les figures 9 et 10 représentent la variation du facteur d'intensité de contrainte en mode I en têtes de fissure (1 et 2) en fonction de sa position dans le ciment orthopédique de la prothèse totale de hanche pour une longueur de 0.9 mm. D'après ces résultats, le cas de la position proximale de la fissure elliptique présente toujours le risque le plus important de rupture car les valeurs du facteur d'intensité de contrainte sont très élevées en têtes 1 et 2 de la fissure, avec la tête 1 (environ $0.45 \text{ MPa.m}^{1/2}$) et en tête 2 (environ $0.50 \text{ MPa.m}^{1/2}$).

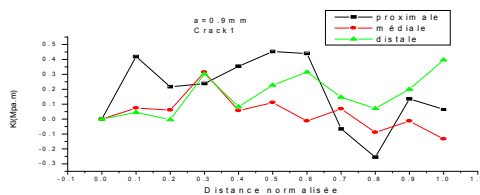


Fig. 9 : Variation du facteur d'intensité de contraintes en mode I de la tête 1 de la fissure dans les différentes positions de la prothèse (proximale, médiale et distale)

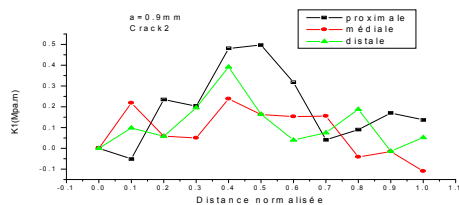


Fig. 10 : Variation du facteur d'intensité de contraintes en mode I de la tête 2 de la fissure dans les différentes positions de la prothèse (proximale, médiale et distale)

Pour la fissure elliptique située dans la partie distale, le danger est à un degré secondaire, le FIC en têtes 1 et 2 est de l'ordre de $0.40 \text{ MPa.m}^{1/2}$ en tête 1 et $0.40 \text{ MPa.m}^{1/2}$ en tête 2. Pour la partie médiale, elle ne présente pas un danger réel puisque les valeurs du facteur d'intensité de contrainte en têtes de fissure sont assez faibles (environ de $0.31 \text{ MPa.m}^{1/2}$ pour la tête 1 et $0.24 \text{ MPa.m}^{1/2}$ pour la tête 2). D'après les figures précédentes, les résultats sont comparables à ceux des différentes longueurs précédentes. Le cas de la position proximale présente toujours le même risque de l'ouverture de la fissure et son amorçage mène à la rupture, car les valeurs du facteur d'intensité de contrainte sont toujours très élevées en têtes 1 et 2 de la fissure (respectivement environ $0.63 \text{ MPa.m}^{1/2}$ et 0.55

$\text{MPa.m}^{1/2}$) pour le cas de chargement considéré, on peut donc confirmer que la présence de la fissure, dans le ciment près du col fémoral, constitue un risque très important. Ce phénomène peut être expliqué par l'existence d'un effet d'interaction entre la fissure elliptique et l'effet de bord du col de l'implant fémoral. Ces deux effets associés font augmenter les contraintes au niveau de la fissure. La fissure elliptique située dans la partie distale peut provoquer aussi la rupture du ciment, le FIC est environ de $0.51 \text{ MPa.m}^{1/2}$ en tête 1 et environ $0.47 \text{ MPa.m}^{1/2}$ en tête 2. La partie médiale ne présente pas un danger réel puisque les valeurs du facteur d'intensité de contrainte en tête de fissure sont assez faibles (environ $0.40 \text{ MPa.m}^{1/2}$ en tête 1 et $0.33 \text{ MPa.m}^{1/2}$ en tête 2). D'après les figures précédentes on remarque aussi que le facteur d'intensité de contraintes en mode I croît avec l'augmentation de la taille de fissure pour les trois zones de la prothèse, en effet, la valeur maximale de ce facteur dans les différentes zones de la prothèse (proximale, distale et médiale) est de l'ordre de $0.63 \text{ MPa.m}^{1/2}$ pour une longueur de 1mm, et de $0.45 \text{ MPa.m}^{1/2}$ pour 0.9mm de longueur, la valeur du FIC diminue à $0.43 \text{ MPa.m}^{1/2}$ pour une longueur de 0.7mm, et cela jusqu'à la valeur minimale qui est de l'ordre de $0.32 \text{ MPa.m}^{1/2}$ pour une longueur de 0.5mm.

CONCLUSION

Cette étude a permis d'analyser le comportement mécanique d'une fissure elliptique dans le ciment de fixation de l'implant fémoral à l'os d'une prothèse totale de hanche. Ce défaut peut conduire au descellement de la prothèse.

Les résultats obtenus montrent que :

- Le FIC dépend de la taille de la fissure et de sa position, plus la taille de la fissure elliptique est grande plus le risque devient plus important.
- La croissance de la taille d'une fissure elliptique située dans la partie proximale présente le risque le plus important de l'ouverture de fissure, c'est l'interaction entre l'effet du bord et la fissure qui est responsable de ce comportement.
- La croissance de la taille d'une fissure elliptique située dans la partie distale du ciment intervient en second lieu et présente aussi un risque élevé de l'ouverture de la fissure qui mène au descellement. l'effet du bout de l'implant pour cette partie du ciment provoque une concentration de contraintes.
- La croissance de la taille d'une fissure elliptique située dans la partie médiale est soumise à des contraintes assez faibles, et ne présente pas un risque de rupture important.

REFERENCE

- [1] AbaqusVer 6-9. User guide, Cornell University, 2004.
- [2] NuñoN. Avanzolini G, « Residual stresses at the stem-cement interface of an idealized cemented hip stem ». Journal of biomechanics 35 (2002) 849-852.
- [3] BlaimontP, Halleux P, opdecam P, Coutelier L. Réaction du tissu osseux aux contraintes de vissage. Acta OrthopBelg 1973 ;39 :393-422.

MECHANICAL BEHAVIOR OF RESISTANCE SPOT: CASE OF AISI 304 STAINLESS STEEL

H. LEBBAL^{1,2}, T. NEHARI^{1,2}, F. BENKHENAFOU³, S. HABIBI^{1,2}, A. ZIADI¹ AND F.B. BOUKHOULDA²

¹ Laboratoire Structures Intelligentes, Institute of science and technology, University of Ain Temouchent, Algeria. aekziadi@yahoo.com

² Department of Mechanical Engineering, university of Sidi Bel Abbes, Algeria.

³ Department of Mechanical Engineering, University Abou BAKr Belkaid, Tlemcen, Algeria.

Abstract

In this work, a 2D axisymmetric model of finite element method (FEM) is developed to analyze the contact behavior in resistance spot welding (RSW) process using commercial software ANSYS. We propose the process of welding whose final objective is to study the mechanical contact behavior state in the interface electrode –worksheet and worksheet - worksheet of the RSW. So we can change lot of parameters such as electrode force, electrode radius and depth of worksheet.

Keywords: resistance spot welding (RSW); finite element method (FEM); stress; contact pressure; mechanical behavior.

1. Introduction

The automotive industry is constantly seeking product and production optimization. Resistance spot welding is a key technology in automotive assembly production. The process is fast and can easily weld many different material combinations that are difficult or even impossible to join by other welding techniques [1]. From the point of view of the design and dimensioning of the vehicles, the welded points are essential components for the uniform of the structure of which they ensure cohesion. By them the whole of the requests applied to the vehicle during rolling forwards. The welded points remain the weak points of the structure because they are at the origin of the majority of the failures observed in service [2].

Resistance spot welding is a complicated phenomenon, which implies the mechanical factors, thermal, electric and metallurgical. To ensure an acceptable weld quality and confidence, understanding the mechanism of heat distribution, and weld formation are one of the key issues to develop an appropriate welding condition. Many researchers have been carried out on the modeling in spot welding process. X. Sun and M. A. Khaleel have created a 2-dimensional axisymmetric model using ABAQUS code [3]. J. A. Khan has used ABAQUS code to develop an axisymmetric finite element model using coupled thermal-electrical-mechanical analysis [4]. P.S Wei has modeled the spot welding process using numerical modeling [5]. In this paper a 2D axisymmetric model of finite element method was developed to simulate RSW process, using commercial software, ANSYS. Temperature distributions at different weld stages were obtained. Through temperature distributions weld nugget formation and its size were predicted. Also effects of welding current, welding time

and electrode force on nugget formation were investigated [6-9].

2. Governing Equations and boundary conditions

In this research, the commercial finite element based ANSYS code was used to develop and to solve the mechanical features of the RSW process, so that we propose axisymmetric model witch illustrated schematically in Fig. 1. The dimensions of electrode were finding in reference [5].

The constitutive equation of total deformation is given by:

$$\epsilon^{tot} = \epsilon^e + \epsilon^{therm} + \epsilon^p + \epsilon^{vp} \quad (1)$$

Were:

ϵ^e : Elastic deformation, ϵ^{therm} : Thermal deformation

ϵ^p : Plastic deformation, ϵ^{vp} : Viscoelastic deformation

The stress equilibrium equation is given by:

$$\sigma(\rho, \tau) + \phi(\rho, \tau) = 0 \quad \sigma(r, t) + f(r, t) = 0 \quad (2)$$

Where f is the body force and r is the coordinate vector.

The following boundary conditions are specified on the surface of S_1, S_2 (see Fig. 1)

- F : is the electrode force.
- S_1 : $U_x = 0$, where U_x is the displacement in x direction.
- S_2 : $U_y = 0$, where U_y is the displacement in y direction.

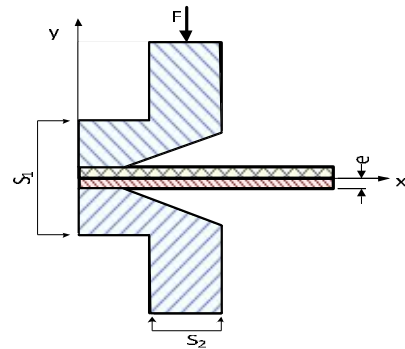


Fig. 1: Schematic diagram for the model of RSW

3. Finite Element Analysis (FEA) and Mesh

FEA model of RSW process is shown in Fig. 2, which is axisymmetric about y axis since only half portion of the complete model is analyzed. The x axis is the contact surface of the two sheets called as faying surface. The model was meshed using three types of elements, as shown in Fig. 2. Plane42 element was used for mechanical analysis (squeeze cycle). In order to simulate the coupled analysis, Plane67 was used. This element has capability of thermal, electrical and thermal-electrical analysis. In structural analysis, this element was replaced with Plane42. There were three contact areas in the model. Two contact areas represented the electrode- worksheet interface (E / W) and the last one represented the worksheet - worksheet interface (W/ W). The contact pair elements (Targe169 and Conta171) were employed to simulate the contact areas. It should be noted that the critical zones (interfaces) were refined manually in order to obtain reliable results.

4. Material properties

An AISI 304 stainless steel sheet 1.0 mm thick was used as the base metal. The chemical composition of the base metal is given by the table 1.

Table 1 . Chemical composition of austenitic stainless steel sheets used in this study

C	Mn	P	S	Si	Cr
0,035	1,08	0,038	0,004	0,388	18,47
Ni	Mo	Cu	Nb	Fe	
9	0,56	0,462	0,016	Base	

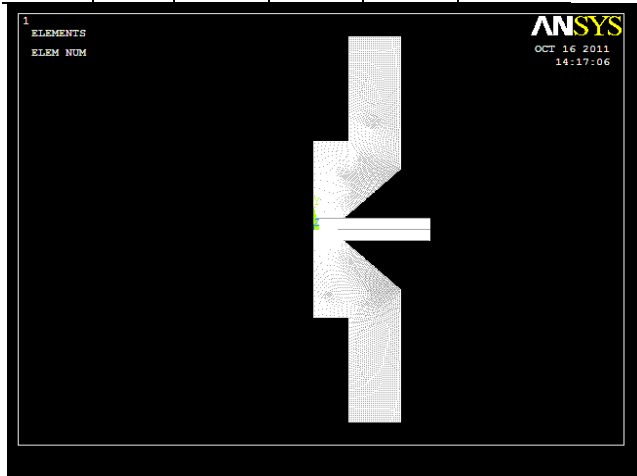


Fig. 2: Mesh of the developed model.

The mechanical properties of the electrode (E) and worksheet (W) used in this work are shown in Table 2.

Table 2. Mechanical properties of electrode and worksheet.

Performance parameter	Yield strength (MPa)	Elastic Modulus (GPa)	Thermal Expansion	Poisson's ratio
Electrode	83	124	16.5×10^{-6}	0.32
Worksheet	255	193	16×10^{-6}	0.3

5. Results and Discussion

A load of 3000 N was applied at upper electrode part as shown in Fig. 1. A static analysis was carried out to find the contact pressure distribution (Fig. 3) and the axial stress distribution (Fig.4). For these contours we notice; that the contact pressure in the interface of electrode-worksheet rises placidly in the mostly area around the axis, and it will decline steeply after reaching its peak value, the radius of faying interface between worksheet is larger than that of electrode tip, and the contact pressure in the interface of electrode-worksheet has a big value than that in faying interface of worksheet. So we can say that near the electrode edge, there is stress concentration (Fig. 3).

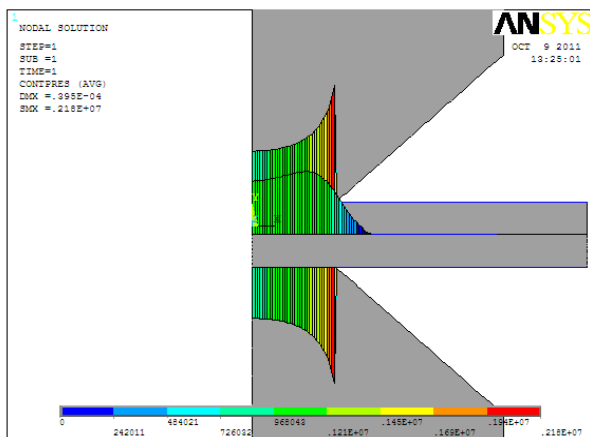


Fig. 3: Contact pressure distribution.

The Fig. 4 represents the axial stress distribution in interface of faying surface (W / W) and in the contact of electrode-worksheet (E/W). For this contour we notice; that the axial stress presents the most important value in the edge of electrode. It can be seen in the Fig. that there was mainly compressive stress in the contact area and the stress distribution at the electrode -worksheet interface is higher than the faying surface (W-W), as described above the effect of stress concentration.

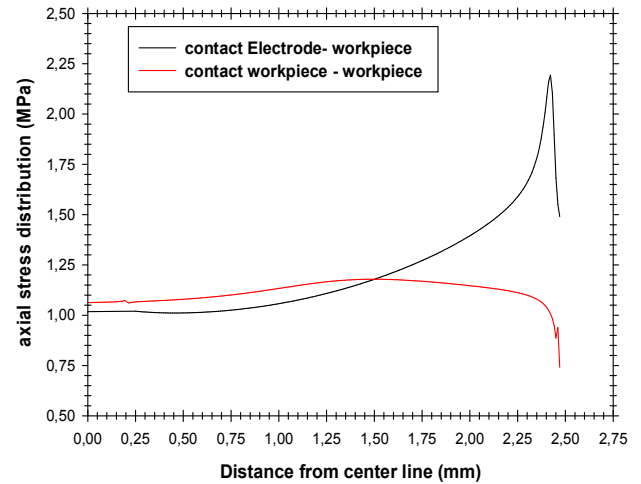


Fig. 4: Axial stress distribution in the interface of faying surface (W /W) and in the contact of electrode-worksheet (E /W).

In the Fig. 5, the contact pressure distribution was carried out on the faying interface with different electrode force, were $r = 2.5\text{mm}$ (r : electrode radius) and $e = 1\text{mm}$ (e : depth of worksheet) .The electrode force has great effect on the contact pressure distribution as shown in Fig. 5, the increase of electrode force give us the increase of contact pressure.

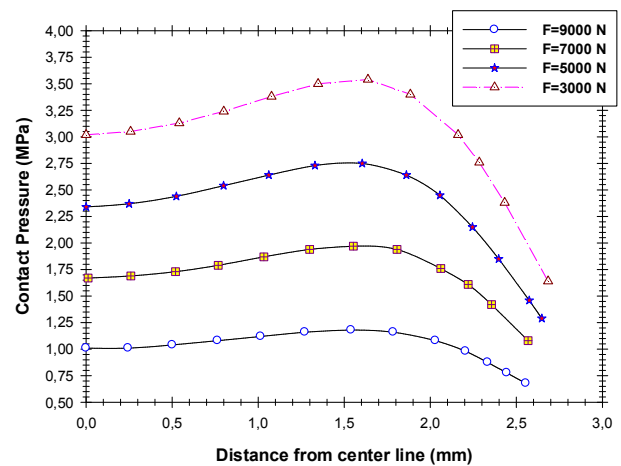


Fig. 5: Contact pressure distribution with different electrode force.

With different worksheet depth the contact pressure distribution on faying interface are shown in Fig. 6, where $r = 2.5\text{mm}$, electrode force equal 3000 N. So we can say for this Fig. that when the worksheet depth increase the contact pressure distribution tends gradually to be that with the force mode acting evenly on the W / E interface.

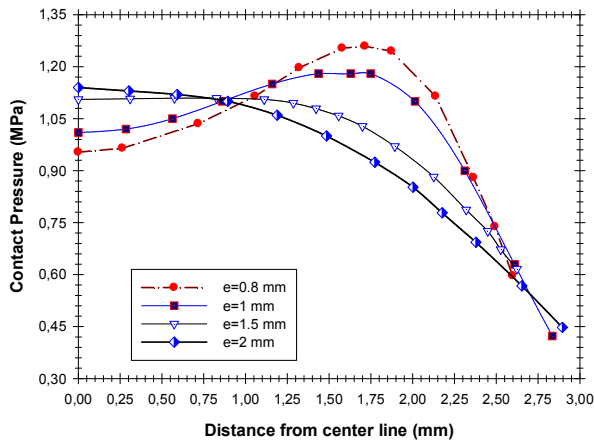


Fig. 6- Contact pressure distribution with different depth of worksheet.

With different electrode type radius r , the contact pressure distributions on the faying interface are shown in Fig. 7, where electrode force is 3000 N and the worksheet depth is $e=1\text{mm}$. The contact pressure distributions with different electrode type radius in the interface of electrode-worksheet are shown in Fig. 8. Fig. 9 shows the Von Mises stress distribution after the squeezing stage.

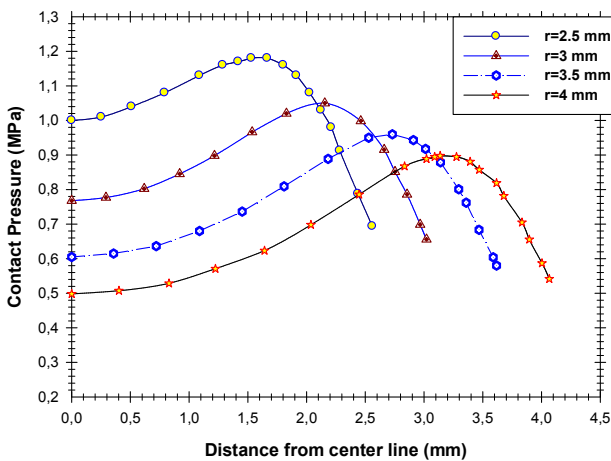


Fig. 7: Contact pressure distribution with different electrode type radius in the faying surface.

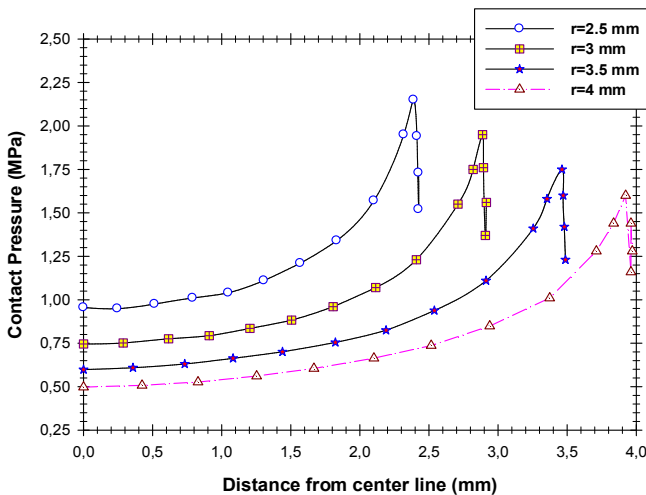


Fig. 8: Contact pressure distribution with different

electrode type radius in the interface of electrode-worksheet.

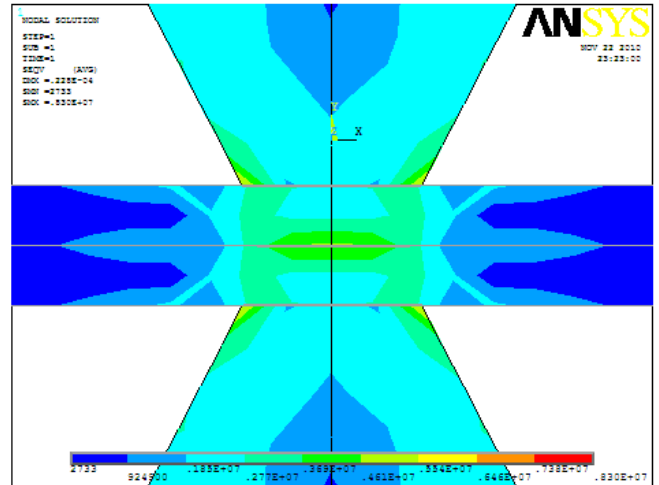


Fig. 9 Distribution of Von Mises stress.

6. Conclusion

Resistance spot welding of stainless steel AISI 604 was investigated using truncated electrode. Surface interaction at the E/W interface was studied with finite element analysis to simulate the contact behavior in RSW, the result obtained shows that the contact pressure distribution is affected by electrode force, worksheet depth and electrode tip radius. Two-dimensional finite element simulation of resistance spot welding process was performed using and incrementally coupled thermal-mechanical analysis on AISI304 sheets to predict the axial stress distribution in the interface of electrode-worksheet and in the faying surface. The maximum stress occurs at the edge of the contact surface between the electrode and the worksheet. The contact pressure on the W/ E interface is fairly uniformly in the majority around the axis and in the domain near the electrode edge, there is severe stress concentration.

References

- [1] C. V. Nielsen, K. S. Friis, W. Zhang, and N. Bay, *Welding Journal*, vol.90 (February 2011) 32-40.
- [2] Shamsul J.B. and Hisyam M.M., *J. Appl. Sci Res.*, 3 (2007) 1491-1499.
- [3] X. Sun and M. A. Khaleel, *welding Journal*, (July 2004) 197s-202s.
- [4] J.A.Khan, L Xu and Y.J Chan, *Science and technology in welding and joining*, vol.4, N04 (1999) 201 -207.
- [5] P.S Wei and C.Y Ho , , *ASME Journal of Heat Transfer* , Vol 112 ,N^o2 (1990) 309-316.
- [6] H. Zhigang , I.S. Kim , J.S. Son , H.H. Kim , J.H. Seo, K.C. Jang, D.K. Lee, J.M. Kuk, *Journal of achievements in materials and manufacturing engineering*, Vol 14, Issue 1-2(2006) 140-145.
- [7] Hou Zhigang, Wang Yuanxun, Li Chunzhi, Chen Chuanyao, *Acta Mechanica Solida Sinica*, Vol. 19, No. 1(2006) 86-94.
- [8] Hamid Eisazadeh , Mohsen Hamed, Ayob Halvae, *Journal of Materials and design*, Elsevier, 31 (2010) 149-157.
- [9] Zhigang Hou, Ill Soo Kim, Yuanxun Wang , Chunzhi Li, Chuanyao Chen, *Journal of Materials Processing Technology* 185 (2007) 160-165.

SIMULATION DU CONTROLE PAR COURANT DE FOUCAULT DES TUBES EN ALUMINIUM UTILISES EN AERONAUTIQUE.

SALIM BENNOUD ¹, MOURAD ZERGOUG ²

(1) Département d'aéronautique, laboratoire des aéronefs, USDB Blida, Algérie.

bensalimen2006@yahoo.fr.

(2) Centre de soudage et de contrôle CSC, Alger, Algérie.

Résumé : Le contrôle par courant de Foucault (CF) est employé dans la maintenance des avions pour détecter des fissures, des dommages et la présence de la corrosion. Le contrôle par courant de Foucault (CF) peut également être employé dans la réparation des pièces de l'avion en aluminium détériorée par le feu ou la chaleur excessive. Ainsi dans la phase de la conception d'un avion, le contrôle par courant de Foucault (CF) est employé pour inspecter des pièces usinées, et des pièces forgées.

Le papier présente l'application du programme FEMM (Finite Element Method Magnetics) pour le contrôle non destructif des tubes en aluminium utilisés en aéronautique. Les résultats de simulations d'essai, pour les fissures externes, sont présentés sous forme de trajectoire complexe d'impédance.

Mots clés : Tubes en aluminium, FEMM, courant de Foucault.

1. Introduction

La sûreté de fonctionnement en aviation passe par un contrôle rigoureux des structures soumises à des efforts mécaniques intenses, comme les joints rivetés des carlingues ou les pièces constituant les turboréacteurs (disques, aubes de turbines, etc.). Les défauts de fatigue tels que des fissures ou des zones de corrosion, éventuellement aggravées par des conditions atmosphériques difficiles, qui peuvent apparaître doivent être détectés au plus tôt lors des phases d'entretien des appareils [1].

Les techniques de courant de Foucault sont largement utilisées pour le contrôle des propriétés des matériaux conducteurs d'une forme cylindrique [2].

Les CF n'étant pas directement accessibles par la mesure, ils ne peuvent être observés que par l'intermédiaire de mesures sur d'autres grandeurs sur lesquelles ils agissent.

Dans ce contexte, les outils de simulation permettent d'étudier les interactions sonde-pièce et jouent un rôle croissant pour concevoir les systèmes de contrôle et démontrer leurs performances [3].

'FEMM' est une suite des programmes pour résoudre des problèmes électromagnétiques de basse fréquence sur des domaines bidimensionnels (planaires et axisymétriques en utilisant la méthode des éléments finis [4].

L'étude a montré que l'approche adoptée permet à partir d'une simulation d'établir des courbes étalons nous permettant d'identifier et de quantifier une fissure sur des tubes en aluminium utilisés en aéronautique à partir du signal obtenu lors du contrôle.

2. Présentation de système étudié

La configuration du problème étudié est présentée dans la figure 1, Pour la simplicité nous considérons seulement un problème axisymétrique. Il se compose d'un tube plein en aluminium Al 2024 de conductivité $\sigma = 17$ MS/m, de perméabilité μ et de rayon de 2.5 millimètres où la fissure (interne/ externe) peut être localisée et une sonde différentielle composée de deux bobines. Les bobines sont fournies avec un courant alternatif de densité égale à 1 MA/m². Les deux bobines sont identiques, les dimensions de chaque bobine sont 5x5 millimètres et la distance entre elles est de 10 millimètres. Le nombre de tours de la bobine 1 vaut 200 et 200 pour la seconde bobine. Les dimensions des fissures modelées sont de 2x2 millimètres (pour le cas d'une fissure externe). Pour assurer la symétrie maximum et réduire au minimum le bruit dû à la discrétisation par les éléments finis de la région considérée, la sonde est située au centre de la région analysée.

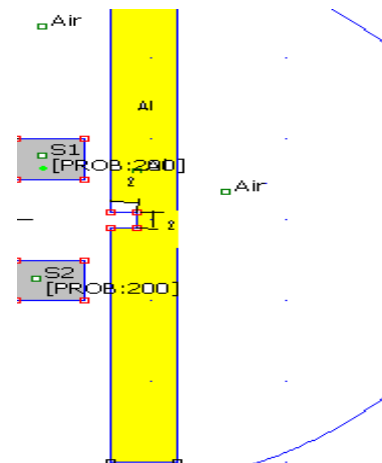


Figure 1 : système étudié.

3. Modélisation de problème

La modélisation est le pouvoir de déterminer en chaque point du domaine étudié, plusieurs grandeurs physiques décrivent son état (dans notre cas c'est le champ électromagnétique). Ces grandeurs physiques sont généralement liées par des équations aux dérivées partielles. Ces équations constituent la traduction mathématique des lois de la physique qui régissent le comportement du système [5, 6].

Dans le domaine du CND par CF les phénomènes physiques étudiés permet d'élaborer un modèle mathématique basé sur la résolution des équations de Maxwell.

Ces équations sont les suivantes :

$$\nabla \times \mathbf{B} = \mu (\mathbf{J} + d\mathbf{D}/dt) \text{ (théorème d'Ampère-Maxwell)} \quad (1)$$

$$\nabla \times \mathbf{E} = - d\mathbf{B}/dt \text{ (loi de Faraday)} \quad (2)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \text{ (loi de conservation de flux magnétique)} \quad (3)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{E} = \rho/\epsilon \text{ (théorème de Gauss)} \quad (4)$$

Où μ , ϵ représentent respectivement la perméabilité et la permittivité du milieu.

ρ représente la densité volumique de charges électriques (C/m³).

\mathbf{E} est le champ électrique (V/m).

B est l'induction magnétique (Wb/m² ou T).
 j est la densité de courant de conduction (A/m²).
 D est l'induction électrique (C/m²).

Les relations constitutives sont données sous les formes suivantes :

$$B = \mu H, \quad (5)$$

$$D = \varepsilon E, \quad (6)$$

$$j = \sigma E. \quad (7)$$

H est le champ magnétique (A/m), et σ est la conductivité du milieu (S/m).

Des formulations en potentiels sont introduites afin de développer une résolution des problèmes de CND CF par la méthode des éléments finis MEF.

Les formulations en éléments finis pour les problèmes axisymétriques des phénomènes de courants de Foucault ont été largement développées dans la littérature [7, 8].

L'objectif principal de la modélisation du CND par CF est de déterminer la réponse de la sonde. (Notant que les matériaux étudiés sont supposés linéaires et isotropes).

Dans à un problème axisymétrique on utilise un repère cylindrique (r, θ , z), en considérant une invariance de phénomènes suivant θ . Par conséquent, les grandeurs ne dépendent plus que de r et de z. La densité de courant n'a qu'une seule composante suivant θ , $J = (0, J_\theta, 0)$ et l'induction magnétique B a deux composantes ($B_r, 0, B_z$) où B_r et B_z ne dépendent que de r et z, d'où le potentiel vecteur magnétique (A) présente une seule composante dirigée suivant θ : $A = (0, A_\theta, 0)$.

Le problème analysé est décrit, en utilisant les coordonnées cylindriques et le vecteur potentiel magnétique, par l'équation suivante :

$$-\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r\mu} \frac{\partial(rA_\theta)}{\partial r} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{r\mu} \frac{\partial(r\partial A_\theta)}{\partial z} \right) + j \frac{\omega \sigma}{r} (rA_\theta) = J_s \quad (8)$$

Où A est un vecteur complexe du potentiel magnétique et J_s est le courant 'source' de la sonde.

4. Applications et résultats

Nous appliquons la procédure de CND-CF sur quelques échantillons de tubes en aluminium (pleins), la méthode de courant de Foucault exige une référence comme norme (l'état ou la discontinuité cherchée doit être défini). Toutes les déviations de cette norme en dessous d'une tolérance indiquée seront alors considérées comme inacceptables.

Dans notre cas, une norme avec les fissures extérieures de différentes profondeurs peut être employée. Les spécifications matérielles de la norme doivent être semblables aux spécifications matérielles de la pièce à inspecter. Les largeurs des fissures sont de 2 millimètres, les profondeurs des fissures sont de 1 millimètre à 2 millimètres. Les fréquences varient de 4 à 30 KHz.

La figure 2 représente le maillage de domaine étudié. La définition de la densité de maille devrait également tenir compte de la fréquence employée dans l'analyse pour assurer la modélisation appropriée de l'effet de peau dans le tube. Dans notre analyse nous avons exécuté des calculs pour des fréquences entre 5 et 20 KHz. Les profondeurs équivalentes de l'effet de peau pour ces fréquences sont entre 4 et 1 millimètres. La maille de 0.5 millimètre a été choisie pour

la région intérieure du tube et de 1 millimètre pour la région externe.

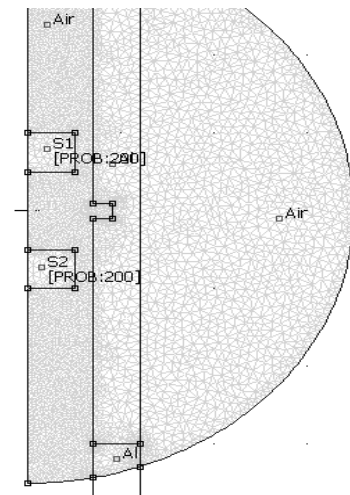


Figure 2 : Maillage de domaine étudié.

Le logiciel FEMM, offre plusieurs possibilités de visualiser les résultats. La figure 3 montre l'évaluation du vecteur complexe du potentiel magnétique.

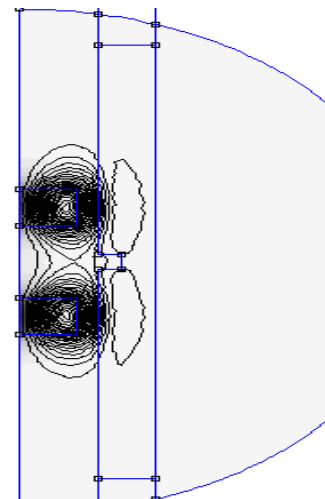


Figure 3 : Distribution de vecteur complexe du potentiel magnétique.

D'autres courbes peuvent être obtenues tel que l'évaluation de la partie réelle et/ou imaginaire du potentiel magnétique. Ainsi que l'utilisation de certaines options comme le zoom (voir par exemple la figure 4).

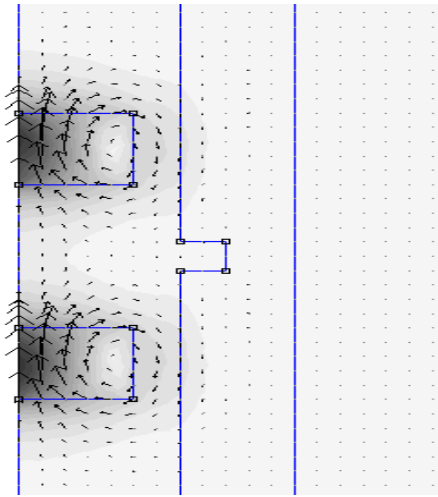


Figure 4 : Zoom sur les vecteurs de l'induction magnétique.

La résolution du système d'équations a été effectuée par la méthode des éléments finis. Premièrement, le potentiel vecteur magnétique est calculé. Après analyse de la distribution du champ électromagnétique, nous calculons l'énergie électromagnétique et nous en déduisons les composantes réelles et imaginaires de l'impédance du capteur et ce afin de procéder à la simulation du CND par courants de Foucault du système étudié.

5. Conclusion

Le CND par courants de Foucault est largement employé pour inspecter les matériaux électriquement conducteurs. Dans ce contexte, les outils de simulation permettent d'étudier les interactions sonde-pièce et jouent un rôle croissant pour concevoir les systèmes de contrôle et démontrer leurs performances.

Les problèmes de CND par CF et les équations de Maxwell permettant d'obtenir l'évolution des champs électriques et magnétiques dans le domaine continu.

Notre étude est basée sur la méthode du CND par courant de Foucault appliquée aux matériaux conducteurs exploitant le phénomène électromagnétique axisymétrique en deux dimensions. Notre dispositif de contrôle, est constitué d'un capteur (bobine) et une charge. Cette dernière est une pièce conductrice (un tube plein en aluminium).

Le but de ce travail est d'utiliser la méthode des éléments finis pour la modélisation du contrôle non destructif par courant de Foucault. L'application de cette méthode offre beaucoup d'avantages.

La méthodologie proposée peut être appliquée à différentes bobines et pour différents matériaux.

Références

[1] Yohan Le Diraison, Imagerie à courants de Foucault pour l'évaluation non-destructive de structures rivetées aéronautiques, thèse de doctorat de l'école normale supérieure de Cachan (2008).

[2] C. Reboud, D. Prémel, D. Lesselier, and B. Bisiaux, Recent advances in simulation of eddy current testing of tubes and experimental validations, Review of Quantitative Nondestructive Evaluation, Vol. 26, pp. 241 – 248, (2007).

[3] S Bennoud, M Zergoug, The non destructive testing methods applied to detect cracks in the hot section of a turbojet, Applied Mechanics and Materials 61, 79-83 (2011).

[4] Meeker D. : (FEMM).Version 4.0 - Le Manuel D'Utilisateur, (2004).

[5] Jianghua Deng, Chunfeng Li, Zhiheng Zhao, Fang Tu, Haiping Yu Numerical simulation of magnetic flux and force in electromagnetic forming with attractive force, Journal of Materials Processing Technology 184, 190–194 (2007).

[6] S. Nagata, M. Enokizono, Numerical simulations and experiments of eddy current tests under various excitation methods, Journal of Materials Processing Technology 161, 353–358 (2005)

[7] R.Palanisamy and W. Lord, Prediction of Eddy Current Probe Signal Trajectories, IEEE Transactions on Magnetics, 16, 5, (1980).

[8] Y. T. Gu et L. C. Zhang, Coupling of the Mesh free and Finite Element Methods for Determination of the Crack Tip Fields, University of Sydney, NSW, Australia (2006).

EVALUATION OF FRACTURE TOUGHNESS TRANSFERABILITY IN PIPE WITH EXTERNAL ORIENTED DEFECT

B. EL HADIM¹, H. EL MINOR¹, M. EL HILALI¹, G. PLUVINAGE²

¹ Laboratoire d'Ingénierie des Procédés de l'Energie et de l'Environnement LIPEE, ENSA Agadir, Maroc

² Laboratoire de fiabilité mécanique (LFM), Université de Metz-ENIM, Metz, France

Introduction

Pipelines have been used as one of low cost methods for oil and gas transmission. But they are exposed to a certain number of environmental aggressions.

The fracture of gas pipelines produced by the external defects, e.g.; gouges, foreign scratch objects were the cause of more than a third of failures in service.

This impact on pipe under internal pressure is represented by a blunt notch defect.

The fracture mechanics concept applied to the analysis of structures which contain cracks or flaws is well known in literature. The problem of fracture in pipelines is treated in several papers [1] and the stress intensity factor is the most used criteria to characterize the fracture phenomena. In this paper, we are interested in the external oriented defect in the pipe by using the fracture mechanics analysis. The problem is treated by considering various outside diameters of pipe and various defect orientations. The survey is based on the volumetric method as a local fracture criterion for evaluating the critical notch stress intensity factor or so called the fracture toughness of material.

Transferability of fracture toughness is an important problem of structural design because the properties measured in some reference conditions of geometry or constraint have to be modified to be applied in other similar conditions in structure design.

Fracture toughness transferability (FTT) is made by the way of a new transferability parameter called p_t .

The local stress distribution was calculated by the CAST3M software.

It is well known that ductile fracture is sensitive to stress triaxiality. In this work, β is used as a measure of stress triaxiality. This parameter is defined as the ratio of the hydrostatic stress over the equivalent Von Mises stress:

$$\beta = \frac{\sigma_h}{\sigma_{eq,VM}} \quad (1)$$

where:

$$\sigma_h = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3}$$

and:

$$\sigma_{eq,VM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2}$$

Material

The material is an ASTM A106 Gr. B steel. His mechanical proprieties are listed in TABLE I.

TABLE I
MECHANICAL PROPRIETIES OF ASTM A106 Gr.B

E (GPa)	v	σ_Y (MPa)	σ_U (MPa)	A%	n	K (MPa)
210	0.3	351	562	30	0.146	848

Geometrical characteristics

To evaluate the critical notch stress intensity factor in pipe under internal pressure means that the critical loading pressure must be determined. But, it seems to be complicated and expensive. Then, we considered specimens extracted from the pipe.

Specimen geometry is given in Fig.1. Four outside diameters and for each diameter four notch orientations are considered as shown in TABLE II.

The defect depth is equal to one half of pipe wall thickness for that we have a helical oriented notch.

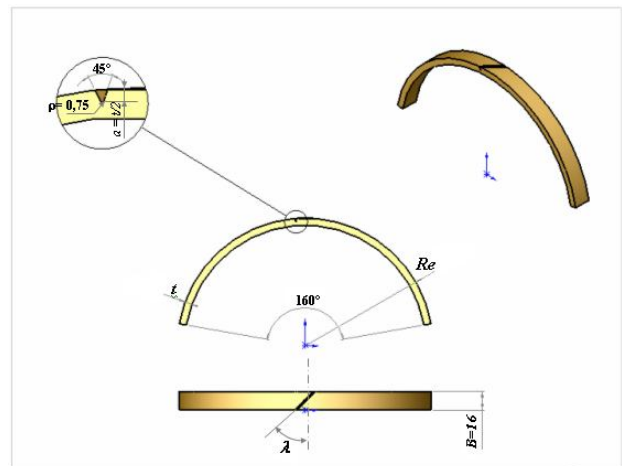


Fig.1. Specimen geometry with oriented blunt notch.

TABLE II
GEOMETRICAL CHARACTERISTICS OF SPECIMEN

ρ (mm)	D=2Re (mm)	t (mm)	λ (°)
0.75	88.9	5.49	0; 15; 30; 45
0.75	114.3	6.02	0; 15; 30; 45
0.75	168.3	7.11	0; 15; 30; 45
0.75	219.1	8.18	0; 15; 30; 45

IV. Notch stress intensity factor and volumetric method

Stress distributions around the notch defect have been converted into so called notch stress intensity factor using the notch fracture mechanics and particularly the volumetric method.

The volumetric method [2] is a local fracture criterion, which supposes that the fracture process requires a certain fracture volume. This volume is assumed as a cylinder with effective distance at its diameter.

The elastic-plastic stress distribution along the ligament is plotted in the bi-logarithmic diagram as can be seen in Fig.2:

Three distinct zones in the diagram can be distinguished:

- Zone I: the elastic-plastic stress opening stress increases and attains a peak value.
- Zone II: the elastic-plastic stress drops gradually in the elastic regime.
- Zone III: starts at a certain distance which is named the effective distance. It represents linear behaviour in the bi-logarithmic diagram.

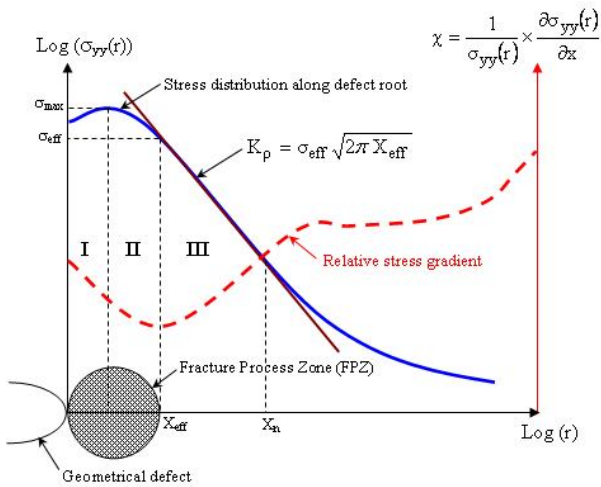


Fig.2. Schematic elastic-plastic stress distribution along notch ligament and stress intensity concept

The notch stress intensity factor [N.S.I.F] is defined as function of effective distance and effective stress:

$$K_{\rho} = \sigma_{eff} \sqrt{2\pi X_{eff}} \quad (2)$$

The effective distance corresponds to the minimum of the relative stress gradient which given as:

$$\chi(r) = \frac{1}{\sigma_{yy}(r)} \frac{\partial \sigma_{yy}(r)}{\partial r} \quad (3)$$

The effective stress is considered as the average volume of the stress distribution over the effective distance. However stresses are multiplied by a weight function in order to take into account the influence of stress gradient due to geometry and loading mode. The effective stress is defined as:

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{X_{eff}} \int_0^{X_{eff}} \sigma_{yy}(r) \times (1 - r \times \chi(r)) dr \quad (4)$$

V. Finite element analysis

The numerical analysis in specimen with external defect needs to determinate the stress distribution in the vicinity of notch.

The part modelled in 3D analysis is meshed by quadrangular elements with eight nodes. Computing was carried out on CAS3M software [3].

By using the maximum hoop stress as failure criterion [4], the stress distribution (σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$, $\sigma_{r\theta}$, σ_{zz} , σ_{rz} and $\sigma_{\theta z}$) was simulated along the notch (LET in Fig.3) in several sections (Fig.4) in order to determinate the sollicitation mode of fracture. Those sections are normal to the notch.

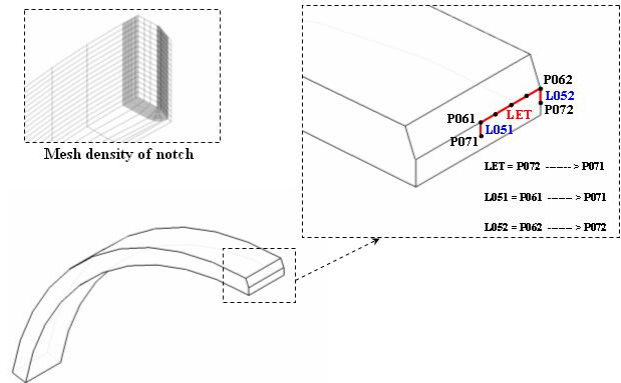


Fig.3. The long blunt notch model and mesh density

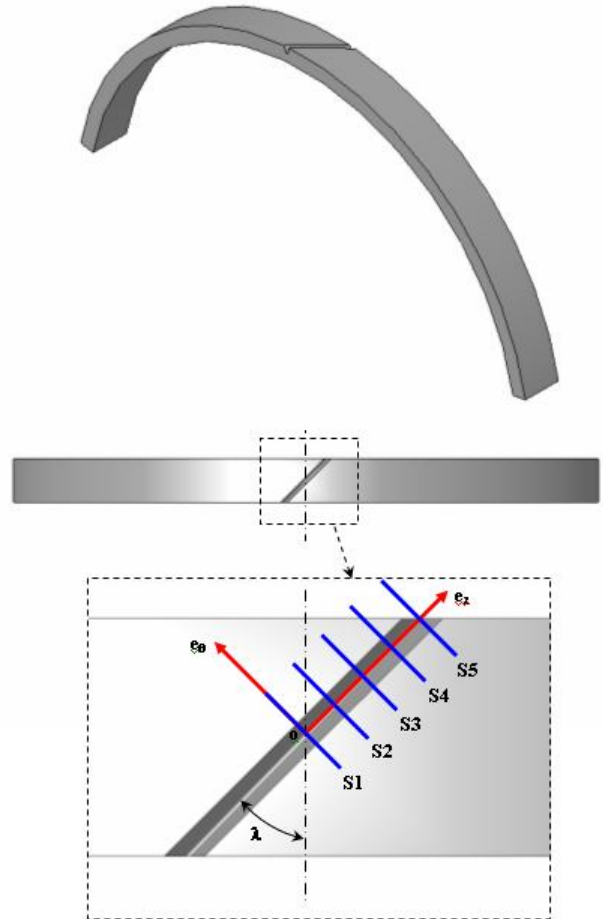


Fig.4. Perpendicular sections to the notch

VI. Experimental tests

The specimen is submitted to a loading distributed to the center in bending mode as indicated in Fig.5.

To achieve this loading mode, a support has been conceived to be fixed on the machine.

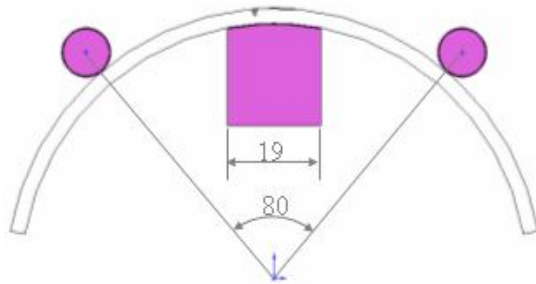


Fig.5. Loading mode of the specimen.

Four various diameters are considered, and for each diameter, we have four notch orientations. Two tests are performed for each case, and then the total number of tested specimens is 32.

To evaluate the critical notch stress intensity factor (C.N.S.I.F) K_{ρ}^c , we need to find the critical load which produces the fracture of specimen. All values of critical loads after tests are listed in TABLE III.

TABLE III
CRITICAL LOADS AFTER TESTS

Outside diameter/ thickness D/t (mm/mm) (Standard)	Notch orientation λ (°)	Test N°1 F_1 (N)	Test N°2 F_2 (N)	Average load F_M (N)
88.9/5.49	00	2560	2640	2600
	15	3100	2900	3000
	30	3700	3600	3650
	45	4380	4620	4500
114.3/6.02	00	2850	2950	2900
	15	3300	3420	3360
	30	4200	4140	4170
	45	4560	4800	4680
168.3/7.11	00	3020	3100	3060
	15	3700	3500	3600
	30	4100	4000	4050
	45	4800	5040	4920
219.1/8.18	00	3300	3100	3200
	15	3660	3740	3700
	30	4300	4580	4440
	45	4900	5240	5070

VIII. Fracture Toughness Transferability

A new transferability parameter p_t based on a geometrical correction has been found. This parameter is given as follows:

$$p_t = \beta_{\max}^c \sqrt{\frac{D}{t} (X_{\beta_{\max}}^c \cdot X_{eff}^c)} \quad (5)$$

Evolution of critical notch stress intensity factor K_{ρ}^c versus p_t transferability parameter is shown in figure 6.

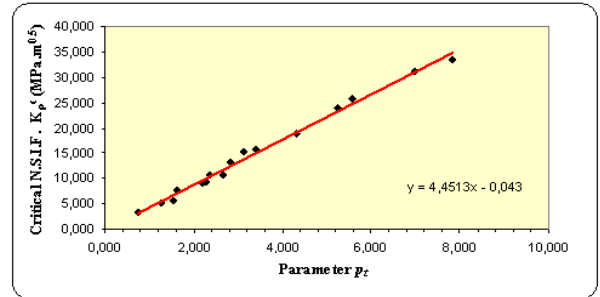


Fig.6. Evolution of Critical Notch Stress Intensity Factor versus p_t transferability parameter.

All data for every specimen diameter and notch orientation merge into a unique linear curve:

$$K_{\rho}^c = 4.4513 p_t - 0.043 \quad (6)$$

The parameters introduced into the transferability parameter p_t depend on non dimensional diameter D/t and notch orientation λ . After results analysis, p_t can be written in the following form:

$$p_t(\lambda, \frac{D}{t}) = A(\lambda) \left(\frac{D}{t}\right)^{-2} - B(\lambda) \left(\frac{D}{t}\right)^{-1} + C(\lambda) \quad (7)$$

where:

$$A(\lambda) = 0.2623 \lambda^3 - 17.228 \lambda^2 + 41.14 \lambda + 10713$$

$$B(\lambda) = 0.0308 \lambda^3 - 2.0747 \lambda^2 + 7.4917 \lambda + 1261.5$$

$$C(\lambda) = 0.0009 \lambda^3 - 0.0620 \lambda^2 + 0.2535 \lambda + 40.173$$

VII. Conclusion

The fracture toughness transferability by using the actual parameters such as T stress or Q parameter [5], gives no satisfactory results. Q parameter cannot be used in only restricted conditions in quasi elastic case. T stress can be used only in pure elastic conditions. Q^* parameter measured on notched specimens can be used for elastic-plastic case, but similarly to Q parameter is a relative difference of critical notch stress intensity factors. For these reasons, we propose to introduce a new transferability parameter [6] which is based on stress triaxiality in vicinity of notch tip.

References

- [1] D. Zelmati, A. Amirat, Finite Element Method Analyses of Fracture Toughness of API X70 Pipeline Steels, *International Review of Mechanical Engineering*, (2008).
- [2] G. Pluvinaige, *Fracture and Fatigue Emanating from stress concentrators* (Dordrecht: Kluwer Academic Publishers; 2003.).
- [3] CAST3M, Logiciel d'éléments finis développé par le département des études mécaniques et thermiques du commissariat français de l'énergie atomique C.E.A.
- [4] B. El Hadim and col, Evaluation of Notch Stress Intensity Factor in pipe with external oriented defect, *International Review of Mechanical Engineering*, Vol.5 N1, pp7-11, (2011).
- [5] J. R. Rice and D. M. Tracy, *Journal of Mechanics and Physics of Solids* 26, pp. 163-186, (1969).
- [6] B. El Hadim and col, Fracture Toughness Transferability in pipe with external oriented defect, *International Review of Mechanical Engineering*, Vol.5 N5, July (2011).

INFLUENCE DE L'ENVIRONNEMENT SUR LE RETARD DE PROPAGATION DES FISSURES DE FATIGUE APRES APPLICATION D'UNE SURCHARGE

M. MAZARI⁽¹⁾, W. BENDAHO⁽¹⁾, C. GAFOUR⁽¹⁾, B. BENGUEDIAB⁽¹⁾, N. RANGANATHAN⁽²⁾

Laboratoire de Matériaux et Systèmes Réactifs – Université Djillali Liabes
 BP 89, Cité Larbi ben Mhidi 22000 Sidi Bel Abbès – Algérie (mazari_m@yahoo.fr)
 Laboratoire de mécanique et de rhéologie – Université F. Rabelais de Tours France

Résumé :

Dans cette étude nous nous sommes intéressés au comportement de deux alliages d'aluminium (2024 T351 et 7075 T7351) sollicités par une simple surcharge dans le but de déterminer le nombre de cycles de retard de chacun et de comparer leur tenue face à différents environnements (air et vide). Pour cela, nous avons effectué des essais de fatigue interrompus par une simple surcharge avec un taux de surcharge $\tau = 2$ et des rapports de charges $R=0,1$ et $R=0,5$. Les résultats obtenus montrent que le nombre de cycles de retard de l'alliage 2024 T351 est supérieur à celui de l'alliage 7075 T7351 et que le nombre de cycles de retard est plus important dans le vide qu'à l'air pour les deux matériaux.

Mots clés: Surcharge; alliage d'aluminium; nombre de cycles à la rupture.

1. Introduction :

L'influence du changement spontané de la charge sur le comportement d'une fissure de fatigue d'une structure est un phénomène naturel qui peut surgir à tout moment. C'est pour cette raison que plusieurs auteurs tels que Schijve [1], Von Euv et Col. [2], Wei et Col. [3] et Bathias [4] se sont intéressés aux phénomènes des surcharges et ont défini certains facteurs gouvernant ce phénomène.

Parmi ces facteurs on peut citer :

ΔK_{pic} : amplitude du facteur d'intensité de contraintes correspondant à la surcharge en $[MPa.m^{1/2}]$;

N_d : nombre de cycles de retard ;

a_d : longueur de fissure perturbée par la surcharge en [m].

Certains auteurs ont tenté d'expliquer d'autres aspects relatifs aux surcharges ils montrent que pour l'alliage 2024 T351 et pour un taux de surcharge τ le retard diminue si le rapport de charge R augmente, pour des $R_i > 0$ et que pour $\tau = 2,3$ la fissure peut se bloquer définitivement [5]. Dans le domaine des rapports de charge négatifs ($R_i < 0$) et pour un taux de surcharge donné, le retard diminue lorsque le rapport de charge R augmente [6].

2. Conditions expérimentales :

2.1. Matériaux utilisés :

Dans cette étude, nous avons utilisé deux alliages d'aluminium à haute résistance dont les propriétés chimiques et les caractéristiques mécaniques sont donnés, respectivement, dans les tableaux 1 et 2.

Élts%	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
2024 T351	0.10	0.22	4.46	0.66	1.50	0.01	0.04	0.02
7075 T7351	0.70	0.16	1.52	0.04	2.55	0.20	6.00	0.04

Tableau 1 : Propriétés chimiques

Matériau	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_R (MPa)	A (%)	K	n
2024 T351	318	524	12.8	652	0.104
7075 T7351	470	539	11.7	960.5	0.051

Tableau 2 : Caractéristiques mécaniques

Éprouvettes utilisées :

Tous les essais ont été conduits sur des éprouvettes du type CTX avec :

Pour le 2024 T351, $X = 75$ mm, $B = 10$ et 4 mm, la géométrie de certaines éprouvettes a été modifiée par N. Ranganathan pour pouvoir effectuer des mesures d'ouverture au droit de l'axe de chargement (figure 1)

Pour la série 7075, $X = 38,4$ mm, $B = 12$ mm

La configuration générale de l'éprouvette est donnée dans la figure 1.

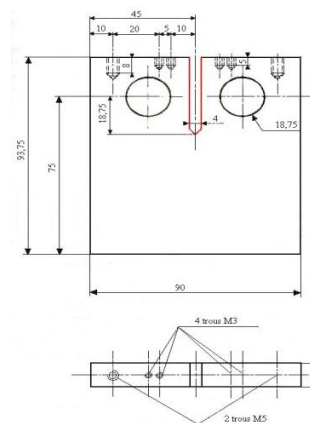


Fig. 1: Géométrie de l'éprouvette utilisée

Pour cette géométrie, le facteur d'intensité de contrainte K est donné par :

$$K = \frac{p}{B\sqrt{w}} f\left(\frac{a}{w}\right) \quad (1)$$

où P : est la charge appliquée (N)

B : épaisseur de l'éprouvette (mm)

W : largeur de l'éprouvette (mm)

Deux fonctions de compliance $f\left(\frac{a}{w}\right)$ ont été utilisées et sont données par :

✳️ Pour $0,3 < \frac{a}{w} < 0,7$:

$$f\left(\frac{a}{w}\right) = 29,6\left(\frac{a}{w}\right)^{\frac{1}{2}} - 185,5\left(\frac{a}{w}\right)^{\frac{3}{2}} + \dots \quad (2)$$

✳️ Pour $0,2 < \frac{a}{w} < 0,3$

$$f\left(\frac{a}{w}\right) = 4,55 - 40,32\left(\frac{a}{w}\right) + 414,7\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 1698\left(\frac{a}{w}\right)^3 + \dots \quad (3)$$

Pour $\frac{a}{w} > 0,3$ les équations (2) et (3) donnent sensiblement les mêmes résultats.

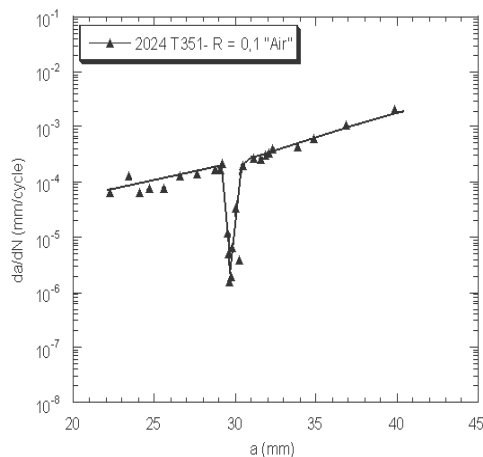
Cette fonction a été établie par Newman [86]

Résultats et discussions :

3.1. Courbes de retard :

Nous avons observé trois types de retard :

Retard immédiat :



b) Retard différé :

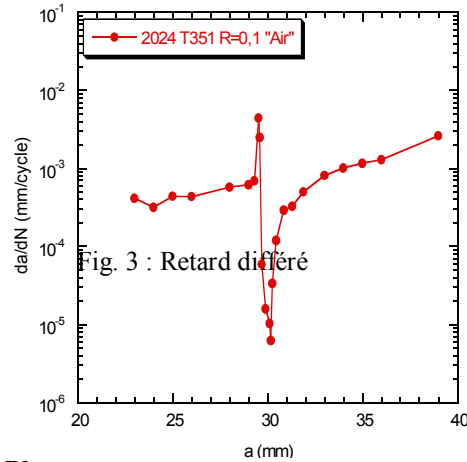


Fig. 3 : Retard différé

c) Blocage :

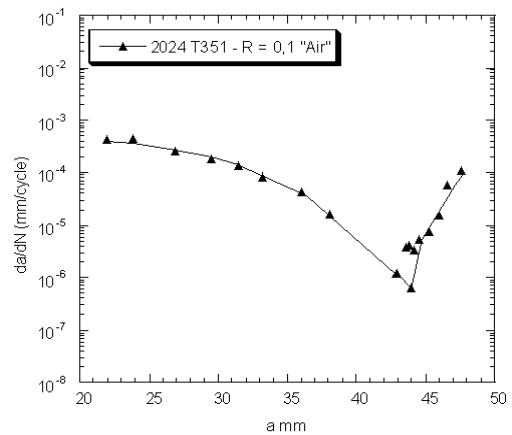


Fig. 4 : Blocage

Évolution du nombre de cycle de retard :

Pour caractériser l'effet du matériau, du rapport de charge et de l'environnement, nous avons présenté l'évolution du nombre de cycle N_d affecté par la surcharge en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes ΔK .

Effet du matériau et du rapport de charge :

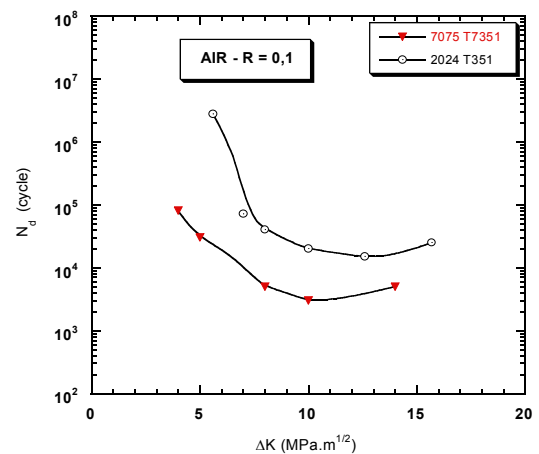


Fig. 5 : $N_d = f(\Delta K)$ sous air (R=0,1)

de son axe de propagation après l'application de la surcharge.

Le retard sous vide est plus important qu'à l'air pour les deux matériaux étudiés à R=0,1.

Références :

[1] Schijve, Prediction Methods for Fatigue Crack Growth in Aircraft Material 1979.ASTM STP 700, p.3
 [2] E.F.J. Von Euv et Col., Stress Analysis and Growth of Cracks: Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics: Part 1 1972, ASTM STP 513, p.230.
 [3] R.P. Wei et Col., [load interaction effects on fatigue crack growth](#), 1973, NASA CR. 2239,
 [4] C. Bathias, Effects of overload on fatigue crack growth in some aluminium alloys, International Conference of Mechanical Behavior of Materials 16-20 1976. Boston
 [5] Ranganathan et Col. , Overload Effects in Aluminum Alloys: Influence of Plasticity and Environment", Journal of ASTM International, Journal of ASTM International, vol.1, Issue 10, 2004
 [6] R.I. Stephens et Col., 1976, ASTM STP 595, P. 27.
 [7] R.S. Vecchio et Col., 1984, Fat. Of Eng. Matls and St., V. 7, p. 181.

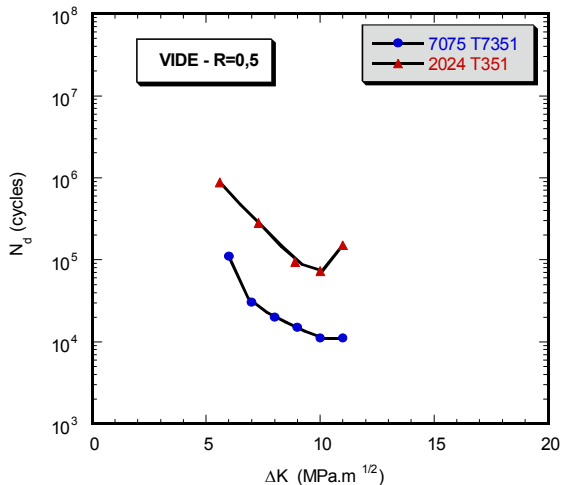


Fig. 6 : $N_d = f(\Delta K)$ sous vide (R=0,5)

Nous constatons que :

le retard de propagation est plus important à R=0,1 qu'à R=0,5 ;

Les deux matériaux présentent, globalement, la même allure en U telle qu'elle a été observée par Vecchio et Col. [7] et Ranganathan et Col. [5].

Influence de l'environnement :

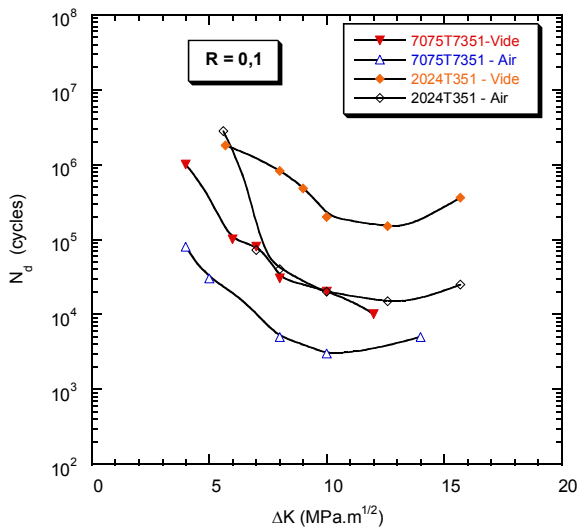


Fig. 7 : $N_d = f(\Delta K)$ sous air et sous vide (R=0,1 et R=0,5)

Conclusion :

Dans cette étude nous avons mis en évidence le nombre de cycles de retard dû à l'effet d'une simple surcharge. Nous avons étudié l'effet du matériau, du rapport de charge ainsi que celui de l'environnement et nous avons constaté que globalement les deux matériaux présentent la même allure en U. l'alliage 7075 T7351 présente un retard dix fois plus faible que le 2024 T351 pour $7 < \Delta K < 14 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ à R = 0,1 et pour $7 < \Delta K < 10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ à R = 0,5.

Ce comportement peut être expliqué par le fait que l'alliage 2024 T351 présente une forte consolidation cyclique et que pour des faibles valeurs de ΔK la fissure a tendance à dévier

ESTIMATION DE L'ÉNERGIE DE FISSURATION PAR MESURE DE MICRODURETE

B. BOUCHOUICHA¹, M. ZEMRI¹, A. ZAIM¹, M. MAZARI¹, M. BENGUEDIAB¹, A. IMAD²

¹ Laboratoire de matériaux et systems réactifs LMSR, Université Djillali Liabes Sidi Bel Abbès Algérie

² Laboratoire de mécanique de Lille LML, Ecole polytechnique universitaire de Lille, France

Résumé :

L'endommagement par fatigue d'un matériau passe généralement par deux étapes : Dans un premier temps, il y a amorçage d'une ou plusieurs fissures le plus souvent au voisinage d'un incident de forme ou d'une hétérogénéité qui produisent une concentration de contrainte locale. La croissance de ces fissures est liée à l'existence d'une zone plastique en tête de fissure dont la formation est l'intensification s'accompagnent d'une dissipation d'énergie.

L'objectif de cette étude menée sur un acier au carbone A48AP soudé, est d'analyser l'évolution de l'énergie en pointe de fissure au cours de la propagation, à partir des mesures locales, en tenant compte à la fois des aspects mécaniques, de conditions de sollicitation, de la géométrie des éprouvette et des effets de fermeture. Et dans le but d'atteindre l'énergie plus près de l'extrémité de la fissure dans la zone plastifiée, nous avons utilisé des mesures de microduretés tout au long de la zone de déformation.

L'estimation de la déformation totale en chaque point de mesure a été déterminée par une relation polynomiale reliant ΔH_v avec $\Delta \epsilon_t/2$. La distribution de cette dernière en bout de fissure a été calculée par le théorème général de calcul de la valeur moyenne que nous avons mis au point. Nous avons remarqué que l'étendu de cette zone se développe non seulement de part et d'autre et en avant de la fissure mais aussi en arrière du front de la fissure. Et Après avoir déterminé la déformation moyenne dans la zone plastique, nous avons calculé l'énergie totale dans chaque zone étudiée. Cette énergie de création de fissure est nettement supérieure dans le joint de soudure que dans le métal de base ou la zone affectée thermiquement.

Mots clés : microdureté – zone plastique – énergie locale – fissuration – Acier A48

1. Introduction

Dans un corps élastique contenant une fissure, l'extension de celle ci provoque un accroissement de l'énergie potentielle et une diminution de l'énergie de déformation emmagasinée. Diverses techniques expérimentales ont été mise en œuvre pour mesurer l'énergie de création de surface [1]. A cet effet un terme (U), qui représente le travail plastique nécessaire pour crée une surface libre dans un alliage, doit être introduit à côté de l'énergie théorique (γ) nécessaire pour séparer les atomes d'un métal. Une méthode a été utilisée pour mesuré l'énergie locale de création de surface à la pointe de la fissure en utilisant des

micro-jauges pour un rayon de la zone plastique ($r \geq 0.5\text{mm}$) [2]. Afin de se rapprocher le plus possible de l'extrémité de la fissure dans la zone plastifiée, de détecter les déformations plastiques locales et d'atteindre l'énergie plus près possibles de l'extrémité de fissure dans cette zone plastifiée, nous avons eu recours à une technique dite ponctuelle par mesure de microdureté [3].

L'objectif de notre étude menée sur un acier A48AP, est d'analyser l'évolution de l'énergie en pointe de fissure au cours de la propagation dans un joint de soudure, à partir des mesures locales, en tenant compte à la fois des aspects mécaniques, de conditions de sollicitation, de la géométrie des éprouvette.

2. Résultats et analyses

2.1. Relation entre l'énergie locale et la déformation

Les essais oligocycliques [3-4] ont montrés que pour chaque valeur de la déformation totale, l'énergie locale a été calculé sur un cycle d'hystérésis du domaine stabilisé qui correspond à la moitié du nombre de cycles à la rupture. La courbe présentée par la figure (1) montre les trois domaines distinctes (anélastique, intermédiaire et plastique).

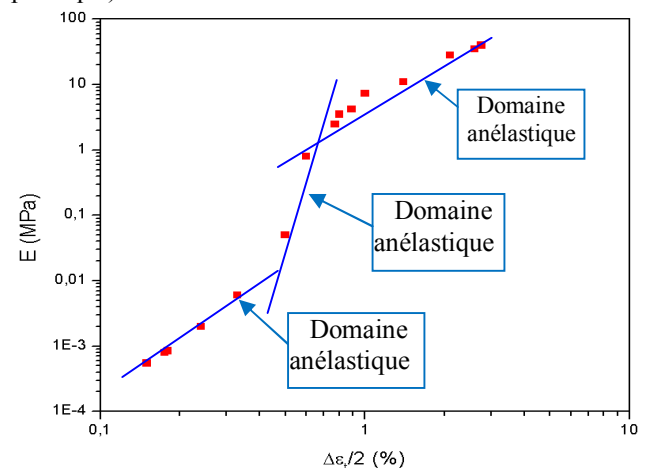


Figure 1 : Evolution de l'énergie locale en fonction de la déformation totale.

L'évolution de l'énergie locale dans les trois domaines n'est pas identique, pour les trois zones étudiés l'énergie croît moins vite dans la zone plastique que dans la zone anélastique et entre ces deux domaines on observe une zone intermédiaire où l'énergie croît très rapidement.

2.2. Relation entre la dureté et la déformation totale

Pour établir la relation entre la dureté Hv et la déformation totale, des mesures de dureté ont été effectuées, après polissage sur les différentes éprouvettes. Certains auteurs [5] ont constaté que la dureté Hv évolue linéairement en fonction de la déformation totale $\Delta \epsilon_t / 2$.

Pour chaque éprouvette, les résultats sont moyennés sur 30 points de mesures. Les courbes obtenues pour les trois zones sont présentées sur les figures (2).

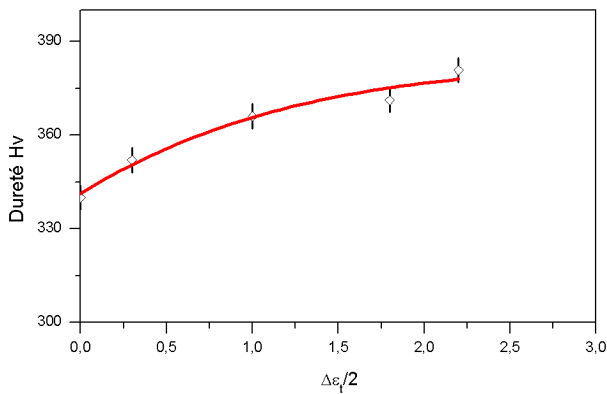


Figure 2 : Evolution de la dureté en fonction de la déformation totale.

2.3. Estimation de l'énergie dissipée en bout de fissure :

Cette estimation passe par la mesure de la dureté du matériau en bout de fissure. En effet, nos résultats nous permettent d'obtenir les relations $\Delta H_v = f(r, \theta)$. Et à l'aide des relations :

$$\left\{ \Delta H_v = g\left(\frac{\Delta \epsilon_t}{2}\right) \text{ et } W = h\left(\frac{\Delta \epsilon_t}{2}\right) \right. \quad (1)$$

Nous pouvons interpoler W et r pour des valeurs de θ fixées.

a) Relation entre Hv et r :

Pour interpoler l'énergie W et le rayon r pour des valeurs de θ fixées, nous avons considéré d'abord la symétrie de la zone considérée et on prend les différentes directions définies par les valeurs de θ . Pour chacune de ces directions, nous avons mesuré la microdureté Hv pour des valeurs de r décroissant de 2 à 0,05 mm du bout de la fissure, avec des pas de mesure variable. Sur la base de ces résultats, nous avons exprimé ΔH_v en fonction de r avec ($\Delta H_v = H_v - H_{v\text{moy}}$) De ce fait, il nous a été possible de vérifier l'évolution ΔH_v en fonction de r. Leurs formes vérifient la loi de type :

$$\Delta H_v = \beta (r)^{c\theta} \quad (2)$$

b) Estimation de la taille de la zone de déformation :

Pour l'estimation de la taille de la zone de déformation et compte tenu de la dispersion de la variation de la dureté lorsque la déformation totale $\Delta \epsilon_t$ est inférieure à la création d'une déformation plastique, nous avons établi une relation

polynomiale entre ΔH_v et $\frac{\Delta \epsilon_t}{2}$:

La déformation plastique totale des trois zones apparaissent respectivement :

- Pour $\frac{\Delta \sigma}{2} = 405 \text{ MPa}$ à $\frac{\Delta \epsilon_t}{2} = 0,5 \%$
- Pour $\frac{\Delta \sigma}{2} = 430 \text{ MPa}$ à $\frac{\Delta \epsilon_t}{2} = 0,4 \%$.
- Pour $\frac{\Delta \sigma}{2} = 450 \text{ MPa}$ à $\frac{\Delta \epsilon_t}{2} = 0,32 \%$.

La relation (1) permet d'obtenir la valeur correspondante de ΔH_v :

- Pour MB $\Delta H_v = 18,5$
- Pour ZAT $\Delta H_v = 32,31$
- Pour MF $\Delta H_v = 38$

De la relation (2), nous déterminons la taille r_{zd} de la zone de déformation. Les résultats obtenus sont donnés dans le tableau (1).

θ (rd)	$\frac{5\pi}{8}$	$\frac{\pi}{2}$	$\frac{3\pi}{8}$	$\frac{\pi}{4}$	$\frac{\pi}{8}$	0
r_{zd}(mm)						
MB	0,56	0,70	0,66	0,50	0,35	0,40
ZAT	0,30	0,58	0,65	0,62	0,54	0,46
MF	0,24	0,40	0,44	0,48	0,40	0,40

Tableau 1: Valeurs de la taille de la zone plastique r_{zd} en fonction de θ

Il est possible de déterminer la valeur minimale de la dureté qui sert à tester si le point mesuré appartient à la zone plastique. Cette valeur représente la dureté qui correspond au rayon minimal r_{zp} .

- pour MB : $r_{zd}(\text{min}) = 0.25, H_v = 285$
- pour ZAT : $r_{zd}(\text{min}) = 0.34, H_v = 301$
- pour MF : $r_{zd}(\text{min}) = 0.40, H_v = 355$

La comparaison de la taille des zones de déformation, montre que pour le métal de base l'étendu de cette zone est sensiblement plus importante que pour les autres zones (figure 3).

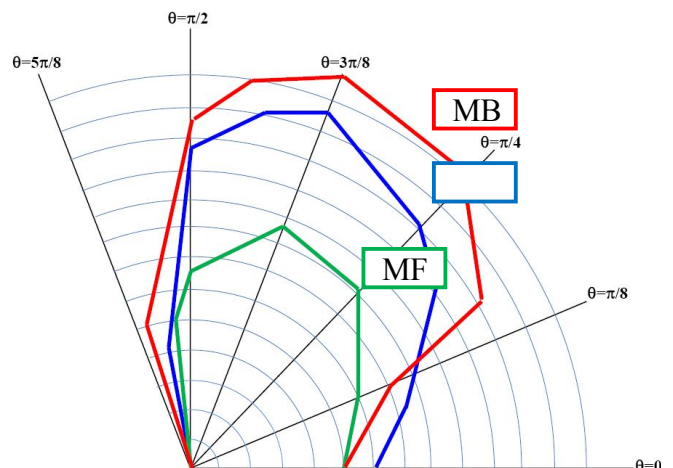


Figure 3: Etendu de la zone de déformation dans les trois zones de la soudure

c) Estimation de l'énergie en bout de fissure :

En chaque point de mesure de la microdureté Hv, les relations (2) nous permettent d'obtenir $\frac{\Delta \epsilon_t}{2}$ en fonction de r et θ . D'autre part, les essais de fatigue oligocyclique nous

ont permis d'établir la relation entre l'énergie locale et la déformation totale soit :

pour MB :

$$W = 6,2.10^4 \left(\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} \right)^{2,98} \quad (3)$$

pour ZAT

$$W = 6,74.10^4 \left(\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} \right)^{2,67} \quad (4)$$

pour MF :

$$W = 7,1.10^4 \left(\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} \right)^{2,9} \quad (5)$$

Les résultats obtenus de la déformation totale ainsi que l'énergie correspondante sont présentés par la figure(4). D'après les relations (3-4 et 5), le calcul de l'énergie de création de fissure revient à déterminer la déformation totale. La difficulté essentielle est le calcul de la déformation totale à partir des mesures ponctuelles dans la surface de la zone plastifiée. L'idée de base est de chercher une valeur moyenne totale surfacique correspondant à la déformation du matériau dans cette zone de déformation.

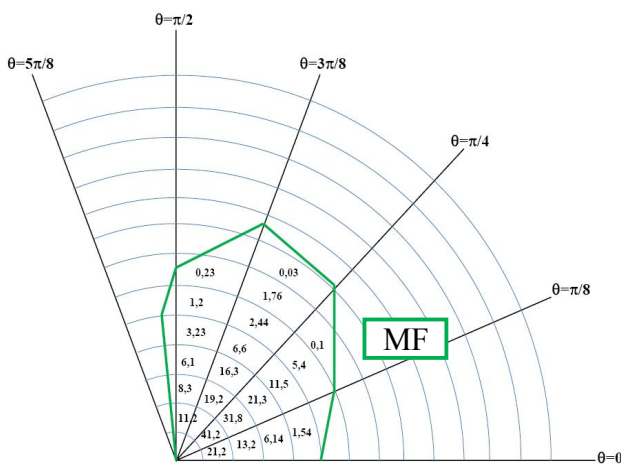


Figure 4: Evolution de l'énergie dissipée par unité d'épaisseur $W (x10^6)$ dans les trois zones

Après avoir déterminé la déformation moyenne dans la zone plastique et connaissant les épaisseurs de nos éprouvettes, nous déterminons l'énergie totale dans chaque éprouvette par la relation suivante :

$$U = W \times B \quad (6)$$

B : représente l'épaisseur de l'éprouvette en [m].

Les résultats obtenues sont récapitulés dans le tableau (2) suivant :

Zone	$\Delta \varepsilon_t / 2$ [%]	W [N.m ⁻²]	B [m]	U [J. m ⁻²]
MB	10,1	59,72 10 ⁵	7 10 ⁻³	0,41 10 ⁵
ZAT	11,168	88,38 10 ⁵		0,61 10 ⁵
MF	13,168	96,14 10 ⁵		0,67 10 ⁵

Tableau 2: Valeurs de l'énergies totale calculée pour les trois zones.

Concernant notre étude, nous remarquons que l'énergie de création de fissure est nettement supérieur dans le joint de soudure par rapport aux deux autres zones. Cette énergie est estimée comme suite:

$$U_{MF}=1,6 U_{MB}=1,1 U_{ZAT}.$$

Cet ordre d'écart est respecté pour les vitesses de fissurations pour un $\Delta K=60$ MPam^{1/2}, qui correspond à la longueur de fissure étudiée. Nous avons vérifié nos résultats expérimentaux à d'autres études qui sont effectuées par des chercheurs au laboratoire de matériaux et systèmes réactifs LMSR à l'université de Sidi Bel Abbès. Ces chercheurs ont déterminé l'énergie par une intégration numérique des cycles (P- δ'), son expression est obtenue en calculant l'aire de cette boucle obtenue par acquisition et traitement par un programme écrit sous LABVIEW. L'avantage de ce programme est de pouvoir faire l'estimation de cette énergie hystérétique pour les faibles valeurs de ΔK. Nous remarquons que les valeurs sont comparables à celle obtenues dans notre expérience. Une légère différence peut s'expliquer par les conditions de mesures et l'aspect des différentes zones utilisés.

3. Conclusion

-L'étendu de cette zone se développe non seulement de part et d'autre et en avant de la fissure mais aussi en arrière du front de la fissure. Sa forme présente une légère dissymétrie par rapport à l'axe de propagation.

-Nous remarquons que l'énergie de création de fissure est nettement supérieur dans le joint de soudure par rapport aux deux autres zones. L'écart entre ces énergies est relative aux écarts des vitesses de fissurations pour un $\Delta K=60$ MPam^{1/2}, qui correspond à la longueur de fissure étudiée.

-Bien que dans cette étude, nous ayons montré la dissymétrie de la zone plastique, il serait plus intéressant d'étudier son évolution en profondeur en utilisant des appareils permettant de faire cette mesure et par conséquent développer un modèle de calcul à deux et à trois dimensions.

Bibliographies:

[1] DELOBELLE P., *Synthesis of the elastoviscoplastic behavior and modelization of an austenitic stainless steel over a large temperature range, under uniaxial and biaxial loadings, Part I : Behavior*, International Journal of Plasticity, Vol. 9, 1993, pp. 65-85.

[2] BUGAT S., *Comportement et endommagement des aciers austéno-ferritiques vieillis : une approche micromécanique*, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2000.

[3] LE ROUX J.C., *Etude du comportement et de l'endommagement en fatigue d'un acier inoxydable austéno-ferritique moulé vieilli*, Thèse de Doctorat, Ecole centrale de Paris, 2000.

[4] SANZOZ F., *Propagation des petites fissures par fatigue dans les zones de concentration de contraintes dans le superalliage N18*, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2000.

[5] RANGANATHAN.N, *Contribution au développement d'une approche énergétique à la propagation d'une fissure de fatigue ; Thèse de docteur ès sciences, (1985).*

ETUDE DE LA RUPTURE D'UN MATERIAU A BASE DE SABLE DE DUNE ET DE LAITIER DE HAUT FOURNEAU.

H.CHERFA^a, K. AIT MOKHTAR^a, M. E. MUNOZ^b & A. SANTAMARIA^b

a. Faculté de génie civil/ Université des sciences et de la technologie Houari BOUMEDIENNE, Alger, Algérie

b. Polymer Science and technology Department and polymer institute POLYMAT, Faculty of chemistry, University of the Basque Country UPV/EHU, P.O.Box 1072 San Sebastian, Spain. ha_cherfa@yahoo.fr

RESUME : La valorisation des matériaux locaux et des déchets tel que le sable de dune, les arènes granitiques, les sédiments de dragage ou encore les laitiers de hauts fourneaux constitue une solution à l'insuffisance des matériaux nobles dont le génie civil est un grand demandeur et plus particulièrement dans le domaine des travaux publics qui, par sa spécificité et ses grands linéaires, en est un grand consommateur.

En Algérie, depuis une décennie, de grands travaux dans les infrastructures de base ont vu le jour notamment dans des domaines tels que la construction des aéroports techniques pour les besoins de l'exploitation des gisements gaziers et pétroliers, la construction et la modernisation du réseau ferroviaire et la construction de l'autoroute est ouest avec ses 1200 kilomètres de long. Ces grands travaux nécessitent des quantités considérables de granulats et de sable de carrière dont l'Algérie accuse un grand déficit. Pour cela et aussi pour des raisons environnementales, on tente d'utiliser autant que possible des matériaux locaux, qui, moyennant un certain traitement, donnent des résultats appréciables permettant leur utilisation dans certaines structures. C'est dans ce cadre que s'inscrit la présente étude où nous allons formuler un matériau à base de sable de dune, très abondant en Algérie, qui sera traité par un résidu de l'industrie sidérurgique qui est le laitier des hauts fourneaux. Il sera question de voir l'influence de différents pourcentages de laitier avec comme activant la chaux, sur la portance et les caractéristiques mécaniques d'un sable laitier dans le but de déterminer la teneur optimale en laitier permettant d'obtenir des indices portant et des résistances à la compression simple optimales pour une utilisation du mélange obtenu comme couche de base dans une chaussée routière semi rigide.

MOTS CLES : laitier, sable de dune, chaussée, compression simple, rupture.

INTRODUCTION

Le laitier est le deuxième produit obtenu lors de l'élaboration de la fonte dans un haut fourneau. Ce premier résulte de la fusion des parties inertes du minerai (la gangue) et des fondants (calcaires) que l'on ajoute dans la charge du haut fourneau pour faciliter cette fusion [Proctor et al. 2005]. A la sortie, le laitier se présente sous forme d'un liquide à une température d'environ 1450°C, isolés et

rejetés de la fonte liquide par flottation. Étant donné la différence de densité entre la fonte (7) et le laitier(3), ils sont donc séparés par décantation. Le laitier granulé est utilisé comme liant hydraulique grâce à son hydraulité, dans les couches de chaussée.

En Algérie la production annuelle du laitier est estimée à 500.000 tonnes. Le laitier granulé ne possède par lui-même aucune vertu liante, mais en présence d'eau et d'un activant hydraulique tel que la chaux, il réagit chimiquement pour former des composés possédant des valeurs liantes. [Zeghichi, 1998]. Pendant la période coloniale, dans la région de Annaba où se trouve le complexe sidérurgique d'EL Hadjar, des routes semi rigides à base de grave laitier en couche de base recouvertes d'un enduit superficiel ont été construites et leur suivi sur plusieurs années a montré leur bon comportement. Par la suite, les chaussées semi-rigides ont laissés leur place aux chaussées souples et l'utilisation du laitier dans les infrastructures routières a disparu. Le sable-laitier SL est un matériau composite constitué essentiellement d'un ou de plusieurs sables, d'un laitier vitrifié et d'activant. Il est principalement utilisé dans la confection des assises de chaussées semi-rigides.

2. LES MATÉRIAUX UTILISÉS (figure 1)

- Le laitier :

Il s'agit d'un laitier granulé de fraîche production et de granulométrie 0/5mm provenant du complexe sidérurgique d'El-Hadjar(Annaba), obtenu par un refroidissement rapide dans les bassins d'eau. Il présente les principales caractéristiques représentées dans le tableau 1. Il répond aux critères fixés par le catalogue algérien de dimensionnement des chaussées neuves qui spécifie une valeur minimale du coefficient de réactivité α supérieure à 20.

Tableau 1. Analyse physico-chimique du laitier granulé d'EL HADJAR [Cherfa et Ait Mokhtar, 2009]

masse volumique apparente (g/cm ³)	1.2
masse volumique absolue (g/cm ³)	2.8
Friabilité (%)	19
Surface spécifique Blaine (cm ² /g)	2057
Coefficient de réactivité α	39
Module de basicité	1.3
A.C	448.19
CaO (%)	45.78
SiO ₂ (%)	34.99
Al ₂ O ₃ (%)	9.79
MgO (%)	3.92
Fe ₂ O ₃ (%)	0.67

On note que le produit A.C représente une réactivité potentielle du laitier dans lequel C représente la teneur en CaO et A la teneur en Al₂O₃.

- Le sable de dune SD:

C'est un sable fin de granulométrie 0/2mm provenant de la région de Boussaâda. Sa teneur en Silice est de 95%. Il est caractérisé par un équivalent de sable de 74% et une valeur du bleu de 0.5.

- le sable correcteur :

C'est un sable de carrière de granulométrie 0/6 mm, de nature calcaire avec une teneur en Carbonates de 98%. Son équivalent de sable est de 74% et sa valeur au bleu de 0.4.

Les courbes granulométriques des différents matériaux d'études sont représentées dans la figure ci-dessous.

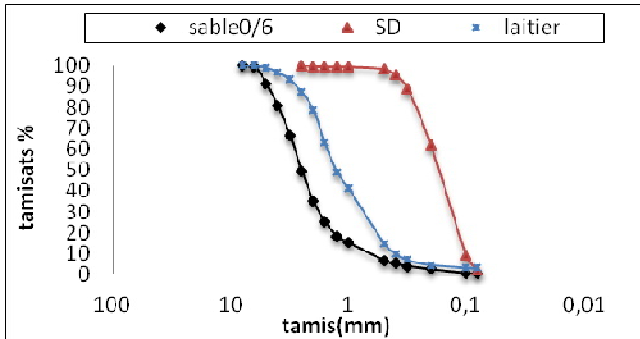


Figure 1. Les courbes granulométriques des constituants du Sable Laitier SL.

- La chaux :

C'est une chaux éteinte qui joue le rôle d'activant du laitier. Elle provient de la wilaya de Ghardaïa.

3. RÉSULTATS

3.1. Formulation de sable laitier

Le choix des compositions des mélanges des sables laitier s'appuie essentiellement sur les deux critères suivants :

- La stabilité immédiate qui traduit globalement l'aptitude au compactage et à la circulation des engins de chantiers ;
- Les performances mécaniques qui caractérisent l'aptitude du matériau à résister à long terme aux différents modes de sollicitations dues au trafic. [Cherfa, 2010].

Plusieurs formulations ont été réalisées en faisant varier les pourcentages du laitier (figure 2).



Figure 2. Éprouvettes de sable laitier.

Le tableau 2 récapitule les formulations retenues en respectant les conditions de la stabilité immédiate, sachant que pour chaque mélange, 1% de chaux a été incorporé.

Tableau.2. Les formulations testées de sable laitier

Formulation	Laitier (%)	Sable 0/6 (%)	Sable de dune(%)
1	10	30	60
2	20	20	60

3	25	25	50
4	30	20	50

3.2. Détermination des caractéristiques Proctor modifié

Les caractéristiques de compactage des sables laitier sont représentées sur la figure 3.

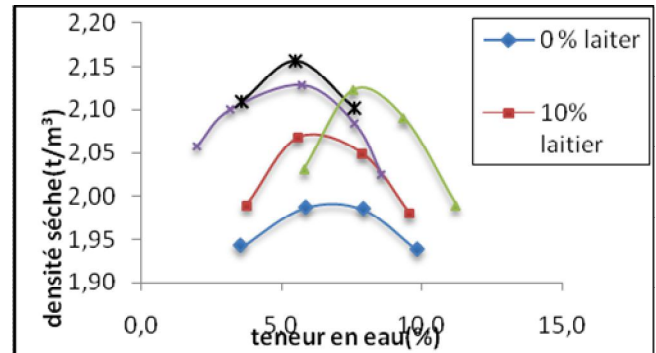


Figure 3. Les courbes Proctor relatives à plusieurs pourcentages du laitier.

3.3. Détermination de la force de rupture

L'évolution de la force de rupture en fonction du dosage du laitier est représentée dans la figure 4.

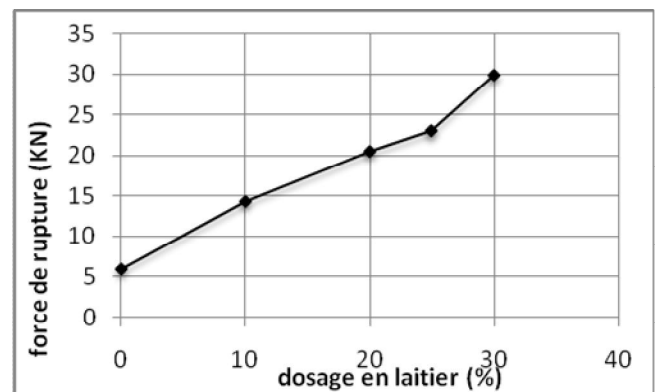


Figure 4. Evolution de la force de rupture en fonction de la teneur en laitier

Nous remarquons que la force de rupture augmente avec l'augmentation de la teneur en laitier sans pour autant atteindre un optimum avec les teneurs testées.

3.4. Essai de compression simple

L'essai de compression simple est effectué avec une vitesse d'écrasement de 1.14 mm/mn. [Lawrence et all. 2005]. Trois séries d'éprouvettes de sable laitier pour chaque teneur en laitier granulé ont été écrasées à 0, 7, 28, 60,90 et 180 jours. La figure 5 montre une éprouvette écrasée à 28 jours.



Figure 5. Eprouvette de sable laitier écrasée à 28 jours

Sur la figure 6, nous avons représenté la courbe contrainte – déformation pour un sable laitier traité à 25 % de laitier et pour un écrasement à 28 jours.

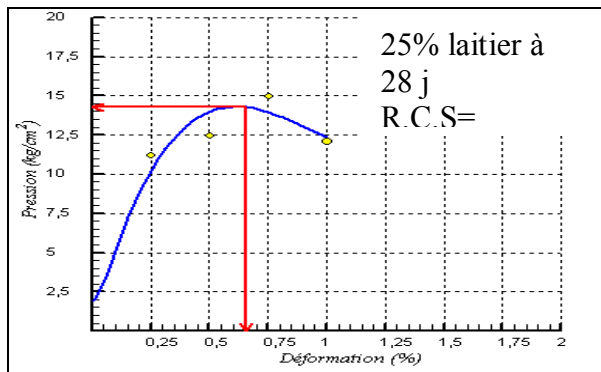


Figure 6. Courbe contrainte – déformation de sable laitier

L'évolution de la résistance à la compression simple (RCS) en fonction de temps et des teneurs en laitier est représentée dans la figure 7.

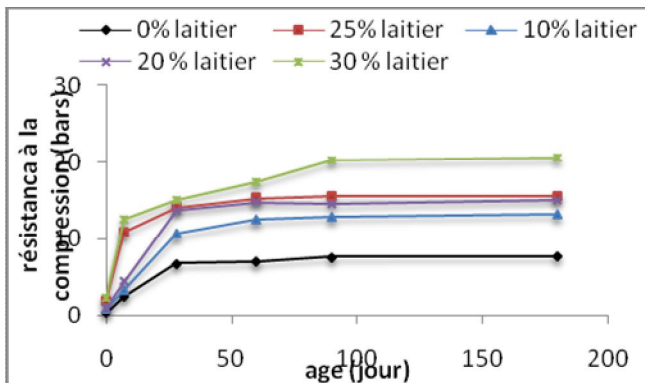


Figure 7. Évolution de la résistance à la compression simple au cours du temps

On remarque que les caractéristiques mécaniques en compression simple de nos mélanges s'améliorent au cours de temps et augmentent avec l'accroissement de la teneur en laitier.

4. Conclusion

Les résultats obtenus montrent que le traitement au laitier granulé dans des techniques telle que celles du sable laitier est très intéressant techniquement pour la valorisation des matériaux locaux et la construction des couches d'assises des chaussées. L'amélioration de la portance et la résistance à la compression des couches traitées au laitier témoigne d'une amélioration de leur résistance au poinçonnement et à la rupture ce qui leur permet de mieux résister aux charges induites par le trafic. Les formulations étudiées dans ce travail vont conduire à concevoir des chaussées de moindre épaisseur induisant une économie considérable des matériaux.

RÉFÉRENCES

- D.M. PROCTOR, K.A. FEHLING, E.C. SHAY, (2000) *Physical and chemical characteristics of blast furnace, basic oxygen furnace, and electric arc furnace steel industry slags*, Environ. Sci. Technol. 34 1576–1582.
- ZEGHICHI, L. 1998. *Etude des liants et bétons à base des alcalis et ciments au laitier*. Thèse de magister, Université de Biskra, Biskra, Algérie, 120 p.
- H.CHERFA. 2010. *Stabilisation des sols et des couches de chaussée par des résidus industriels – application au laitier de haut fourneau*. Thèse de Magister. Université des Sciences et de technologie Houari Boumediene. Alger. 145p.
- H.CHERFA., K.AIT MOKHTAR. 2009. *Valorisation des déchets industriels pour la stabilisation des couches de chaussées : cas des laitiers des hauts fourneaux*, Séminaire International « Innovation et Valorisation dans le Génie Civil ». Les 5 – 7 février 2009 à Hammamet, Tunisie.
- LAWRENCE P., CYR M, RINGOT E. 2005. *Mineral admixtures in mortars effect of type, amount and fineness of fine constituents on compressive strength*. Cement Concrete Res; 35:1092–105.

COMPARAISON DE L'AMORÇAGE ET LA PROPAGATION DE FISSURE PAR FATIGUE ENTRE L'ACIER A36 ET L'ALUMINIUM 6351-T6

I. MAKADIR¹, M. ELGHORBA¹, M. CHERGUI¹, A. HACHIM²

²Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et des structures, B.P 8118, Oasis-Route El Jadida – ENSEM / Casablanca, Maroc.

¹Faculté des sciences Ain Chock, laboratoire de mécanique Km 8, Route D'El Jadida B.P 5366 Maarif, Casablanca, Maroc.

1. Introduction

Le développement technique accéléré que nous vivons actuellement amène fréquemment à être confronté à un phénomène très complexe, en particulier en fatigue des matériaux. Il y aura fatigue, chaque fois que l'on est en présence des charges variables dans le temps: comme ceux qui apparaissent sur les machines tournantes.... Cependant, la prévision de la durée de vie des structures travaillant en fatigue est d'un intérêt majeur dans la conception et la maintenance des systèmes mécaniques.

Dans cette étude, l'objectif est d'estimer la durée de vie sur des éprouvettes en acier A36 et en alliage d'aluminium 6351-T6 contenant une fissure de longueur 2a.

2. Matériel et méthode

2.1. Matériaux

Les matériaux utilisés dans notre programme d'essai sont :
* l'acier A36 et un alliage d'aluminium 6351-T6, dont les compositions chimiques [1, 2, 3] sont données au tableau 1.

Tableau 1 : Composition chimique de l'acier A36 et de l'aluminium 6351-T6

Spécification	Composition	%
A36	C	0,29
	Mn	0,80-1,20
	P	0,09
	S	0,05
	Si	0,15-0,30
	Cu	0,20
6351-T6	Si	0,70-1,30
	Cu	0,10
	Mn	0,40-0,80
	Mg	0,40-0,80
	Zn	0,20
	Ti	0,20

* Les essais de traction statique ont été effectués sur des éprouvettes lisses. Ces résultats sont reportés dans le tableau 2 [1]

Tableau 2 : propriétés mécaniques de l'acier A36 et l'aluminium 6351-T6

Spécification	Propriétés		
	σ_u (Mpa)	σ_y (Mpa)	E (Gpa)
A36	621	372	180
6351-T6	341	159	88

2.2. Eprouvettes

Les dimensions des éprouvettes sont montrées à la figure 1 [1]

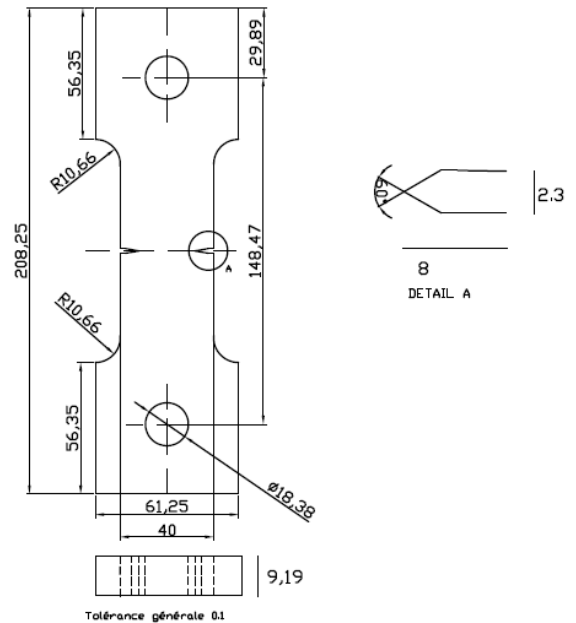


Figure 1 : dimensions de l'éprouvette en (mm).

2.3. Machine d'essai

Les essais de fatigue ont été réalisés sur une machine de fatigue MTS [1, 3, 4], de capacité 250kN (55kps).



Figure 2 : Vue d'ensemble de la machine de fatigue MTS de 250 (KN).

3. Résultats & discussions

3.1. Courbe de Wöhler

Les résultats de l'acier A36 et de l'aluminium 6351-T6 sont représentés sur la figure 3.

$\Delta\sigma$: la variation des contraintes appliquées.

N : nombre de cycle à la rupture.

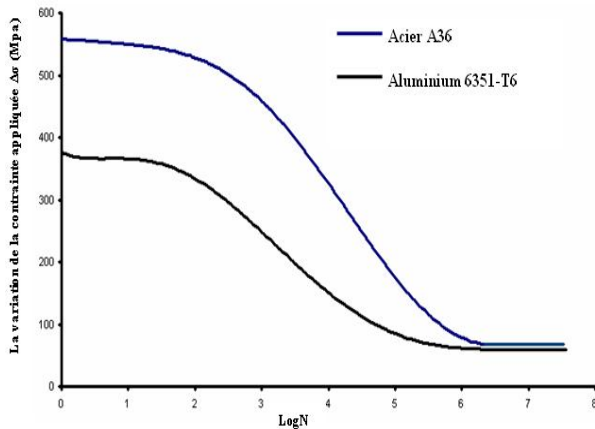


Figure 3: La variation de la contrainte en fonction du nombre de cycles rapporté à l'échelle logarithmique.

L'acier présente une courbe qui à une asymptote horizontale. Lorsque le nombre de cycles fatigue devient important, la limite d'endurance du matériau est la valeur de l'amplitude de contrainte correspondant à cette asymptote. Si l'amplitude des contraintes cyclique appliquée au matériau est inférieure à cette limite d'endurance, (environ 70 Mpa pour l'acier A36) pour $1,5 \cdot 10^6$ cycles, le matériau aura une durée de vie infinie en fatigue. Par similitude l'aluminium 6351-T6 à une limite d'endurance, environs 63 Mpa pour un nombre de cycle égal à $1,5 \cdot 10^6$ cycles.

3.2. L'influence de $\Delta K/Kt$ sur la longueur de la fissure 2a

Les résultats obtenus pour l'acier A36 et pour l'aluminium 6351-T6 sont traduits sous formes de courbes sur les figures 4 et 5.

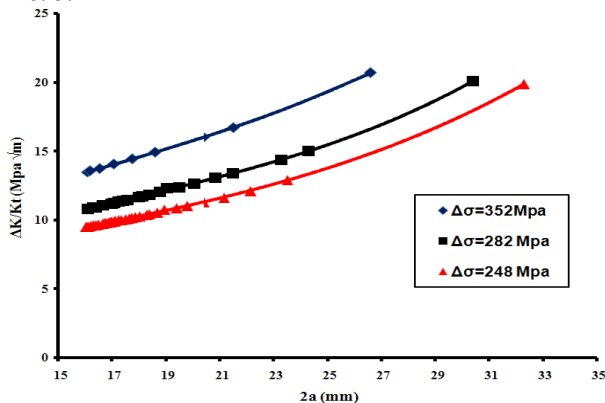


Figure 4 : La variation de $\Delta K/Kt$ en fonction de 2a pour L'acier A36.

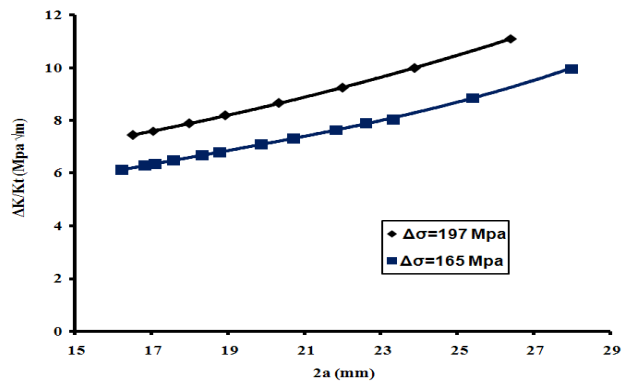


Figure 5: La variation de $\Delta K/Kt$ en fonction de 2a pour L'aluminium 6351-T6.

Nous constatons que le facteur $\Delta K/Kt$ dépend fortement de la propagation de la fissure.

3.3 La variation (da/dn) en fonction de ($\Delta K/Kt$)

Les courbes relatives à ces résultats expérimentaux sont données sur la figure 6 pour l'acier A36 et sur la figure 7 pour l'aluminium 6351-T6

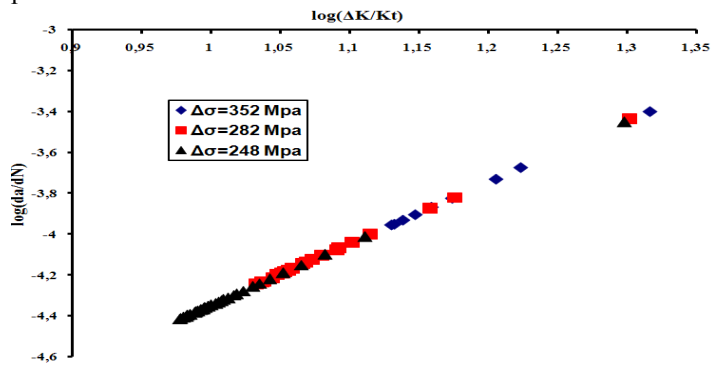


Figure6 : La variation de (da/dN) en fonction de ($\Delta K/Kt$) pour L'acier A36.

Bien que les conditions de mise en charge soient totalement différentes, on constate que les points représentatifs de la vitesse de fissurations sont situés sur la même droite ce qui signifie que (da/dN) augmente lorsque ($\Delta K/Kt$) augmente. La vitesse de fissuration augmente avec la contrainte appliquée

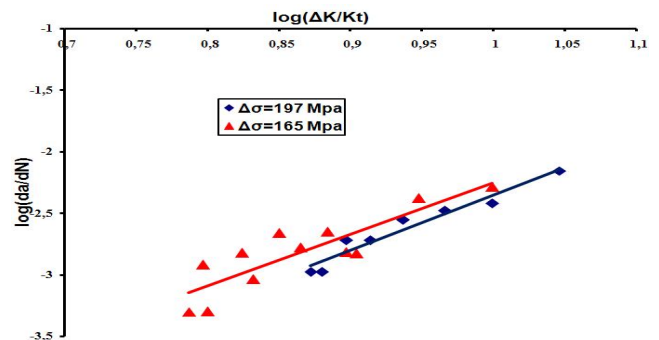


Figure 7: La variation de (da/dN) en fonction de ($\Delta K/Kt$) pour L'aluminium 6351-T6

La figure 7 montre que (da/dN) est linéairement dépendante de $(\Delta K/Kt)$ pour des valeurs de (da/dN) comprise entre - 3.301 et -2.156.

Nous remarquons que dans le cas des deux matériaux il y'a un seuil au-dessous duquel la fissure ne se propage pas. Pour les cycles de faible amplitude tel que $(\Delta K/Kt)$ reste inférieur à cette valeur limite, il n'y aurait pas de propagation de fissure par fatigue. Ceci correspond à une limite d'endurance. L'acier A36 présente une seule droite pour les différentes contraintes. Par contre l'aluminium 6351-T6 présente deux droites pour deux contraintes différentes car l'aluminium 6351-T6 s'érouit plus facilement que l'acier A36.

3.4 Perte de la résistance en traction statique du matériau endommagé par fatigue.

Les résultats expérimentaux de l'acier A36 sont présentés sur la figure 8. Ceux de l'aluminium 6351-T6 sont sur la figure 9.

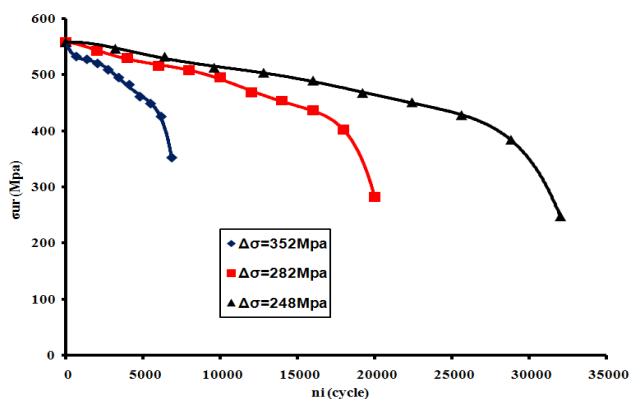


Figure 8: Perte de résistance en traction statique de l'acier A36 au cours d'un essai de fatigue.

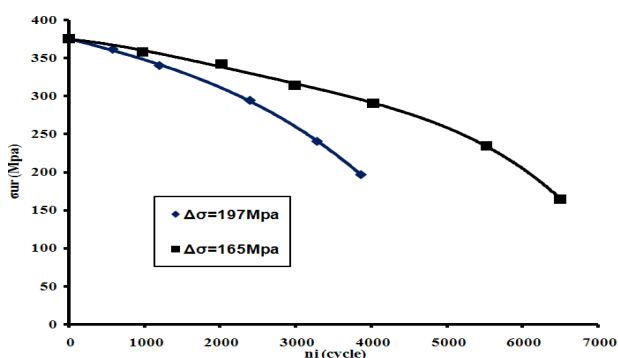


Figure 9: Perte de résistance en traction statique de l'aluminium 6351-T6 au cours d'un essai de fatigue.

Nous constatons, pour les deux matériaux, plus le nombre de cycles augmente plus la résistance à la traction diminue lentement suivie d'une chute rapide. Ainsi, il y'a accroissement d'écart entre les courbes lorsque le nombre de cycle augmente. Nous observons clairement que plus la variation de la contrainte appliquée diminue plus la courbe s'étend. Donc l'éprouvette ayant subies des contraintes appliquées faibles, résiste mieux à la rupture. L'acier A36 possède une résistance en traction statique de 558 Mpa et l'aluminium 6351-T6 vierge a une résistance en traction statique de 375 Mpa. Cette résistance se dégrade d'une

façon continue au fur et à mesure que le nombre de chargement cyclique $\Delta\sigma$ croît. Le point correspond à $n_i = N_f$ est spécifié par l'amplitude de la contrainte appliquée; c'est la résistance du matériau juste avant la rupture par fatigue

4. Conclusion

Les études effectuées dans ce travail, nous permettent de conclure :

Le facteur $\Delta K/Kt$ dépend fortement de la propagation de la fissure.

L'aluminium 6351-T6 s'érouit plus facilement que l'acier A36.

La perte de résistance a été considérée comme un paramètre intrinsèque pour évaluer le dommage dû à la fatigue. Ainsi la perte de la résistance à la traction diminue d'une façon continue avec la fraction de vie β . Cette diminution s'accélère à la fin de la vie du matériau. De plus nous déduisons que l'endommagement ainsi défini correspond à un processus physique irréversible dû à la présence de la fissure.

5. Références

- [1] M.El Ghorba, « Evolutions du dommage et de la propagation de la fissure sous chargement cyclique de l'acier A36 et l'aluminium 6351-T6 » mémoire de maître et science appliqué (Université de Montréal 1985).
- [2] Hertzberg, R.W., Transition temperature approach to fracture control, Deformation and fracture mechanics, Wiley and sons, 1976, pp.297-323.
- [3] Metal Handbook Ninth edition, properties and selection, Vol.I Iron and steels 1978, pp. 183-190.
- [4] ASM Metals reference book second edition 1983, pp. 196-197.
- [5] Lieurand, H.P. et Rabbe, P., Application de la mécanique de la rupture à l'étude de la vitesse de propagation des fissures de fatigue, 15^o colloque de métallurgie spéciale ; juin 1972, pp.256.

MISE EN EVIDENCE AU MOYEN DE LA MESURE PAR CORRELATION D'IMAGE NUMERIQUE DU PHENOMENE DE MULTI-STRICTION OBSERVE LORS D'ESSAI DE TRACTION DE POLYPROPYLENE TRAITÉ PAR L'ECAE

R. BOULAHIA¹, T. BOUKHAROUBA¹ et J. M. GLOAGUEN

¹Laboratoire de Mécanique Avancée, Fac GPGP, USTHB BP 32 El-Alia, Bab-Ezzouar 16111, Alger, Algérie, ramdane.boulahia@gmail.com, t.boukha@gmail.com,

² Bâtiment C6 – 205, Unité Matériaux et Transformations, Bât. C6, Université Lille1, 59655 Villeneuve d'Ascq, France

Introduction

La grande déformation par l'extrusion coudée à aires égales (ECAE) est un procédé de déformation plastique employé pour modifier la texture et la microstructure du matériau sans réduire la section transversale de l'élément extrudé. L'extrusion angulaire à aires égales est une technique développée par Segal [1] au début des années 80 pour la déformation des métaux. Elle est devenue ces dernières années un moyen de grand intérêt pour le contrôle de la microstructure par l'intermédiaire de grandes déformations plastiques. La méthode consiste à extruder un échantillon à l'état solide à travers une matrice à deux canaux de sections transversales égales (Figure 1). Dans le plan de d'intersection des deux canaux, l'échantillon est soumis à une grande contrainte de cisaillement.

Environ 200 articles par an sont publiés sur le processus d'ECAE [2]. Cependant, relativement peu d'attentions ont été données jusqu'ici aux polymères traités par ECAE. La technique d'ECAE a été appliquée à un polymère (polyéthylène de faible densité) pour la première fois par Sue et Li [3]. Depuis ce premier travail, l'ECAE a été appliqué à plusieurs polymères thermoplastiques. Les changements morphologiques du polypropylène produits par l'ECAE ont été examinés par Campbell et Edward [4], et Phillips et al. [5]. Cependant, ni les mécanismes du processus ni les propriétés mécaniques du matériau extrudé n'ont été examinés. Campbell et Edward [4] ont employé un montage de telle façon qu'à la sortie de la matrice, une éprouvette est sacrifiée pour créer une contre-pression et pour éviter le pliage de l'éprouvette au coin externe du canal de la matrice d'ECAE. Cependant, cette technique ne permet pas de contrôler la contre-pression appliquée et son rôle réel ne peut être bien compris.

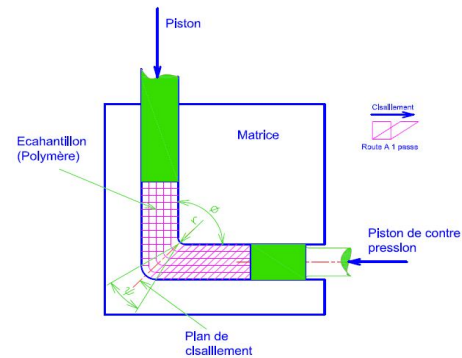


Figure 1. Illustration schématique d'une matrice à 90° Dans notre travail, des éprouvettes de polypropylène ont été extrudés en utilisant un montage expérimental se composant d'une matrice à 90°. Une attention particulière est prêtée aux analyses des comportements macroscopiques de l'écoulement lors de son passage dans la matrice d'ECAE par l'intermédiaire de la mesure du déplacement, de la charge du piston d'extrusion en tenant compte de l'effet de la contre-pression et de la vitesse d'extrusion.

Approche analytique du processus d'ECAE

L'angle ψ , qui représente le rayon de courbure entre les points de contacts extérieurs des deux canaux, au niveau du coude (Figure 1), peut varier de 0 à $\pi - \varphi$. La déformation plastique équivalente est alors donnée en 1996 par Iwahashi et al. [6] :

$$\varepsilon^p = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[2 \cot \left(\frac{\varphi}{2} + \frac{\psi}{2} \right) + \psi \operatorname{cosec} \left(\frac{\varphi}{2} + \frac{\psi}{2} \right) \right] \quad (1)$$

Conception d'un montage d'ECAE avec contre pression

Après une première étape d'optimisation de la forme et des dimensions géométriques de la matrice par la simulation numérique, nous avons conçu notre propre système d'extrusion à contre pression (figure 2). En tenant compte des contraintes technologiques, les paramètres ($r = 0.5 \text{ mm}$, $\psi = 15^\circ$, $\varphi = 90^\circ$) ont été retenus. Un système de contre pression (par régulation pneumatique) est conçu pour assurer une force de contre pression constante quelque soit la vitesse d'extrusion de l'échantillon.

La matrice d'ECAE a été réalisé en acier inoxydable par l'entreprise LANGLOIS (Lille –France) et le système de contre pression est réalisé par l'entreprise CTA (Lille – France).

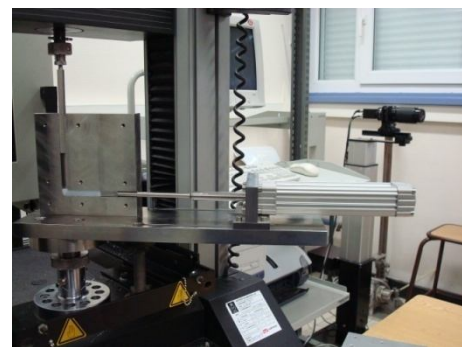


Figure 2. Système d'ECAE à contre pression contrôlée

Procédure expérimentale

Le matériau est un polypropylène (PP) du poids moyen molaire de 180 kg/mol achetés de Goodfellow[®]. Le

matériau a été livré sous forme de plaques d'épaisseur de 10 mm, moulées par compression.

Les essais d'extrusion ont été conduits à température ambiante (au environ de 23°C) avec des vitesses de déplacement du vérin constantes prises dans la plage allant de 0,45 à 45 mm/min. Les éprouvettes d'essais ont été découpées le long de la même direction de 75mm de longueur et de section transversale carrées 10×10mm².

La matrice d'ECAE ainsi que le dispositif de contre pression montés sur la machine Instron[®] sont donnés par l'image de la Figure 2.

La Figure 3 présente le comportement dû à la déformation d'éprouvette de PP à la fin du processus d'ECAE effectué à une vitesse d'extrusion de 45 mm/min. Le mode de déformation apparaît d'une façon très particulière, montrant une forme ondulée sur la surface supérieure de l'éprouvette. Les sommets des vagues sont en contact avec la surface de la matrice tandis que le fond des vagues ne l'est pas. Ceci produit un champ hétérogène de déformation dans le volume extrudé.

Ceci est confirmé par l'apparition des raies alternées foncées et claires inclinées à environ 45° par rapport à la direction de l'écoulement FD tout le long de l'éprouvette. Les bandes foncées et les bandes claires, en présence de la lumière, montrent respectivement une opacité et une transparence. Ceci signifie que les bandes foncées ont subi un cisaillement très sévère qui a fait engendrer une grande déformation ou la destruction de la structure sphérolitique, tandis que les bandes claires ne présentent aucune déformation permanente dans la zone de déformation (DZ) de l'ECAE, en préservant les mêmes propriétés de diffusion de la lumière que le matériau initial.

Ce phénomène de "stick-slip", qui n'a jamais été rapporté dans des études précédentes d'ECAE réalisées sur des polymères, peut être dû en partie aux effets combinés du comportement viscoplastique particulier du matériau et du frottement entre l'éprouvette et la paroi de la matrice, en raison d'un équilibre instable entre le champ de contrainte et la force de frottement. Cette interprétation est prise dans des études précédentes concernant l'extrusion à l'état solide [7, 8]. Dans la présente étude, la forme arrondie du sommet des vagues sans contre-pression (Figure 3) est un synonyme d'un écoulement plastique très significatif.

L'effet de la contre-pression sur les instabilités d'écoulement plastique est montré sur la Figure 4. L'application de la contre-pression contribue de manière significative à réduire le vide « gap » entre l'éprouvette et le coin externe du coude de la matrice. La formation de vague est simultanément réduite et les bandes alternées tendent à disparaître avec l'augmentation de la contre-pression.



Figure 3. Images d'une éprouvette après ECAE, extrudée à une vitesse de 45 mm/min et sans contre pression.



Figure 4. Photographie d'éprouvettes de PP après ECAE, extrudée à une vitesse de 4,5mm/min avec une contre-pression de 900N.

Essais de traction & Mesure de déformation

Les essais de traction ont été effectués dans le seul but de mettre en évidence l'effet de la ECAE sur le nouveau comportement du matériau extrudé. Les essais ont été conduits à température ambiante sous une vitesse constante 0,75 mm/min, c-à-d., à une vitesse de déformation nominale 10⁻³ s⁻¹ en utilisant des éprouvettes de longueur utile de 12,5 mm. Les mesures du champ de déformation global ont été réalisées pendant les essais de traction en utilisant la technique de la corrélation d'image numérique (DIC). Les éprouvettes de traction ont été découpées directement dans les pièces déformées par ECAE (Figure 5). L'axe de traction correspond à l'axe FD du processus d'ECAE.

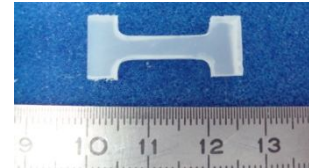


Figure 5. Éprouvette de traction découpée à l'aide d'une matrice en se servant d'une presse hydraulique.

Les mesures de DIC exigent un modèle artificiel de mouchetis aléatoire. Le mouchetis est un ensemble de points obtenus par la pulvérisation d'une peinture verte sur la surface de chaque éprouvette d'essais (Figure 5). La zone étudiée a été éclairée à l'aide d'une forte lumière blanche. Le vecteur de déplacement est calculé en utilisant l'image de la partie de mesures à l'état déformée est celle de référence à l'état non déformée.

Le modèle aléatoire lumineux des taches a été enregistré pendant la déformation par une camera numérique de CCD (figure 6). La méthode de DIC est basée donc sur la comparaison des images de la surface de l'éprouvette à l'état déformé par rapport à celle de référence. Une alternance de 10 images a été employée, la zone d'intérêt a été divisée en petites images carrées de 64×64 pixel.

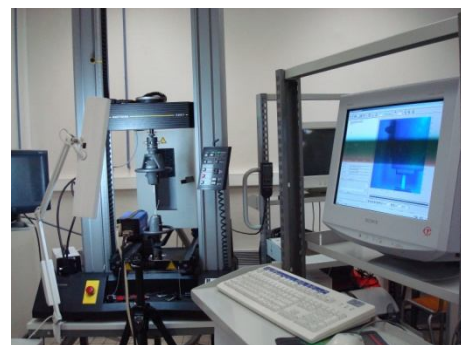


Figure 6. Montage de mesure au moyen de la corrélation d'images.

Résultats et interprétation

La comparaison du comportement en traction des éprouvettes extrudées à différentes vitesses et à différents niveaux de contre-pression montre des comportements contraintes-déformations relativement semblables. On peut observer sur la figure 7 que plus est la valeur de contre-pression est haute, plus le niveau d'effort élevé. La contrainte engendrée dans les éprouvettes extrudées est inférieure par rapport à celle des éprouvettes vierges et le taux d'écrouissage diminue avec l'augmentation de la

contre-pression. Cette différence dans le comportement mécanique provient des modifications de texture, conséquence de la contre-pression.

Un aperçu plus avantageux du comportement en déformation est obtenu en employant la méthode de DIC. La Figure.8 présente les contours des champs de déformations axiales vraies à différentes étapes du déplacement de la traverse u_y : 2.5, 6.25, 10 et 12.5 millimètres. Le champ de déformation est évalué à l'aide d'une échelle à différents niveaux de couleurs. La déformation est tout à fait homogène avant la limite élastique et devient non homogène après que les instabilités de déformation se produisent (figure 8). On peut observer à partir de ces figures que la localisation de la déformation se produit à de petits déplacements relatifs de la traverse et augmente avec l'augmentation du déplacement total. Les déformations locales maximales des deux exemples sont presque comparables.

Cependant, le modèle de la localisation de la déformation est complètement différent (figure 9) [9]. En effet, quand on considère la déformation à multiples instabilités de contrainte, les déformations restent presque concentrées dans la zone d'initiation tandis que l'instabilité est plus diffuse dans l'autre cas.

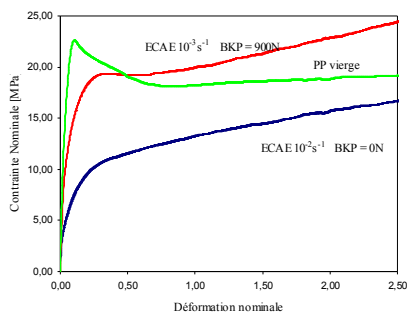


Figure 7. Courbe contrainte-déformation, essai de traction sur éprouvette de PP après ECAE, vitesse de 45mm/min et sans contre pression et sur éprouvette extrudée à 4,5 mm/min et une contre pression de 900N.

Conclusion

L'ECAE du PP a été conduite à la température ambiante avec différentes vitesses d'extrusion et différents niveaux de contre-pression en utilisant une matrice à 90° . Il a été montré que l'application de la contre-pression a un effet significatif sur l'homogénéité de déformation pendant l'ECAE. En effet, l'inhomogénéité a été extérieurement manifestée par les bandes périodiques de cisaillement et les stries alternées selon le niveau de la contre-pression appliqué. Les basses vitesses d'extrusion semblent fournir des avantages en ce qui concerne la localisation de l'écoulement.

Le comportement du matériau extrudé par ECAE a été examiné au moyen de l'essai de traction sur des éprouvettes découpées dans les échantillons extrudés. Les éprouvettes du matériau vierge et ceux du matériau extrudé ont montré des différences très significatives.

La localisation multiple de déformations se produisent pendant l'essai de traction uniaxial, indiquant ainsi que la vitesse d'extrusion agit fortement sur l'homogénéité de la

déformation des éprouvettes extrudées. Le champ de déformation surfacique sous la charge de traction, mesuré en utilisant une technique de mesure optique de déformation basée sur DIC, confirme ces effets.

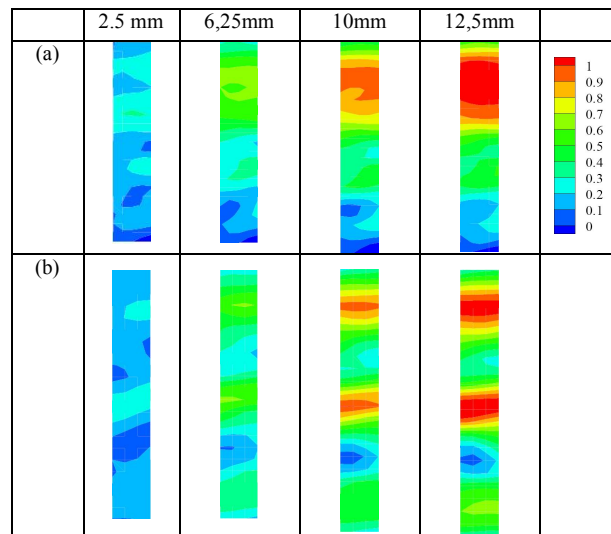


Figure 8. Contour de la déformation vraie à différents stades de déformation, essai de traction sur PP après ECAE sans contre pression et à différentes vitesses d'extrusion : (a) 4,5mm/min et (b) 45mm/min

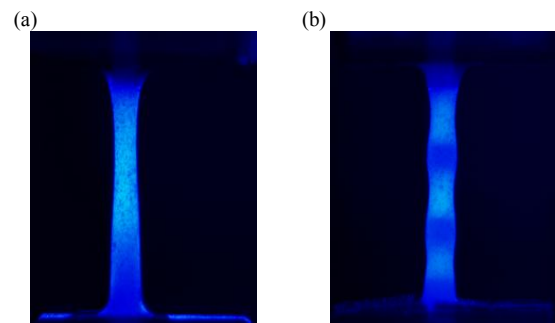


Figure 9. Essai de traction à 12.5mm de déplacement, après ECAE sans contre pression à des vitesses : (a) 4,5mm/min et (b) 45mm/min

Bibliographie

- Segal VM, Reznikov VI, Drobyshevskiy AE, Kopylov VI. Russ Metall 1981; 1: 99-105.
 Toth LS. Comp Mater Sci 2005;32:568-76
 Sue HJ, Li CKY. J Mater Sci Lett 1998; 17: 853-6.
 Campbell B, Edward G. Plastics Rubb Comp 1999; 28: 467-75.
 Phillips A, Zhu PW, Edward G. Macromolecules 2006; 39: 5796-803
 Iwahashi Y, Wang J, Horita Z, Nemoto M, Langdon TG. Scripta Mater 1996; 35: 143-146
 Krjutchkov AN, Dorfman IY, Prut EV, Enikolopyan NS. Polym Compos 1986;7: 413-20.
 Kanamoto T, Zachariades AE, Porter RS. Polym J 1979; 11: 307-13.
 R. Boulahia, J.M. Gloaguen, F. Zairi ,M.NaitAbdelaziz, T. Boukharouba, J.M. Lefebvre, R. Seguela, Polymer 50 (2009) 5508-5517.

INTERACTION ENTRE UNE FISSURE ET L'INTERFACE ZINC/ACIER GALVANISE A CHAUD : ETUDE NUMERIQUE

K. NASRI^{*}, M. ABBADI¹, M. ZENASNI¹,
M. GHAMMOURI¹, Z. AZARI²

¹ENSA, EMCS, ENSAO, BP696, Oujda, Maroc

²Laboratoire de Fiabilité Mécanique, ENIM, F57045 Metz, France

^{*}E.mail : Prof.nasri@gmail.com

Introduction

Pour réduire la consommation en carburant des véhicules automobiles, l'allègement de leur poids s'avère une solution pertinente. Ainsi, l'utilisation des aciers à haute résistance mécanique, qui offrent la possibilité de réduire l'épaisseur des tôles, est devenue très répandue. Ces aciers sont toutefois sensibles à la corrosion. La solution la plus efficace, en termes de rapport qualité-prix, pour préserver les aciers de la corrosion, est la galvanisation des pièces finies dans un bain de zinc.

La procédure de galvanisation consiste à immerger la pièce d'acier dans un bain de zinc en fusion à 450°C. Après la galvanisation une couche mince du zinc sera donc déposée sur l'acier. Notre étude concerne l'acier TRIP800 galvanisé à chaud. Après le refroidissement, des fissures apparaissent dans le revêtement, et se propagent jusqu'à l'interface à cause des contraintes appliquées. De nombreux chercheurs ont étudié l'interaction entre une interface et une fissure avec des différentes méthodes. Zak et Williams [1] ont utilisé la méthode d'expansion des fonctions propres pour analyser la singularité des contraintes au fond de fissure perpendiculaire et se prolongeant jusqu'à l'interface. Bogy [2] a étudié la singularité des contraintes d'une fissure infinie, prolongée jusqu'à l'interface avec un angle arbitraire. Ahmad [3] a utilisé la méthode des éléments finis pour analyser une fissure, normale à l'interface, dans une fibre composite unidirectionnelle. Suo [4] a analysé le problème d'interaction d'une dislocation coin avec une interface d'un bi-matériau. Lui et Hutchinson [5] ont également examiné les fissures qui s'approchent de l'interface avec des angles obliques. Wang et Chen [6] ont utilisé la photoélasticité pour déterminer la distribution des contraintes et le facteur d'intensité des contraintes d'une fissure perpendiculaire à l'interface. Lin et Mars [7] ont utilisé une analyse par éléments finis pour calculer les facteurs d'intensité des contraintes pour des fissures perpendiculaires à l'interface d'un bi-matériau. Chen [8] a utilisé la méthode des forces pour déterminer les facteurs d'intensité des contraintes, pour une fissure normale partant de l'extrémité jusqu'à l'interface du bi-matériau.

Belhouari et Madani [9] ont calculé l'énergie de déviation et l'énergie de pénétration pour étudier les cas de déviation et de pénétration en fonction du paramètre du Dundurs. L'objectif de ce travail consiste à confirmer la déviation ou la pénétration des fissures, présentes dans le revêtement, à l'interface Zinc/Acier TRIP800.

Comportement d'une fissure à l'interface du bi-matériau

Pour un problème plan d'une plaque constituée d'un bi-matériau avec une fissure normale à l'interface, les contraintes près de la pointe de la fissure qui touche l'interface sont de la forme [8] :

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{r^{1-\lambda}} f_{ij}(\theta) \quad (1)$$

Où r et θ sont respectivement les coordonnées polaire; K est le facteur d'intensité de contrainte et $f_{ij}(\theta)$ représente la distribution angulaire du champ de contrainte singulière.

Lin et Mars [7] ont donné une expression explicite de $f_{ij}(\theta)$. Les valeurs de $f_{ij}(\theta)$ ont également été calculées numériquement par Ahmad [3]. λ Définit la singularité de la contrainte. Il a été montré que la valeur du réel λ ($0 < \lambda < 1$) qui dépend des propriétés élastiques des matériaux présents, peut être déterminée comme une racine de l'équation caractéristique suivante [1]:

$$2\lambda^2(\alpha - \beta)(\beta + 1) - \alpha + \beta^2 + (1 - \beta^2)\cos(\pi\lambda) = 0$$

Pour des propriétés élastiques identiques $\lambda = 1/2$, mais pour un matériau 1 plus rigide que le matériau 2; $\lambda < 1/2$, tandis que pour un matériau 2 plus rigide que le matériau 1, $\lambda > 1/2$. α et β sont des paramètres du Dundurs du bi-matériau [10], qui sont définis comme suit:

$$\alpha = \frac{E'_1 - E'_2}{E'_1 + E'_2} \quad \text{et}$$

$$\beta = \frac{\mu_1(1 - 2\nu_2) - \mu_2(1 - 2\nu_1)}{\mu_1(1 - 2\nu_2) + \mu_2(1 - 2\nu_1)}$$

Où E est le module de Young, $E'_j = E_j$ pour un état de

contrainte plane, $E'_j = \frac{E_j}{(1 - \nu_j)}$ pour un état de

déformation plane, ($j=1$ ou 2 désignent les matériaux), μ et ν sont, respectivement, le module de cisaillement et le coefficient de Poisson.

Le paramètre α tend vers +1 lorsque la rigidité de matériau 1 est extrêmement grande par rapport à la rigidité du matériau 2, et les deux paramètres α , β deviennent zéro si les propriétés élastiques des matériaux sont identiques.

La condition de déviation d'une fissure est sous la forme suivante [11,12]:

$$\frac{G(\Psi)}{G_d^c} < \frac{G_d}{G_p} \quad (2)$$

G_d et G_p sont respectivement, le taux de restitution d'énergie de déviation et de pénétration [13,14], avec :

$$G_d = \frac{1 - \nu_1 + 1 - \nu_2}{4 \cosh^2 \pi \varepsilon} (\mu_1 \mu_2) (K_1^2 + K_2^2) \quad (3)$$

et
$$G_p = \frac{1-\nu_2}{2\mu_2} K_p^2 \quad (4)$$

K_1 et K_2 sont les facteurs d'intensité de contrainte pour la fissure d'interface; K_p est le facteur d'intensité de contrainte pour le cas de pénétration, ε est une fonction des constantes des matériaux :

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln\left(\frac{1-\beta}{1+\beta}\right) \quad (5)$$

Où $G(\Psi)$ et G_2^c sont les ténacités de l'interface et du matériau 2.

Position du problème

Après la galvanisation de l'acier, le revêtement de zinc, est produit par une double diffusion entre le zinc et l'acier. Nous prenons le cas où l'éprouvette est sollicitée par une contrainte de traction de 500MPa, simulée par éléments finis, en utilisant le logiciel Abaqus.

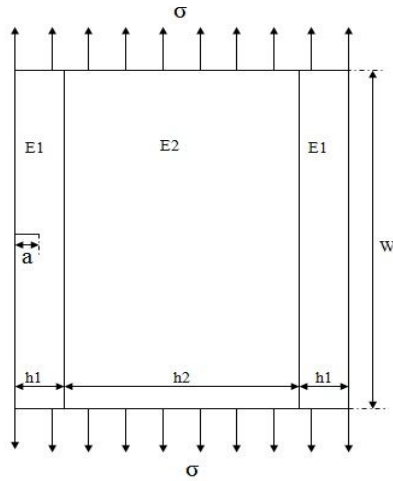


Fig. 1. Fissure normale à l'interface de zinc / acier.

Les dimensions de l'éprouvette considérée sont 20x30 mm². L'épaisseur du revêtement est de 80 µm, avec h1=0.08mm et h2=19.84mm, et w=30mm fig-1.

Etudes numériques :

Fissure perpendiculaire à l'interface

Pour étudier l'effet d'interaction d'une fissure avec une interface, nous considérons une plaque formée par un bi-matériau zinc/Acier (fig-1). La fissure est orientée perpendiculairement à l'interface et localisée dans le zinc. Sous l'effet de l'effort appliqué σ , cette fissure est susceptible de se propager jusqu'à l'interface. La plaque est modélisée par le type d'éléments CPS8R (fig-2). La singularité de pointe de la fissure est modélisée par des éléments spéciaux de type (1/4) point [15].

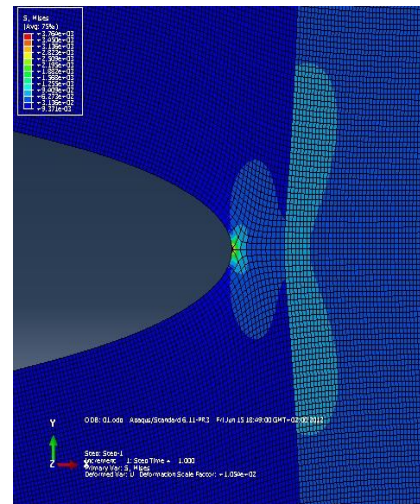


Fig-2- Maillage de la plaque dans la pointe de la fissure.

Les résultats obtenus sont présentés dans la figure-3, qui illustre la variation du taux de restitution d'énergie normalisée GI/G_0 ($G_0 = \frac{\sigma^2 \pi a}{E_j}$) en fonction du rapport

a/h_1 .

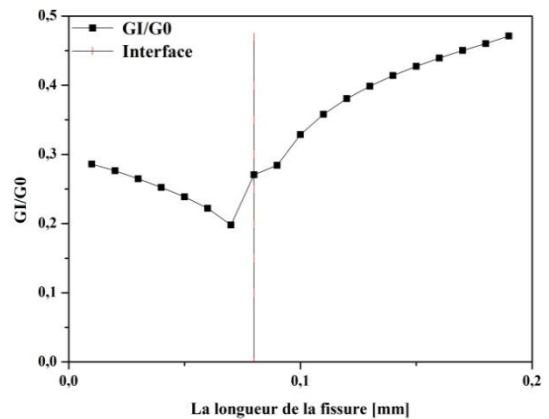


Fig-3-la variation de GI/G0 en fonction de a/h1

Nous avons constaté que le taux de restitution d'énergie normalisée diminue dès que l'on s'approche de l'interface et qu'il augmente en la traversant.

Déviation et pénétration d'une fissure perpendiculaire à l'interface

Sous l'effet de la contrainte appliquée σ , la fissure se propage jusqu'à l'interface. En fonction du comportement des matériaux, la fissure à l'interface peut pénétrer ou dévier. La pénétration et la déviation de la fissure sont caractérisées respectivement par leur longueur de fissure $a_p=a_d$.

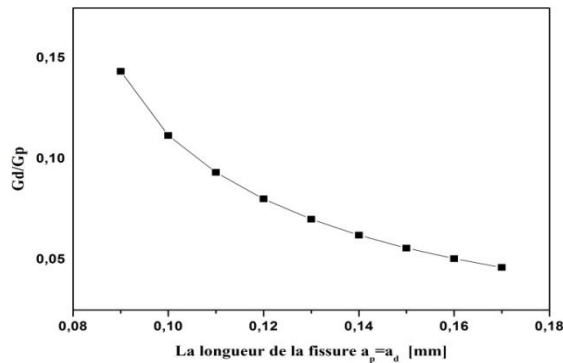


Fig-4-la variation de Gd/Gp en fonction de la longueur de la fissure

Fig-4 présente l'effet de la pénétration et de la déviation de la fissure dans le bi-matériau zinc/Acier. Cette dernière montre l'influence de la longueur de la fissure sur le rapport Gd / Gp. L'énergie de pénétration représente le taux de restitution d'énergie d'un matériau homogène, alors que l'énergie de déviation est l'énergie d'une fissure interfaciale définie par la relation (3). On remarque que le rapport Gd/Gp diminue en fonction de la longueur de la fissure, et qu'il est très inférieur à 1 quelque soit la longueur de la fissure, ce qui montre que la probabilité d'avoir une déviation est plus importante que d'avoir une pénétration.

Fissure inclinée à l'interface

Considérons une plaque formée par un bi-matériau zinc/acier. Une fissure inclinée à l'interface est localisée dans le zinc. La plaque est modélisée par le type d'éléments CPS8R. La singularité de pointe de la fissure est modélisée par des éléments spéciaux de type 1/4 point.

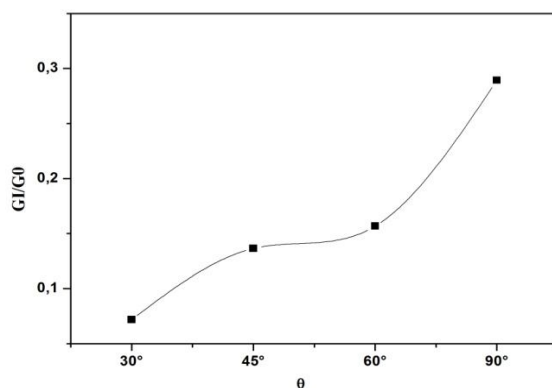


Fig-5-La variation de GI/G0 en fonction des orientations de la fissure ($a/h1 \approx 1$)

Le résultat obtenu est représenté sur la figure-5 qui illustre la variation de taux de restitution d'énergie taux normalisé GI/G0 en fonction des orientations de la fissure.

Une fissure normale à l'interface conduit à un taux de restitution d'énergie plus important, ce taux diminue avec la diminution de l'angle d'orientation. Lorsque la fissure est parallèle à l'interface, le taux de restitution d'énergie normalisée tend vers une valeur nulle.

Conclusion :

Dans cette étude, la méthode des éléments finis a été utilisée pour analyser l'effet d'interaction entre la fissure et l'interface zinc/Acier ainsi que l'effet de la déviation et de pénétration des fissures normales et inclinées vers l'interface zinc/acier. Les résultats obtenus nous permettent de déduire les conclusions suivantes:

Le taux de restitution d'énergie normalisé diminue dès que l'on s'approche de l'interface et qu'il augmente en le traversant.

le rapport Gd/Gp qui est très inférieur à 1, montre que la probabilité d'avoir une déviation est plus importante que celle d'une pénétration.

Une fissure normale à l'interface conduite à un taux de restitution d'énergie plus important. Si la fissure est parallèle à l'interface, le taux de restitution d'énergie normalisé tend vers une valeur nulle.

Références:

- [1] A.R. Zak, M.L. Williams, *J. Appl. Mech.* 30 (1963) 142–143.
- [2] D.B. Bogy, *J. Int. Fracture* 38 (1971) 911–918.
- [3] J. Ahmad, *J. Appl. Mech.* 58 (1991) 964–972.
- [4] Z.G. Suo, *Int. J. Solids Struct.* 25 (1989) 1133–1142.
- [5] M.Y. He, J.W. Hutchinson, *Int. J. Solids Struct.* 25 (1993) 1053–1067.
- [6] W.C. Wang, J.T. Chen, *J. Strain Anal.* 28 (1993) 53–61.
- [7] K.Y. Lin, J.W. Mar, *Int. J. Fract.* 12(1976) 451–531.
- [8] D.H. Chen, *Eng. Fract. Mech.* 19 (1994) 517–532.
- [9] K. Madani, M. Belhouari, B. Bachir Bouiadjra, B. Serier, M. Benguediab, *Computational Materials Science* 38 (2007) 625–630.
- [10] J. Dundurs, *J. Compos. Mater.* 1 (1969) 310–322.
- [11] M.Y. He, J.W. Hutchinson, *Int. J. Solids Struct.* 25 (1993) 1053–1067.
- [12] D. Martinez, V. Gupta, *J. Mech. Phys. Solids* 42 (1994) 1247–1271
- [13] V. Gupta, J. Yuan, D. Martinez, Calculation, measurement and control of interface strength in composites, *J. Am. Ceram. Soc.* 76 (1993) 305–315.
- [14] M.Y. He, A.G. Evans, J.W. Hutchinson, *Int. J. Solid Struct.* 31 (1994) 3443–3455.
- [15] ABAQUS Documentation, version 6.8, Dassault système Simulia.

FATIGUE CRACK INITIATION AND DYNAMIC PREDICTION LIFE OF BLADE TURBINE

S. LECHEB⁽¹⁾, A. NOUR. (1), A.CHELLIL⁽¹⁾,
M. CHERIGUI⁽¹⁾, H. KEBIR⁽²⁾

(1) Laboratoire Dynamique des Moteurs et Vibroacoustique, Université de Boumerdès. (LDMV-UMBB) ALGERIE. Email : samir_lecheb@yahoo.fr
(2) Laboratoire Roberval, Université de Technologie de Compiègne, UTC, France.

Abstract

The objective of this work is to present a model of high pressure turbine blade, made of single crystal superalloy based on nickel. Their leading edges may be privileged sites of damage and crack initiation it is necessary to take into account in the design of turbine blades. This work consisted, initially to make a theoretical study, the turbine blade is modeled as a rotating beam of Timoshenko, a growth model of damage for fatigue cycles is developed. In a second step we made a numerical approach to study the effect of crack initiation on natural rotating frequencies, and the effect of cycle number on rigidity. The dynamic showed the variation of mechanical properties under crack propagation, stiffness, damping factor and the transfer function. In general, these changes in addition to initial defects of the material structure favoring the spread of cracks under loads thermodynamics. Finally an experimental study of the fatigue crack growth and the influence on the vibration the blade is presented. This helped to highlight mechanical damage and determining the service life predictive of dawn

Key words: Timoshenko beam, crack initiation, life time, FEM.

I. Introduction

This study concerned the high pressure turbine blades located immediately behind the combustion chamber of a jet engine. Therefore, modeling damage and prediction their life is a major area of research. The complexity of these parts needs seamless integration between design, manufacturing techniques and materials (Figure 1).

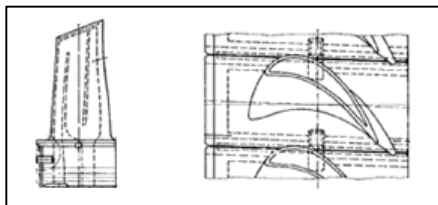


Fig.1 Schéma de l'aube placée sur disque de turbine 1 étage.

Failures of blade components account for 40% of all turbine engine component failures attributable to high cycle fatigue (HCF) [1]. Estimation of blade fatigue life, therefore, represents a very important aspect of durability assessment. a single crystal nickel-based turbine blade superalloy, was investigated by Swanson and Arakere [2] using a combination of experimental LCF fatigue data and 3D

finite element (FE) modeling of HPFTP/AT space shuttle main engine (SSME) turbine blades. Basquin [3] suggested that the true, elastic stress amplitude ($\Delta\sigma/2$) of fatigue had a linear relationship on a log-log scale with cycles-to-failure (Nf), thus defining the modern-day S-N curve. Coffin [4] and Manson [5] have developed a power-law function for plastic strain-life. Basquin's and the Coffin-Manson's fatigue life representations were combined to form the total strain-life equation and are graphically shown in Figure 1-4 as the strain-life curve. The crack growth period usually is covered by Paris equation [6]. They later found [7] that these integrals correlate well to FCG under isothermal conditions when the crack tip deformation has large-scale plasticity.

II. Modeling of the blade

In this study, the theory used is the beam of Timoshenko. The dynamic analysis of a revolving beam with an angle of attack is led to include/understand the dynamic behavior of the blade (figure 2).

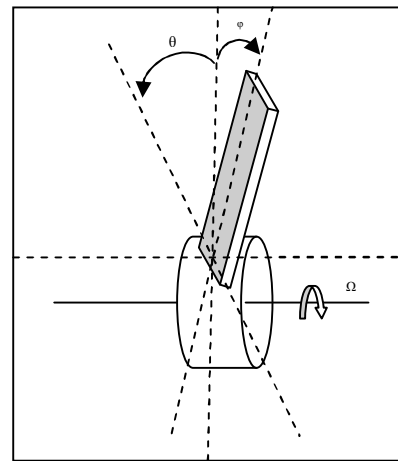


Fig.2 Poutre tournante avec un angle d'inclinaison (\varnothing) et un angle d'attaque (θ)

Research for the vibratory characteristics of the revolving beams was studied. An excellent examination of the subject can be found by Leissa [8], and Rao [9]. In fact, up to now, no analytical solution for the free vibration of a beam turning with an angle of inclination, in which the effect of force of Coriolis and the deformation taken into account are presented (Flax and Hsiao [10]) used the principle of d'Alembert to derive the equation of motion from a revolving beam of Timoshenko, and discussed the effect of coupling of the force of Coriolis and the deformation on the normal frequencies of a revolving beam (Lee and Sheu [11]) They studied the effect of the force of Coriolis and the deformation on the normal frequencies of several qualitative relations between the normal frequencies and the physical parameters without numerical analysis. Use a Hamilton's principle of the nonlinear beam theory. The motions equations of the rotating beam with an attack and inclination angles are derived as follows:

$$\rho A \left[-2 \frac{\partial w}{\partial t} \Omega \sin \theta \cos \phi + u_0 \Omega^2 \cos^2 \phi + w \Omega^2 \cos \theta \sin \phi \cos \phi - \frac{\partial^2 u_0}{\partial t^2} \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left(EA \frac{\partial u_0}{\partial x} \right) = -(x \cos \phi + R) \rho A \Omega^2 \cos \phi$$

$$\rho I \left[-\psi \Omega^2 \cos^2 \phi + \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left(-EI \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) - \left[kGA \left(\frac{\partial w}{\partial x} - \psi \right) \right] = -\Omega^2 \rho I \cos \theta \sin \phi \cos \phi$$

$$\rho A \left[2 \frac{\partial u_0}{\partial t} \Omega \sin \theta \cos \phi + w \Omega^2 \sin^2 \theta + u_0 \Omega^2 \cos \theta \sin \phi \cos \phi + w \Omega^2 \cos^2 \theta \sin^2 \phi - \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left[kGA \left(\frac{\partial w}{\partial x} - \psi \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left(N \frac{\partial w}{\partial x} \right) = -(x \cos \phi + R) \rho A \Omega^2 \cos \theta \sin \phi$$

III. Digital simulation of the cracking of blade

The geometry of the blade, is modeled on the numerical results are obtained by the finite element code ABAQUS. Geometry (figure 3):

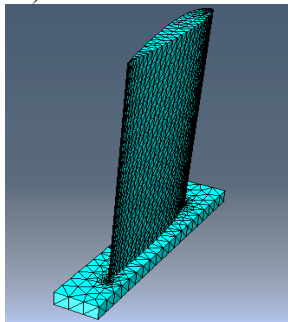


Fig.3 Mesh of blade turbine

We use in this model the tetrahedral element to mesh all the part. Type of element is C3D4:A4 node linear tetrahedron and Number of element equal to 7433 elements. Von Mises stress shown in figure below (figure 4):

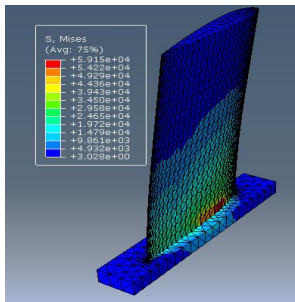


Fig.4 Von Mises stress $\sigma_{max} = 59.15$ Pa

The first six modes shapes are visualized:

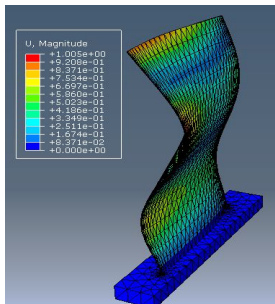


Fig.5 Mode 6 ($f = 735.65$ HZ, $U_{max} = 1.005$ mm)

After having identified the optimal grid, and located the critical zone, we now will present a simulation of a crack on the blade of the type *ace seam*. (Figure 6) shows the

crack initiation.

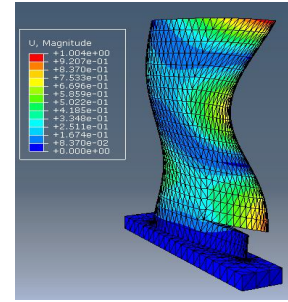


Fig.6 Mode 6 with crack ($f = 715.46$ HZ, $U_{max} = 1.004$ mm) The comparison of the blade before and after cracking is shown in the table below:

Tab.1 the first six frequencies with and without crack

Frequencies (HZ)	Before crack	After crack
F ₁	45.992	44.618
F ₂	184.86	173.81
F ₃	240.26	176.61
F ₄	278.72	225.25
F ₅	577.40	525.21
F ₆	735.65	715.46

The frequencies after cracking are decreases in a manner not linear.

Tab.2 The stress max before and after

	Before crack	After crack
S _{MAX}	59.15 Pa	99.92 Pa

We deduce that when we have a defect form such as cracks, the stresses are concentrated around it which is very higher. also we have concluded that the maximum displacement or deformation is in the inflection request. So we notice that in all different modes, the frequencies decrease after crack.

IV. Experimental results of the prototype with cute

In order to study the influence of the method of initial defects in turbine blades, tests were conducted on specimen's tubular plates.



Fig.6 Specimen fractured ($T = 18^\circ\text{C}$, $\Delta\varepsilon = 0.5\%$, $f = 10$ Hz, $N_f = 11494$ cycles).

The tests are performed in the laboratory on a machine LDMV servo-hydraulic Instron brand 8801 equipped with a load cell of 50 kN and a strain of 10 mm length.

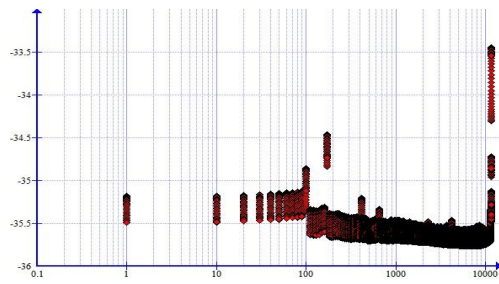


Fig.7 The variation of the displacement as a function of cycle.

One observes the high opening of the crack, then closing with a slowly propagating to the fast rupture of the specimen.

V. Conclusion

It was concluded that the reduction of the frequency may be considered an indicator residual, which can be used to monitor the operating conditions of the dawn. The numerical study of the dawn with and without crack crack seam type, we found that the number of cycles and modes studied, the frequencies decrease as the crack initiation. The test on notched test piece showed that at room temperature (18 ° C), the propagation velocity is first raised to the inflection point of its shape due to the collapsing of the crack, and then increases rapidly until it stops.

References bibliographic

- [01] Cowles, B. A., 1996, "High Cycle Fatigue Failure in Aircraft Gas Turbines: An Industry Perspective," *Int. J. Fract.*, **80**, pp. 147-163.
- [02] Swanson, G. R., and Arakere, N. K., 2000, "Effect of Crystal Orientation on Analysis of Single-Crystal, Nickel-Based Turbine Blade Superalloys," NASA, Marshall Space Flight Center, Technical Publication No.NASA/TP-2000-210074.
- [03]. Basquin, O.H., :The Exponential Law of Endurance Tests,. A merican Society for testing and Material Processes, 1910.10:p. 625-630.
- [04] Coffin, L.F.J.: A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal, *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, 1954. 76.
- [05] Manson, S.S.: Behavior of Materials under Conditions of Thermal Stress, *Heat transfer Symposium 1953. University of Michigan Engineering Research Institute*
- [06] Paris, P.C.: Gomez, M.P., and Anderson, W.P., "A Rational Analytic Theory of Fatigue". *The Trend in Engineering*, 1961.
- [07] Kim, K.S., Van Stone, R.H.: Crack Growth Under Thermo mechanical and temperature Gradient Loads,.Engineering fracture Mechanics, 1997.
- [08] A. Leissa, " Vibration aspects of rotating turbomachinery blades," *ASME Applied Mechanics Reviews*, Vol. 34, No. 5, pp. 629-635, 1981.
- [09] S.S. Rao, R.S. Gupta, Finite element vibration analysis of rotating Timoshenko beams, *Journal of Sound and Vibration* 242 (1) (2001) 103-124.
- [10] S. C. Lin, and K. M. Hsiao, "Vibration analysis of a rotating Timoshenko beam," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 240, No. 2, pp 303-322, 2001
- [11] S. Y. Lee, and J. J. Sheu, "Free vibration of an extensible rotating inclined Timoshenko beam," *Journal of Sound and Vibration*, Vol. 304, pp. 606-624, 200

COMPARAISON ENTRE DIFFERENTS METAUX FONDUS PRELEVES DES JOINTS SOUDES VIS-A-VIS A LA RESISTANCE A LA FATIGUE

ABDELKADER ALIOUA¹, RACHID ZAH¹, BENATTOU BOUCHOUICHA¹, MOKHTAR ZEMRI¹

1: Laboratoire LMSR, Département génie mécanique, université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbes, BP 89 ITMA Sidi Bel Abbes, Algérie, alioaek@yahoo.fr

Introduction

L'objectif de cette partie est d'étudier les différents paramètres liés aux caractéristiques mécaniques des matériaux, pour expliquer les phénomènes de la fatigue et apporter une contribution à l'étude de ce phénomène dans un joint soudé. Cette étude consiste aussi à évaluer la ténacité de ces joints soudés dans les conditions de service.

1- Présentation générale du matériau:

Nôtre étude porte sur l'acier A48AP utilisé pour la fabrication des citernes à gaz. Les procédés de soudage utilisés sont, le soudage manuel à l'électrode enrobée (EE) et le soudage automatique à l'arc.

1-1 Analyse chimique:

Tableau 1: Compos-chimiques de l'acier A48 et du MF

Élément (%)	C	S	P	Si	Mn	Ni	Cr	Mo molybdène	Cu	Sn	V
A48AP	0.198	0.021	0.01	0.207	0.77	0.135	0.09	0.03	0.27	0.023	0.02
Métal déposé	0.074	0.021	0.017	0.35	0.73	0.02	0.03	0.004	0.05	0.006	0.015

1-2 Caractéristiques mécaniques:

Les caractéristiques mécaniques des métaux fondus sont données par le tableau suivant [1] :

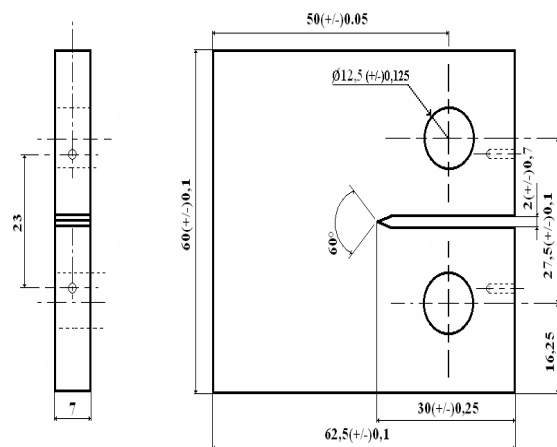
Tableau 2: Propriétés mécaniques des trois MF

	Re (N/mm ²)	M	
MB	325		
MF1	350	1.07	over-matching
MF2	370	1.13	over-matching
MF3	300	0.9	Under-matching

2- Essais de fissuration et mesures:

2-1 Éprouvettes utilisées:

Les essais de fissuration ont été effectués sur des éprouvettes CT50 d'épaisseur 07mm, conformes à la norme ASTM-E-647, dont les dimensions sont données par la figure (1).



: Dimensions des l'éprouvettes CT50 utilisé pour les essais de fissuration.

2-2 Conditions des essais et instrumentations :

Les essais de fissuration ont été effectués à l'université de Sidi Bel Abbés - Algérie, sur une machine électrohydraulique asservie INSTRON de capacité 100 KN en statique et 50 KN en dynamique.

2-3 Méthode de calcul de la vitesse de fissuration :

Pour traiter les données expérimentales, nous avons mis en œuvre un programme faisant intervenir un lissage de la courbe $a=f(N)$ en se basant sur une méthode polynomiale incrémentale utilisant le lissage d'une série de points successifs par un polynôme dont la croissance est monotone dans cet intervalle. L'équation de la courbe lissée est de la forme :

$$a_i = b_0 + b_1 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2} \right) + b_2 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2} \right)^2 \quad (1)$$

b_0 , b_1 et b_2 : Paramètres de régression déterminés par la méthode des moindres carrés dans un intervalle de sept

points. Les paramètres C_1 et C_2 sont utilisés pour normaliser les données

$$C_1 = \frac{1}{2}(N_{i-3} + N_{i+3}) \quad (2)$$

$$C_2 = \frac{1}{2}(N_{i+3} - N_{i-3}) \quad (3)$$

La vitesse de fissuration au point a_i est obtenue à partir de la dérivée de la première expression.

$$\frac{da}{dN} = \frac{b_1}{C_2} + 2b_2 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2^2} \right) \quad (4)$$

3-Résultats et discussion:

3-1 Vitesses de propagation :

Les essais de fissuration ont été effectués pour les trois métaux fondus (MF1-MF2 et MF3), dans le domaine des vitesses moyennement comprises entre 10^{-5} et 10^{-3} mm/cycle à l'air ambiant et avec le même rapport de charge ($R=0,1$). Les valeurs de ΔK varient de :

- 18 à 48 MPa \sqrt{m} pour (MF1)
- 23 à 51 MPa \sqrt{m} pour (MF2)
- 22 à 50 MPa \sqrt{m} pour (MF3)

Afin de comparer plus clairement et de manière plus systématique l'évolution de la vitesse de fissuration dans les trois métaux fondus, nous avons choisi de les représenter par leurs droites de régression linéaire respectives obtenues à partir des points expérimentaux (méthode des sept points) sur les parties linéaires des courbes.

En effet, nous pouvons remarquer que les courbes présentent une allure quasi rectiligne sur une grande partie du domaine exploré, pouvant être présentée par une loi de PARIS de la forme :

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (5)$$

Les résultats des essais de fissuration obtenus dans les trois métaux fondus consignés respectivement dans le tableau(3).

Tableau 3: Loi de Paris pour les différentes MF

Désignation	Loi de Paris	ΔK MPa \sqrt{m}
MF1	$da/dN = 1,08e^{-11} \Delta K^{5,2}$	18 à 48
MF2	$da/dN = 3 e^{-11} \Delta K^{4,82}$	23 à 51
MF3	$da/dN = 4e^{-11} \Delta K^{5,1}$	22 à 50

Les résultats obtenus dans les différents cas sont représentés par la figure (2). Pour des niveaux de ΔK faible, on observe généralement une vitesse de fissuration da/dN , inférieur dans les éprouvettes présentant un Over-matching.

Cependant, l'écart entre ces vitesses demeure pratiquement constant lorsque ΔK augmente.

On remarque qu'aucune déviation de la fissure n'est remarquée. Donc pas de différence de caractéristiques mécaniques entre les zones pour les différents métaux d'apport. Ce qui nous pousse à conclure que la soudure a été seime même si les métaux d'apport présentent des limites d'élasticité variables (cas d'Under-matching et d'Over-matching).

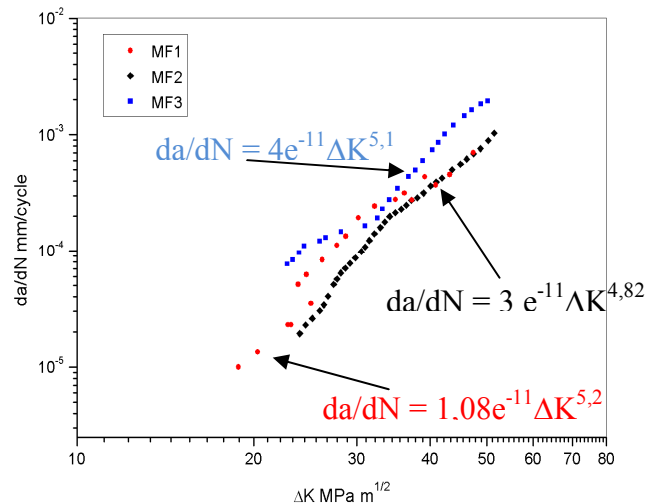


Figure2.: Évolution de la vitesse de fissuration en fonction de ΔK pour les cas étudiés

3-2 Évolution des paramètres énergétiques :

Évolution de l'énergie Q en fonction de ΔK :

Nous remarquons que Q présente la même allure pour les différents cas de Mis-matching figure 3, et que pour le même niveau de ΔK l'énergie Q est supérieure dans les éprouvettes présentant un Under-matching que celles présentant un Over-matching.

Cette variation est pratiquement constante avec l'augmentation de ΔK , donc un comportement presque similaire que pour l'évolution de la vitesse de propagation de fissure.

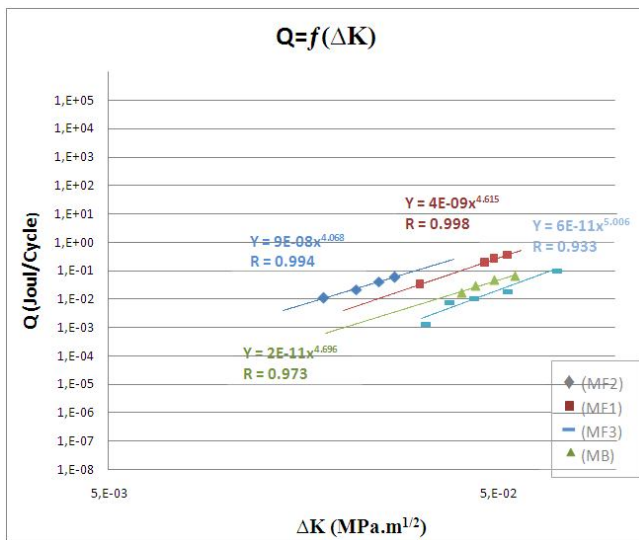


Figure3: Évolution de l'énergie hystérique en fonction de ΔK

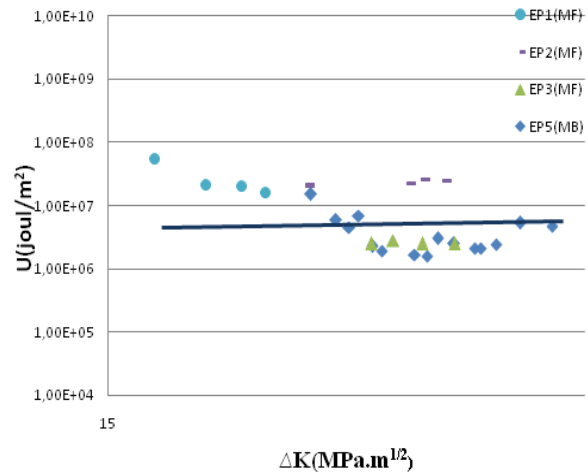


Figure4: Évolution de l'énergie spécifique en fonction de ΔK

Évolution de l'énergie spécifique U en fonction de ΔK :

La figure (4) représente l'évolution de l'énergie spécifique dépensée par cycle U en fonction de ΔK pour un rapport de charge $R=0,1$ et dans les différents cas étudiés. Cette énergie est donnée par la relation suivante :

$$U = \frac{\text{Aire de la boucle}(P \cdot \delta)}{2B \left(\frac{da}{dN} \right)} \quad \text{ou bien} \quad U = \frac{Q}{2B \left(\frac{da}{dN} \right)} \quad (6)$$

Nous avons remarqué que cette énergie spécifique U est presque constante par rapport à ΔK pour les différents cas étudiés avec des valeurs moyennes de :

- $0,5E10^7$ pour le métal de base (MB) et les éprouvettes présentant un cas d'Under-matching
- $0,3 E10^8$ pour les éprouvettes présentant un cas d'Over-matching.

Ces résultats sont en accord avec les travaux d'autres chercheurs [2-3-4] où ils considèrent que le travail hystérique est essentiellement dissipé dans la zone plastifiée et que dans le cas où les phénomènes de fermeture sont importants, il est envisageable qu'une partie de l'énergie U est dissipée dans la zone située dans le sillage plastifié le long du front de fissure. Ils ont constaté aussi qu'au delà d'une valeur de ΔK appelée ΔK_{cr} , la valeur de U est constante et indépendante du rapport R et de l'environnement.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] BENATTOU BOUCHOUICHA Thèse Doctorat, Contribution à l'étude de la déchirure ductile et propagation des fissures fatigue dans les joints soudés, Soutenue le 01/12/ 2007
- [2] M. KIKUKAWA et Col., J. of Mat, Sc., 26, p.1964, (1977).
- [3] RANGANATHAN.N, Contribution au développement d'une approche énergétique à la propagation d'une fissure de fatigue ; Thèse de docteur ès sciences, (1985)
- [4] BENGUEDIAB .M, « Etude de la propagation de fissure de fatigue sous spectre de chargements réduits ». Thèse de doctorat, Université de Poitiers, 1989.

MISE EN RELIEF DES DIFFERENTS TYPES D'ENDOMMAGEMENTS PAR SUIVI ACOUSTIQUE DE LA FATIGUE EN TRACTION D'UN COMPOSITE ARAMIDE EPOXY

Y. MENAIL^{1*}, A. EL MAHI², B. REDJEL³, R. BARBAOUI² & M. ASSARAR⁴

¹LR3MI, Université Badji Mokhtar, Sidi Ammar, BP 12, Annaba, Algérie. *menailyounes43@gmail.com

²LAUM, UMR CNRS 6613, Université du Maine, av. O. Messiaen, 72085 Le Mans, France.

³ Laboratoire de Génie civil, Université d'Annaba, Algérie.

⁴Université de Reims Champagne Ardenne, CRESPI, EA 4301, IUT de Troyes, 9 rue de Québec BP 396 10026 Troyes Cedex, France

Résumé: Notre travail consiste à mettre en relief l'effet de la fatigue en traction d'un matériau composite à base de fibres d'aramide 171 et d'une résine époxy SR 1500, SD 2505. A cet effet nous avons utilisé une machine hydraulique universelle INSTRON 8516 avec une cellule de force de 100 kN. Les éprouvettes ont été fatiguées sous 5000 cycles. Le suivi acoustique s'est fait grâce à trois capteurs reliés à un système d'acquisition.

Abstract: Our work is to highlight the effect of tensile fatigue of a composite material based on aramid fibers 171 and an epoxy resin SR 1500, SD 2505. For this purpose we used a universal hydraulic machine INSTRON 8516 with a load cell of 100 kN. The specimens were fatigued under 5000 cycles. The acoustic monitoring was done using three sensors connected to a data acquisition system.

Mots clés : Aramide, époxy, fatigue, traction, acoustique.

1. Introduction

Les matériaux à base de Kevlar ont fait l'objet de plusieurs études [1], [2], [3] et le suivi acoustique a permis de bien cerner les différents types d'endommagements.

L'essai de traction se manifeste par des vibrations de surface sous forme d'ondes élastiques qui sont amplifiées et recueillies par des capteurs piézo-électrique, pour donner le signal d'émission acoustique, figure 1.

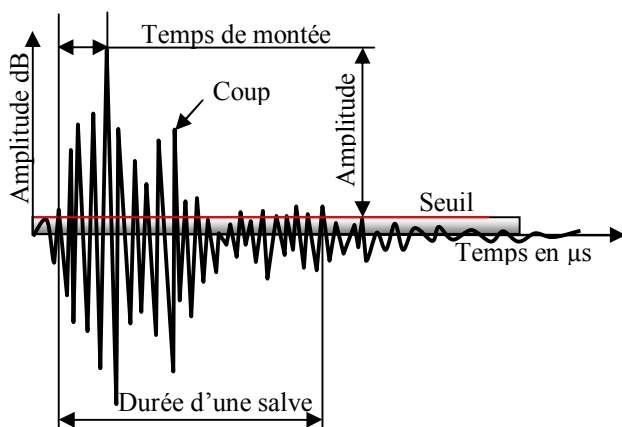


Fig.1 : Représentation d'une salve d'émission acoustique

Une approche plus quantitative de la technique d'émission acoustique a été développée par certains auteurs [4], [5]. Pour cela, ils ont déterminé la relation entre l'événement résultant d'une source et le signal détecté par les capteurs acoustiques, reliés au matériau traité [6].

Nous nous sommes basés sur les travaux d'Åberg et Gudmundson [7] qui ont observé que les signaux acoustiques associés aux fissures de matrice correspondent à des signaux basses fréquences, alors que ceux associés à la rupture de fibres présentent des fréquences plus élevées, De Groot et al. [8], Che et al [9], Kim et Lee [10], Karger-Kocsis et al. [11], Kotsikos et al. [12], [13] et Benzeggagh et al. [14], [15]. Ils ont classé les amplitudes en trois ou quatre groupes, de la plus faible à la plus forte, pour les associer à la fissuration des matrices, puis celles des décohésions et délaminages et enfin, la rupture des fibres.

Nous avons opté pour une carte acoustique, donnée par le tableau 1, suite à la synthèse des résultats donnés par les essais pratiques et les résultats de la bibliographie.

Tab.1 : Carte acoustique

N°	Mécanisme d'endommagement	Nb de dB correspondant
0	Seuil	0-40
1	fissuration de la matrice	40-60
2	délaminage interlaminaire	60-70
3	Décohésion	60-70
4	rupture de fibres	70-90

2. Matériel et méthodes

Les éprouvettes sont à base de résine époxy SR 1500 associée à un durcisseur amine SD 2505 et de fibres d'aramides taffetas 171. Les essais de traction ont été réalisés sur une machine hydraulique universelle de marque INSTRON modèle 8516 équipée avec une cellule de force de 100 kN. Les résultats des essais statiques sont donnés par le tableau 2. Pour les essais de fatigue, nous avons opté pour 5000 cycles.

Tab.2 : Caractéristiques du kevlar 171

Caractéristiques mécaniques	Kevlar taffetas 171
Masse surfacique (g/m ²)	170
Fibre (%)	42%
Module longitudinal (GPa)	16.5
Module transversal (GPa)	16.5
Contrainte à la rupture (MPa)	305
Déformation à la rupture %	2.7

Le protocole des essais en traction des matériaux composites étudiés se fait en 4 phases, figure 2.

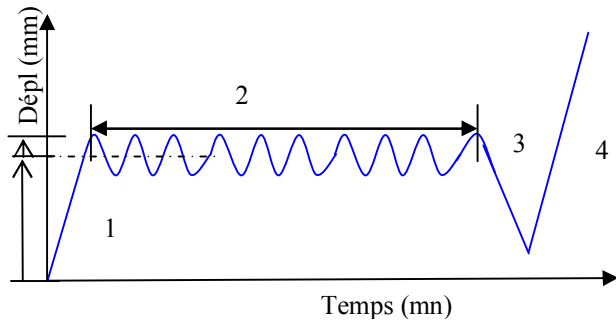


Fig.2 : Protocole des essais en traction des matériaux composites

- La 1^{ère} phase de chargement 1 se fait à une vitesse constante de 1mm/mn, sous déplacement contrôlé jusqu'à 50% du déplacement à la rupture en statique.
- La 2^{ème} phase 2 est une phase de fatigue avec une forme d'onde sinusoïdale, sous une fréquence de 10Hz, avec une amplitude de 10% du déplacement à la rupture.
- La 3^{ème} phase 3 est une phase de déchargement de l'éprouvette après avoir été sollicitée en fatigue au nombre de cycles imposé.
- La 4^{ème} phase 4 est une phase de rupture directe par traction avec une vitesse de déplacement de 1mm/mn.

3. Résultats

La figure 3 représente l'évolution de l'effet de la traction sur le composite. Les différents mécanismes d'endommagement rencontrés dans ce matériau sont visualisés grâce à l'émission acoustique et sont principalement la fissuration de la matrice, le décollement à l'interface fibre/matrice ou décohésion, le délaminage interlaminaire et la rupture finale des fibres, qui conduit à la dégradation du composite. Chaque type d'endommagement est caractérisé par sa plage d'amplitudes. Il est à signaler qu'il est difficile de cerner ces différentes plages avec précision, puisque d'un côté elles se chevauchent entre elles et d'un autre côté les différents auteurs ne donnent pas les mêmes plages d'amplitudes aux mêmes endommagements.

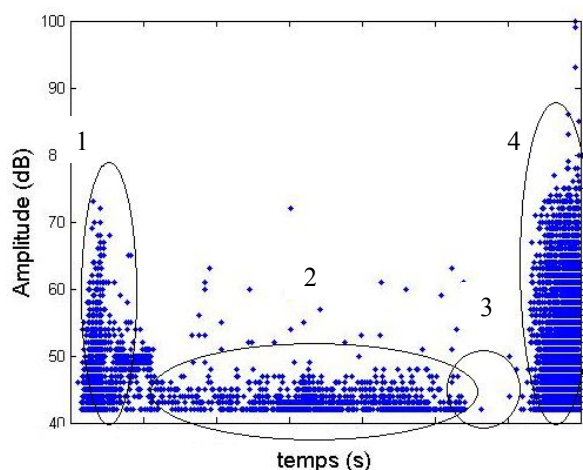


Fig. 3 Répartition des groupes d'amplitudes correspondants aux quatre phases de sollicitations en fatigue

Toujours d'après la figure 3, quatre groupes d'amplitudes bien distinctes apparaissent. Ils correspondent aux quatre phases, correspondants au protocole des essais représenté par la figure 2.

Dès le démarrage de l'essai de fatigue, les différentes dégradations commencent à apparaître progressivement d'une manière intensive et durant un cours laps de temps, correspondant à la durée de chargement. Lors de la seconde étape, qui est l'étape la plus longue, nous avons une rupture de matrice. La 3^{ème} étape correspond au déchargement et par conséquent pas d'effort, pas de dégradation et pas de signaux acoustiques. Lors de la dernière étape, nous avons apparition de tous les genres de ruptures, rupture de matrice, délaminage, décohésion et rupture de fibres. C'est la phase finale du matériau qui se manifeste par la dégradation de l'éprouvette.

La figure 4, quant à elle, elle nous montre que durant toute la sollicitation en fatigue, nous avons une fissuration de la matrice. Cette fissuration fragilise le matériau et contribue à sa détérioration. Le délaminage et la décohésion se manifestent en début de sollicitation, lors de la charge initiale et lors de la rupture finale, en fin de cycle de vie de l'éprouvette. La rupture des fibres n'apparaît qu'en fin de sollicitation sur une courte durée.

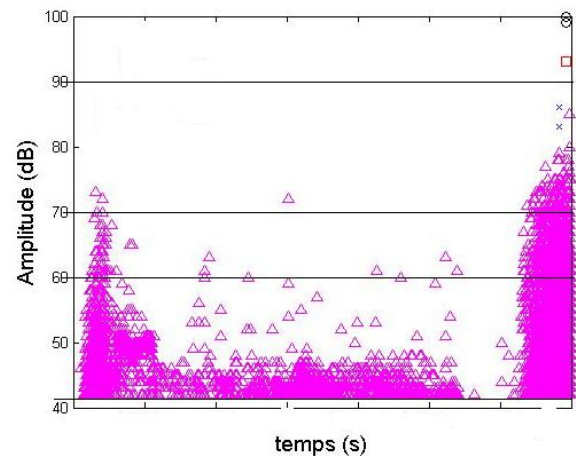


Fig.4 : Répartition des impacts de dégradations par niveaux d'amplitudes

Le plus grand nombre de salves durant toute la fatigue du matériau correspond aux amplitudes comprises entre 40 et 60 dB, ce qui correspond à la fissuration de la matrice, figure 5.

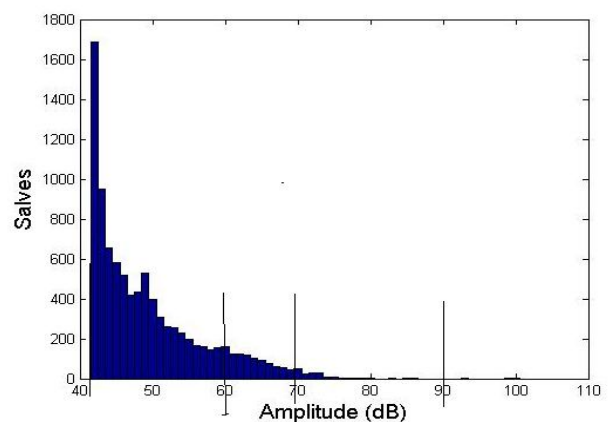


Fig.5 : Répartition des nombres de salves par niveaux d'amplitudes

Le nombre de salves dédié à la décohésion et au délaminage est relativement réduit par rapport à celui de la fissuration de la matrice. Quant à celui dédié à la rupture

des fibres, il est très réduit, ce qui indique que ces dernières se rompent très rapidement et en même temps.

Le cumul des salves lors de la fatigue du matériau est donné par la figure 6. Il nous donne une idée sur la progression de la fragilisation du matériau et de sa rupture. Nous avons un nombre important de salves lors de la charge initiale de l'éprouvette, suivi d'une progression en pente douce tout le long de la fatigue, jusqu'à la décharge de l'éprouvette. Nous avons ensuite et en fin de vie de l'éprouvette, une augmentation très rapide du nombre de salves, correspondant à tous les mécanismes d'endommagement.

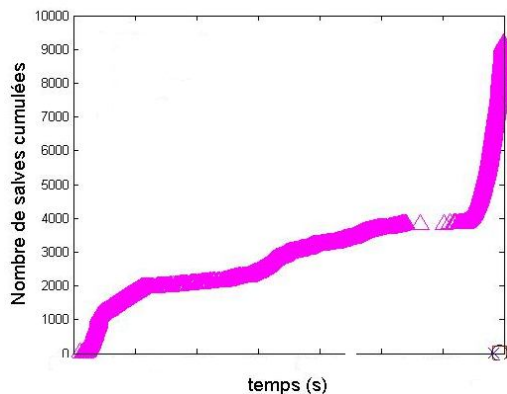


Fig.6 : Cumul des salves lors de la fatigue du matériau

4. Discussion et Conclusion

Suite à ces résultats, nous pouvons dire que ce matériau résiste mal aux efforts brusques et s'adapte mieux à une fatigue longue et constante. Grâce au suivi acoustique, nous constatons que la résine qui représente 58% du matériau est sollicitée durant toute la période de la fatigue en subissant une dégradation progressive. Cette dégradation se fait par paliers sans décohésion ni délaminage, qui n'apparaissent qu'en fin de cycle de vie, avec l'augmentation de l'effort de traction. Cela implique que le moulage des éprouvettes s'est fait dans de bonnes conditions et qu'il n'y a pas de défauts internes. Toujours grâce au suivi acoustique, nous constatons que la charge initiale engendre en un laps de temps très court plus de 50% du nombre d'impacts enregistrés durant la fatigue du matériau.

La résine époxy est bien adaptée aux fibres d'aramide, pour donner un matériau ayant une bonne cohésion et une bonne résistance à la fatigue en traction.

Références

- [1] Y. Wang, Y.M. Xia Experimental and theoretical study on the strain rate and temperature dependence of mechanical behavior of Kevlar fiber Composites: Part A, Vol. 30 (1999) pp. 1251-1257
- [2] M. Sabu Sebastian K.C. Unnikrishnan, S. Narayanan Viscoelastic properties of Kevlar-29 fabric tape strength member Mechanics of Materials 40 (2008) pp 949-960
- [3] Fang Guo, ZhaozhuZhang a, HuijuanZhang, KunWanga, WeiJiang Tribological behavior of spun Kevlar fabric composites filled with fluorinated compounds Tribology International 43 (2010) pp. 1466-1471
- [4] Kline R. A., Green R. E. et Palmer, C. H. Acoustic emission waveforms from cracking steel: experiment and theory. Journal of Applied Physics 1981, Volume 52, p. 141-146.
- [5] Wadley H. N. G., Scruby C.B. et Shrimpton, G. Quantitative acoustic emission source characterisation during low temperature cleavage and intergranular fracture. 1981, Acta Materialia, Volume 29, p. 399-414.
- [6] Ceausescu-Ersen E.A. Application de la technique d'émission acoustique à la caractérisation de matériaux céramiques évolutifs thèse de l'Université de Limoges, 2004.
- [7] Åberg M. et Gudmundson P. Micromechanical modeling of transient waves from matrix cracking and fiber fracture in laminated beams. International Journal of Solids and Structures, 2000, Volume 37, Issue 30, pp 4083-4102.
- [8] De Groot P. J., Wijnen P. A. M. et Janssen R. B. Real-time frequency determination of acoustic emission for different fracture mechanisms in carbon/epoxy composites. Composites Science and Technology, 1995, vol.55, pp.405-412
- [9] Chen O., Karandikar P., Takeda N. et Kishi T. Acoustic emission characterization of a glass-matrix composite. Nondestructive Testing and Evaluation, 1992, vol.8-9, pp.869-878
- [10] Kim S.-T. et LEE Y.-T. Characteristics of damage and fracture process of carbon fiber reinforced plastic under loading-unloading test by using AE method. Materials Science and Engineering, 1997, vol. A234-236, pp.322-326
- [11] Karger-Kocsis J., Harmia T. et Czigany T. Comparison of the fracture and failure behavior of polypropylene composites reinforced by long glass fibers and by glass mats. Composites Science and Technology, 1995, vol.54, pp.287-298
- [12] Kotsikos G., Evans J. T., Gibson A. G. et Hale J. Use of acoustic emission to characterize corrosion fatigue damage accumulation in glass fiber reinforced polyester laminates. Polymer Composites, 1999, vol.20, n°5, pp. 689-696.
- [13] Kotsikos G., Evans J. T., Gibson A. G. et Hale J. Environmentally enhanced fatigue damage in glass fiber reinforced composites characterised by acoustic emission. Composites: Part A2000, vol. 31, pp.969-977.
- [14] Benzeggagh M.-L., Barre S., Echalié B. et Jacquemet R. Etude de l'endommagement de matériaux composites à fibres courtes et à matrice thermoplastique. In: AMAC Journées Nationales Composites, Paris, 1992, vol. 8, pp.703-714
- [15] Barre S., Benzeggagh M.-L. On the use of acoustic emission to investigate damage mechanisms in glass-fiber-reinforced polypropylene. Composites Science and Technology, 1994, vol.52, pp.369-376.

RELIABILITY ANALYSIS OF SMALL PIPING SUBJECT TO STRESS CORROSION-CRACKING

A. GUEDRI^{1,3}, Y. DJEBBAR¹, O. OUSSOUADDI^{2,3} ET A. ZEGHLOUL³

¹Laboratoire INFRA-RES Université de Souk Ahras, Algérie.

²E2M, Faculté des Sciences et Techniques, Université My Ismail, 52000 Er-Rachidia, Maroc.

³LEM3, UMR CNRS 7239, université de Lorraine, France.

1. INTRODUCTION

The purpose of this paper is to apply probabilistic fracture mechanics to analyze the influence of In-Service Inspection on austenitic stainless steels piping structural reliability using a single damage parameter. Several papers in the literature [1-8] addressed the probabilistic failure analysis of components subjected to SCC. Failure probabilities of a piping component subjected to SCC, including the effects of residual stresses, was computed by Guedri et al [9-10] using Monte Carlo Simulation (MCS) techniques.

In this study, the simulation of stainless steel piping cracking under IGSCC conditions is based on the general methodology recommended in the Piping Reliability Analysis Including Seismic Events (PRAISE) computer program [11-13], which is explained briefly in the next section. The proposed procedure to quantify the reductions in failure probabilities that can be achieved with various In-Service Inspection (ISI) strategies is outlined in section 3. Details of numerical examples including the benefit in-service inspections considered to evaluate the structural reliability and to identify most effective approaches to improving piping reliability are presented in section 4. Results and discussions are given in section 5, followed by conclusions in section 6.

2. PROBABILISTIC SCC MODEL

In this section the methodology recommended in PRAISE for modeling IGSCC in stainless steel pipe is presented and all cracks are two-dimensional semi-elliptical interior surface cracks, generally circumferentially oriented, as shown in Fig.1. PRAISE separates the overall time to pipe leak into three steps [14]:

Time to initiate a very small cracks,

Time spent growing the small cracks at an initiation velocity v_1 ,

Time spent growing larger cracks at fracture mechanics velocity v_2 to become through- wall cracks.

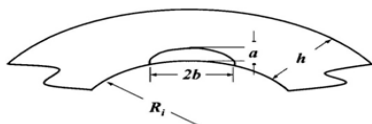


Fig.1: Geometry of the part-through circumferential crack considered

2.1 Initiation and growth of cracks

The time to crack initiation under static load conditions has been found to be a function of the damage parameter D_σ as presented in Eq. (1). Therefore, the time to crack initiation t_I for a given D_σ is taken to be log-normally distributed. The mean and standard deviation of $\text{Log}(t_I)$ are given in [14]

by:

$$\text{Mean value of } \text{Log}(t_I) = -3.10 - 4.21 \text{Log}(D_\sigma) \quad (1)$$

$$\text{Standard deviation of } \text{Log}(t_I) = 0.3081 \quad (1)$$

The damage parameter D_σ represents the effects of loading, environment and material variables on IGSCC and is given by

$$D_\sigma = f_1(\text{material}) \cdot f_2(\text{environment}) \cdot f_3(\text{loading}) \quad (2)$$

where f_1, f_2 and f_3 are given by

$$f_1 = C_1 (Pa)^{C_2} \quad (3)$$

$$f_2 = O_2^{C_3} \exp\left[\frac{C_4}{T+273}\right] \log(C_5 \gamma^{C_6}) \quad (4)$$

$$f_3 = (C_8 \sigma^{C_9})^{C_7} \quad (5)$$

where Pa is a measure of degree of sensitization, given by

Electrochemical Potentiokinetic Reactivation in C/cm , O_2 is oxygen concentration in ppm , T is temperature in degrees centigrade, γ is water conductivity in $\mu s/cm$, and σ is stress in MPa . In the above equations, C_i are constants whose values depend on the type of material. Values for these constants are given in [14].

The growth of very small cracks that have just initiated cannot be treated from a fracture mechanics standpoint. Therefore, an initiation velocity v_1 (inches/year), is assigned to newly initiated cracks, and given by:

$$\text{Log}(v_1) = J + GL \text{Log}(D_\sigma) \quad (6)$$

where J is normally distributed and G is a constant.

Fracture mechanics based crack growth velocity, v_2 (inches/year), is given in [14] by

$$\text{Log}(v_2) = C_{14} + C_{15} (C_{12} \text{Log}[f_2(\text{environment})] + C_{13} K) \quad (7)$$

where K is stress intensity factor, C_{12} , C_{13} and C_{15} are constants and C_{14} is normally distributed. For AISI 304 austenitic stainless steel [14], J has a mean value of 2.551 and a standard deviation of 0.4269, $G = 1.3447$, $C_{12} = 0.8192$, $C_{13} = 0.03621$ and $C_{15} = 1.7935$; mean value of $C_{14} = -3.1671$ and its standard deviation value is 0.7260. In their work, Priya et al in [15] concluded that equations used in PRAISE to calculate the stress intensity factors in order to simulate crack propagation need modification. In our modified PRAISE (M-PRAISE) this modification has been accomplished using well-accepted expressions given in ASM Handbook [16].

2.2 Multiple cracks and their coalescence

Circumferential welds are divided by PRAISE into multiple segments of 50.8mm in length. Each segment has only one corrosion critical location, where a crack can initiate. The multiple cracks that may be present can coalesce as they grow. In this study the linkage of two cracks takes place if spacing between them is less than the sum of their depths [17].

2.3 Residual Stresses

Residual stresses influence both crack initiation and propagation. The calculations reported here concern the stress corrosion cracking behavior of small pipe size presented in Table 1. The local residual stresses at the inside surface of the pipe is treated as being normally distributed. The through-thickness distributions of stress are assumed to vary linearly between local values sampled at the inner and outer surfaces. Recent insights into stress

corrosion cracking mechanisms revealed that the PRAISE predictions were extremely conservative. In our case, to limit the disagreement between predicted and observed leak probabilities, the adjusted residual stress level used was set at 75% of their original values.

Table 1: Input values of SCC parameters and pipe loading including the effects of in-service inspection

Outside diameter, (mm)	89
Wall thickness, (mm)	8.6
Initial flaw distribution, (mm)	Lognormal distribution Deterministic flaw depth=0.025 Mean flaw length= 3.2 Shape parameter=0.85
Pipe loading values (MPa)	Stress due to cold =6.65 Stress due to thermal =49.5 Operating pressure =9.31 Stress due to operating pressure =24.01 Stress due to DWT+THML+OP.PRES =80.16
SCC Parameters	O ₂ at startup (PPM) =8.00 O ₂ at steady state (PPM) =0.20 Temp. at steady state (°C) =293.33 Heating (38-260°C) Time (HRS) =5.00 Coolant conductivity (µS/cm) = 0.20
Flow stress of piping material, (MPa)	Normal distribution Mean =296 and Standard deviation =29
Welding residual stress, (MPa)	Randomized M-PRAISE input values for small lines with adjustment of: f=0.75, Stress at ID: Mean= 168, SD=100
POD Curves	Three (3) POD Curves as per table 2
Frequency of inspection,(yr), (Time of initial ISI/ Frequency)	10/10, 4/4,2/2 and 1/1
Crack initiation and growth	As per Eqs.1 to 8

2.4 Failure criteria

In this study, flaws can fail the pipe by either breakage (pipe rupture) or leakage. The part-through initial stress corrosion cracks considered can grow and become unstable part-through cracks or stable or unstable through-wall cracks. The stability of the part-through or through-wall crack is checked by comparing net-section stress with the flow stress of the material. The failure criterion for pipe leakage used in the M-PRAISE code was $a = h$, where h is the wall thickness and a is the crack depth.

3. INSPECTION MODEL

Non-Destructive Examination (NDE) techniques do not detect all cracks, but can be thought of as detecting cracks with a probability that depends on crack size [18]. The M-PRAISE code has the capability of analyzing the effects of inspection on the piping joint reliability.

The inspection non detecting probability is :

$$PND = 1 - POD = \epsilon + \frac{1}{2} (1 - \epsilon) \operatorname{erfc} \left[\nu \ln \left(\frac{A}{A^*} \right) \right] \quad (7)$$

where PND is the probability of non-detection, A is the area of the crack, A^* is the area of crack for 50% PND, ϵ is the smallest possible PND for very large cracks, and ν is the ‘slope’ of the PND curve.

Three POD curves as indicated in Table 2 were selected.

Table 2: POD Curve parameters for three performance levels

Inspection Performance level	$a^*/h^{(*)}$	ϵ	ν
POD01=Good Inspection	0.40	0.100	1.60
POD02=Very good Inspection	0.15	0.020	1.60
POD03=Advanced Inspection	0.05	0.005	1.60

(*) h is the wall thickness of the pipe.

4. NUMERICAL EXAMPLES

Table 1 summarizes the matrix of calculations along with the input parameters for the calculations. Base-case (no ISI) M-PRAISE runs were first. These calculations assumed realistic ranges for the various input variables that govern

the initiation and growth of IGSCC cracks. The following variables were addressed: O₂ content, temperature, coolant conductivity, applied stress, and frequency of heatup and cooldown. This initial set of M-PRAISE runs assumed no in-service inspection and gave calculated 40-year cumulative leak probabilities. The second phase of the calculations included simulations of in-service inspection for a range of POD curves and inspection frequencies as indicated in Table 1. The failure probability P_f is calculated using MCS techniques as

$$P_f = N_f / N \quad (8)$$

where N_f is the number of failure cases and N is the total number of simulations.

5. RESULTS AND DISCUSSION

A large volume of numerical data was produced by completion of parametric calculations for IGSCC of piping as described by Table 1. This section presents a collection of plots that show trends for pipe-leak probabilities and for the effectiveness of various ISI strategies in leak probabilities. In addition to probability of crack initiation, the probability of a leak and break are evaluated using the input data presented in Table 1. Fig.2 provides a plot of these probabilities for times extending to 40 years.

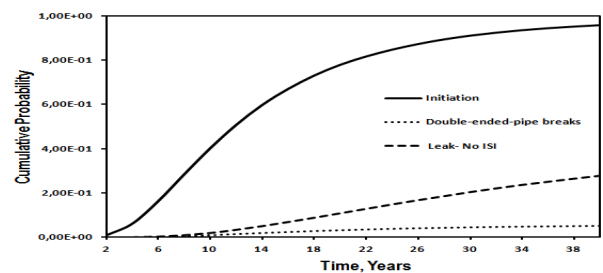


Fig. 2: Cumulative Failure Probability as Functions of Time

Fig.3 shows the predicted leak probability over 40-year plant life for the good (POD01) inspection teams and the four inspection schedules.

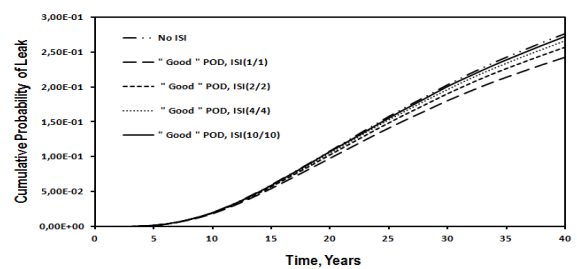


Fig. 3: Cumulative Leak Probability Based on good (POD01) Inspection Team and Four Inspections

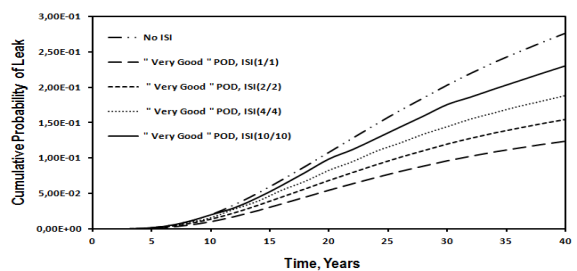


Fig. 4: Schedules Cumulative Leak Probability Based on very good (POD02) Inspection Team and Four Inspection Schedules

It can be seen that, when compared with the case of no inspection, the reliability of the pipe is not improved significantly by the good team's inspection, even with an augmented inspection program such as schedule ISI(10/10). However, both very good (POD02) and an advanced (POD03) inspection teams provide an improvement and reduce leak probabilities, as shown in Fig.4 and Fig.5 respectively. POD02 inspection team can cut the leak probabilities from 0.277 for no ISI to 0.124 (schedule ISI(1/1)) at the end of plant life. With the help of POD03 team, the leak probabilities become 0.141 (schedule ISI(10/10)), 0.082 (schedule ISI(4/4)), 0.054 (schedule ISI(2/2)), and 0.037 (schedule ISI(1/1)) at the end of plant life. Better inspection procedures (POD02 versus POD01 and POD03 versus POD02) appear to offer a cost-effective option for enhancing piping performance.

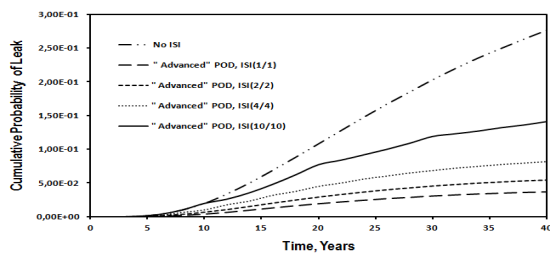


Fig. 5: Cumulative Leak Probability Based on an advanced (POD03) Inspection Team and Four Inspection Schedules

In Fig.6 the results indicate that use of a better procedure can be more effective than a tenfold increase in the number of inspections with the continued use of an inferior procedure.

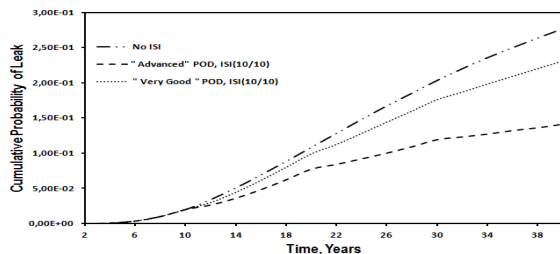


Fig. 6: Impact of inspection procedures

6. CONCLUSIONS

The modifications in the PRAISE code included the adjustment of residual stress factors to better fit experimental data and the change of the stress intensity factors expressions to ameliorate the previous more conservative ones. This model was used to predict the probability of failure of different level of pipe damages and was applied to assess the effect of various inspection scenarios on leak probabilities. This paper has also discussed probability of detection curves and the benefits of in-service inspection in the framework of reductions in the leak probabilities for nuclear piping systems subjected to IGSCC. The results for typical NDE performance levels indicate that low inspection frequencies can provide only modest reductions in failure probabilities. More frequent inspections appear to be even more effective. However POD03 NDE reliability can achieve a factor of 10 improvements in preventing IGSCC leaks at typical operating conditions even when inspections occur approximately every 10 year; this can be increased to a

factor even greater than 10 if the inspection interval is decreased sufficiently. Finally the lower benefits of ISI for IGSCC can be explained in terms of long incubation periods for stress-corrosion cracking followed by a period of rapid crack growth.

REFERENCES

- You Jang-Shyong, Wu Wen-Fang. Probabilistic failure analysis of nuclear piping with empirical study of Taiwan's BWR plants. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 2002; 79:483-92.
- Ting K. The evaluation of intergranular stress corrosion cracking problems of stainless steel piping in Taiwan BWR-6 nuclear power plant. *Nuclear Engineering and Design* 1999; 191(2):245-54.
- Zhang S, Shibata T, Haruna T. Initiation and propagation of IGSCC for sensitized type 304 stainless steel in dilute sulfate solutions. *Corrosion Science* 1997; 39(9):1725-39.
- Rahman S. A computer model for probabilistic leak-rate analysis of nuclear piping and piping welds. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 1997; 70:209-21.
- Helie M, Peyrat C., Raquet G., Santarini G., Sornay Ph. Phenomenological modelling of stress corrosion cracking. *Inter. corr. '96 First Global Internet Corrosion Conferences*. 1996.
- Lu B T, Chen Z T, Luo J L, Patchett B M, Xu Z H. Pitting and stress corrosion cracking behaviour in welded austenitic stainless steel. *Electrochimica Acta* 2005; 50(6): 1391-1403.
- Andresen PL and FP Ford. Fundamental Modeling of Environment Cracking for Improved Design and Lifetime Evaluation in BWRs. *Int J Pres Ves Pip* 1994; 59(1-3): 61-70.
- Herrera ML, Mattson RA, Tang SS, Ahlgren CS. Probabilistic fracture mechanics analysis to justify in-service inspection intervals for the Helms penstock field welds. *Proceedings of Waterpower '99-hydro's future: technology, markets and policy*, Las Vegas, NV, July 6-9, 1999.
- A. Guedri, A. Zeghloul and B. Merzoug Reliability analysis of BWR piping including the effect of residual Stresses. *International Review of Mechanical Engineering (I.R.E.M.E.)*, 2009, Vol. 3, n. 5, pp.640-645.
- A. Guedri, B. Merzoug, Moe Khaleel and A. Zeghloul Reliability analysis of low alloy ferritic piping materials. *Springer Netherlands, Damage and Fracture Mechanics. Failure Analysis of Engineering Materials and Structures*, (2009); pp 33-42.
- Harris DO., EY Lim and DD Dedhia. Probability of Pipe Fracture in the Primary Coolant Loop of a PWR Plant Volume 5: Probabilistic Fracture Mechanics Analysis - Load Combination Program Project 1 Final Report. NUREG/CR-2189, Vol. 5. U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, D.C. 1981.
- Harris DO., DD Dedhia and ED Eason. "Probabilistic Analysis of Initiation and Growth of Stress Corrosion Cracks in BWR Piping." *American Society of Mechanical Engineers, New York. ASME Paper 86-PVP-11. 1986a.*
- Harris DO., DD Dedhia, ED Eason and SD Patterson. Probability of Failure in BWR Reactor Coolant Piping: Probabilistic Treatment of Stress Corrosion Cracking in 304 and 316NG BWR Piping Weldments. NUREG/CR-4792, Vol. 3. U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, D.C. 1986b.
- Harris DO., Dedhia DD. Theoretical and user's manual for PC-PRAISE. A probabilistic fracture mechanics computer code for piping reliability analysis, US Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC (July 1992) NUREG/CR- 5864, UCRL-ID-109798.
- Priya C, Rao KB, Anoop MB, Lakshmanan1 N, Gopika V, Kushwaha HS, et al. Probabilistic failure analysis of austenitic nuclear pipelines against stress corrosion cracking. *Journal of Mechanical Engineering Science - Proceedings of the IMechE* 2005; 219 (Part C) 219 (7), 607-626.
- American Society of Materials. *ASM handbook: fatigue and fracture*. USA: Materials Information Society International; 1996.
- American Society of Materials. *ASM handbook: fatigue and fracture*. USA: Materials Information Society International; 1996.
- Khaleel, M.A., F.A. Simonen. Effects of alternative inspection strategies on piping reliability, *Nuclear Engineering and Design*, 2000; 197, pp.115-140.

CARACTERISATION DE LA CORROSION D'ACIER PAR LA METHODE ULTRASONORE EN MODE DE TRANSMISSION

S. AZIAM, H. NOUNAH, I. ABOUDAUD

Laboratoire de Métrologie et Traitement de l'Information,
Faculté des Sciences, Université Ibn Zohr, Agadir, Maroc.
aziam.salma@gmail.com

Résumé

Dans l'industrie, on est souvent contraint de soumettre beaucoup de pièces à des contrôles pour des raisons de sécurité. La présence d'une fissure ou d'une corrosion peut présenter un danger qui peut entraîner de graves dégâts. Les méthodes de contrôle non destructif (CND), en particulier la méthode ultrasonore reste la meilleure grâce à son caractère non destructif et non coûteux. A cet effet, nous avons utilisé la technique ultrasonore en mode de transmission par le biais de deux transducteurs piézoélectriques identiques de fréquence centrale 5MHz. Nous avons exploité cette méthode dont le but de déduire les paramètres ultrasoniques des échantillons et le traçage des courbes de dispersion correspondant à chaque plaque d'acier corrodée. Ce travail a permis d'étudier et d'observer l'effet de la durée d'immersion dans une solution corrosive (Acide Chlorhydrique) sur les propriétés mécaniques des plaques d'acier corrodées. La technique ultrasonore par transmission a permis d'obtenir expérimentalement les courbes de dispersion correspondant aux plaques d'acier corrodées. Par l'analyse de ces dernières, nous avons constaté la diminution progressive des modes de propagation des ondes avec la durée d'immersion croissante. Cela signifie que la corrosion fait perdre aux aciers certaines de leurs propriétés mécaniques. Ce que nous avons confirmé par l'exploitation des courbes de dispersion dont le but d'en déduire les vitesses longitudinale et transversale et par conséquent les propriétés mécaniques correspondantes à chaque plaque d'acier corrodée. Nous nous sommes intéressés en particulier au module d'Young qui a tendance à diminuer suivant des durées d'immersion croissante.

Mots clés : corrosion; Contrôle non destructif; acier corrodé; Ultrasons ; courbes de dispersion; Atténuation.

Nomenclature :

- e : l'épaisseur de la plaque en mm
- L: la largeur de la plaque en cm
- l : la longueur de la plaque en cm
- ρ : la masse volumique en Kg/m³
- t : la durée d'immersion de la plaque dans HCl
- E: module de Young en GPa
- v: Coefficient de Poisson
- G: Module de cisaillement en GPa

Introduction

Le contrôle non destructif est un ensemble de méthodes qui permet de caractériser l'état d'intégrité de structures industrielles, sans les dégrader. Parmi les méthodes de CND on cite les ultrasons. Ces derniers sont émis au moyen de « transducteurs » qui fonctionnent le plus souvent

par effet piézoélectrique. On analyse la propagation d'ondes mécaniques de haute fréquence (quelques MHz en général) au sein du matériau constitutif de la pièce à contrôler. Le contrôle ultrasonore est basé sur la mesure des paramètres ultrasoniques à savoir les vitesses longitudinale et transversale ainsi l'atténuation ultrasonore dans les échantillons d'acier corrodés étudiés durant ce travail. Plusieurs chercheurs ([1] (K. Niboucha, 2006); [2] (Benjamin L. Ervin, 2009); [3] (Karl R. Olsen, 2009); [4] (Vervisch-Fortuné Isabelle, 2009); [5] (S. Sharma, 2010); ont étudiés l'influence de processus de corrosion sur différents échantillons d'aciers avec des méthodes de contrôle non destructif.

Présentation des échantillons à caractériser

Le tableau ci-dessous représente les échantillons des plaques d'aciers étudiées pendant ce travail ainsi la durée d'immersion dans la solution corrosive (Acide Chlorhydrique) utilisée pour déclencher la corrosion dans certaines plaques.

La plaque	e (mm)	L (cm)	l (cm)	ρ (Kg/m ³)	t
Acier 1	2	7,71	10,01	7471,12	2h dans HCl (5N)
Acier 2	3	9,91	10,33	7268,38	2h dans HCl (5N)
Acier 3	3	7,62	8,78	7059,9	4h dans HCl (5N)
Acier 4	2	7,96	7,98	7419,6	24h dans HCl (5N)
Acier oxydé	3	7,56	9,01	7083,056	-
Acier galvanisé	3	9,93	10	7653,5	-

Tableau 1 : Présentation des échantillons d'aciers à caractériser.

La technique ultrasonore par transmission

Description du dispositif expérimentale

Pour mesurer les vitesses longitudinale et transversale ainsi l'atténuation des ondes ultrasonores dans les échantillons, nous avons utilisé la technique ultrasonore en transmission. Le dispositif expérimental est constitué d'un générateur d'impulsions qui envoie des impulsions électriques à un transducteur ultrasonore qui génère en réponse à cette excitation des ondes ultrasonores qui se propagent dans l'eau. Après ces ondes vont traverser l'échantillon à caractériser, ensuite elles seront captées par un deuxième transducteur identique qui joue le rôle de récepteur. Ce dernier fait la conversion des ondes reçues en signal électrique qui sera visualisé dans l'oscilloscope. Les signaux ultrasonores visualisés seront envoyés vers

l'ordinateur par le biais d'une carte d'acquisition de données National Instruments. Nous avons développé une plate forme sous l'environnement du logiciel LabView qui nous permet par son interface convivial le traitement des signaux acquis, ainsi la détermination des paramètres ultrasoniques des plaques étudiées.

Les deux transducteurs sont placés face à face sur le même axe, de part et d'autre de la plaque (figure 1). Au début, nous faisons l'acquisition du signal ultrasonore transmis en incidence normale, après nous faisons la rotation de la cible à l'aide d'un moteur pas à pas (avec précision 10-3) par un angle de rotation d'un degré. Pour chaque angle de rotation, nous faisons l'acquisition du signal temporel transmis. Nous continuons ce processus jusqu'à nous arrivons à l'angle critique correspondant à la plaque. Cet angle critique se traduit par la disparition du signal ultrasonore transmis. En conclusion, pour chaque angle d'incidence, le signal temporel transmis est enregistré et son amplitude spectrale est calculée. Après nous superposons les amplitudes spectrales calculées dans un fichier résultat et enfin à l'aide du logiciel Spyglass nous déduisons la courbe de dispersion des modes de Lamb de la cible.

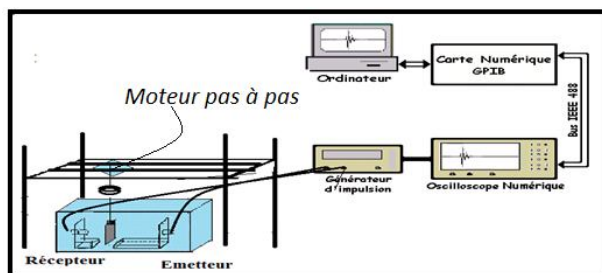


Fig.1 : Schéma du dispositif expérimental.

Résultats expérimentaux

Diagramme de courbes de dispersion

La figure (3) illustre une différence dans les deux signatures ultrasonores au niveau du nombre des modes qui se propagent dans les deux plaques, en effet le nombre des modes dans la plaque d'acier 1 est supérieur à celui de la plaque d'acier 4. Tandis que, la figure (4) ne montre pas une différence significative dans les deux signatures ultrasonores au niveau du nombre des modes qui se propagent dans les deux plaques, en effet le nombre des modes est le même dans les deux plaques. Enfin, pour la figure (5), nous remarquons que les modes dans la plaque oxydée sont très claires par rapport à ceux de la plaque d'acier 2, la forme des modes est complète dans la plaque oxydée au contraire de la plaque 2 dont la forme des modes est coupée. Concernant le nombre des modes, nous observons qu'il est identique dans les deux plaques.

A partir de ces courbes, nous déduisons l'importance de l'effet de la durée d'immersion dans la solution corrosive sur la corrosion des plaques d'acier étudiés pendant ce travail. En effet nous avons remarqué que la disparition des modes est liée directement à la durée d'immersion dans la solution corrosive. Plus la durée d'immersion est grande plus la disparition des modes est dominante. D'autre part nos résultats montrent cet effet, nous avons remarqué qu'il n'y a pas de différence significative au niveau du nombre des modes pour les deux plaques corrodées pendant 2h et

4h mais dès que la durée d'immersion augmente, on observe immédiatement la disparition des modes.

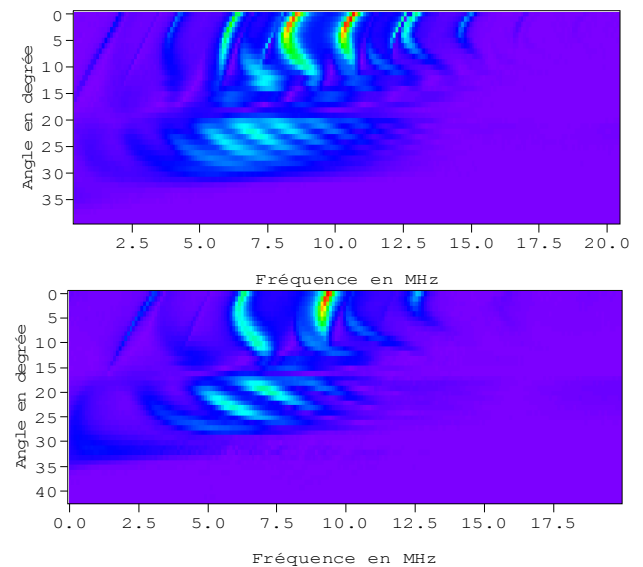


Fig.3 : Diagramme des courbes de dispersion dans l'acier 1(haut) et acier4 (bas)

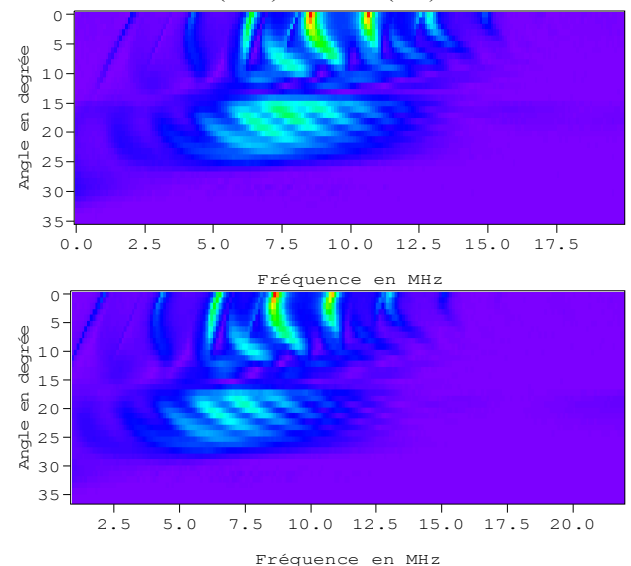
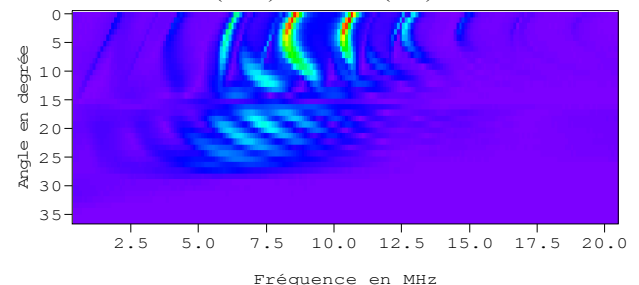


Fig.4 : Diagramme des courbes de dispersion dans l'acier 2(haut) et acier 3(bas).



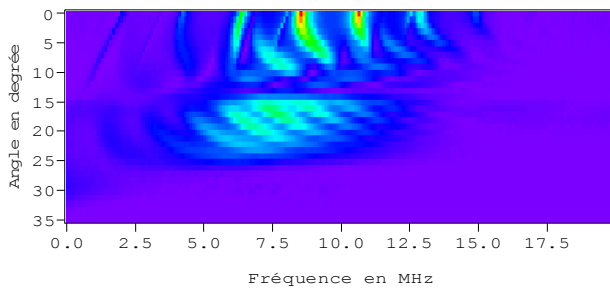


Fig.5 : Diagramme des courbes de dispersion dans l'acier oxydé (haut) et acier 2(bas).

Les propriétés mécaniques

Nous pouvons exploiter les courbes de dispersion trouvées expérimentalement dont le but de mesurer les vitesses longitudinale et transversale. En observant ces courbes de dispersions, nous remarquons la convergence des modes de propagation d'abord vers l'angle critique des ondes longitudinales et ensuite vers l'angle critique des ondes transversales. En connaissant les angles critiques des ondes longitudinales et transversales, nous déduisons les vitesses en appliquant les deux formules suivantes :

$$V_L = \frac{V_e}{\sin(\theta_L)} \quad V_T = \frac{V_e}{\sin(\theta_T)}$$

Avec $V_e = 1465 \text{ m/s}$ est la vitesse des ultrasons dans l'eau. θ_L est l'angle critique de l'onde longitudinale et θ_T est l'angle critique de l'onde transversale dans chaque échantillon de plaque d'acier corrodée. Après la mesure des vitesses, nous remontons automatiquement aux propriétés mécaniques en utilisant les relations théoriques suivantes :

Module de Young :

$$E = \rho V_T^2 \left(\frac{3V_L^2 - 4V_T^2}{V_L^2 - V_T^2} \right)$$

Coefficient de Poisson :

$$\nu = \frac{\frac{1}{2} \left(\frac{V_L}{V_T} \right)^2 - 1}{\left(\frac{V_L}{V_T} \right)^2 - 1}$$

Module de cisaillement :

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

La plaque	θ_L	θ_T	V_L (m/s)	V_T (m/s)	E	ν	G
Acier1	17°	37°	5010,74	2434,30	119,14	0,345	44,27
Acier2	14°	35°	6055,67	2554,15	131,9	0,391	47,38
Acier3	15°	36°	5660,32	2492,4	121,02	0,379	43,85
Acier4	16°	41°	5314,9	2233,03	103,06	0,392	36,9
Acier oxydé	17°	37°	5010,74	2434,30	112,95	0,345	41,97
Acier galvanisé	17°	35°	5010,74	2554,15	132	0,324	49,84

En analysant les résultats expérimentaux au niveau des propriétés mécaniques des plaques d'acier corrodées, nous déduisons l'existence d'une relation entre la durée d'immersion de la plaque dans la solution corrosive et ses propriétés mécaniques surtout au niveau du module d'Young. Plus la durée d'immersion de la plaque dans la solution corrosive est grande plus le module d'Young correspondant à celle-ci diminue. En effet, les résultats expérimentaux montrent clairement ce constat, nous remarquons que le module d'Young correspondant à la plaque corrodée 24h est inférieur à celui de la plaque corrodée 4h qui est à son tour inférieur à celui de 2h. Ce résultat montre la fiabilité des courbes de dispersion en tant qu'une méthode originale pour la mesure des vitesses longitudinale et transversale ainsi la mesure des propriétés mécaniques des plaques d'acier corrodées d'une façon adéquate.

Conclusion

Cette recherche a permis de démontrer l'effet de la durée d'immersion dans une solution corrosive sur les propriétés mécaniques des plaques d'acier corrodées. La technique ultrasonore par transmission a permis d'obtenir expérimentalement les diagrammes des courbes de dispersion correspondant aux plaques d'acier corrodées. Par l'analyse de ces derniers, nous avons remarqué l'absence progressive des modes avec la durée d'immersion croissante. Cela signifie clairement que l'acier perd ces propres propriétés par l'effet de la corrosion. Ce que nous avons confirmé par l'exploitation des courbes de dispersion dont le but d'en déduire les vitesses longitudinale et transversale et par conséquent les propriétés mécaniques correspondantes à chaque plaque d'acier corrodée. Nous nous sommes intéressés en particulier au module d'Young qui tient à diminuer suivant une durée d'immersion croissante.

Référence

[1] Karima NIBOCHA, H. Houali, M. Zergoug, R. Halimi. "Contrôle et caractérisation de la corrosion par CND pour l'inspection des canalisations enterrées". (2006). Dijon, France.
 [2] Benjamin L. Ervin, Daniel A. Kuchma, Jennifer T. Bernhard, and Henrique Reis. "Monitoring corrosion of rebar embedded in mortar using high-frequency guided ultrasonic waves." Journal of engineering mechanics, Vol 135, No 1, (2009), pp.9-19
 [3] Karl R. Olsen. "Ultrasonic detection of simulated corrosion in 1 inch diameter steel tieback rods." (2009). Washington State University.
 [4] Vervisch-Fortuné Isabelle, «Sensibilité de la technique d'émission acoustique à la corrosion des armatures dans le béton". Thèse de doctorat. (2009). Toulouse, France.
 [5] Shruti Sharma and Abhijit Mukherjee, "Longitudinal guided waves for monitoring chloride corrosion in reinforcing bars in concrete", Structural Health Monitoring, Vol 9(6): 555–13, (2010).

NUMERICAL ANALYSIS OF THE MECHANICAL PROPERTIES AND MODE LOADING EFFECT ON WELDED JOINTS

OULD CHIKH EL BAHRI⁽¹⁾, MEDDAH HADJ MILOUD⁽¹⁾, BENHAMENA ALI⁽¹⁾, BOUCHOUICHA BENATTOU⁽²⁾, DELLA NOUREDDINE⁽¹⁾, BENGUEDIAB MOHAMED⁽²⁾, MERDJ ALI⁽³⁾, BENAÏSSA ALI⁽¹⁾

⁽¹⁾LSTE Laboratory, Faculty of Science and Technology, University of Mascara, BP. 763, Route de Mamounia, Mascara, 29000, Algeria. E-mail: hmmeddah@yahoo.fr

⁽²⁾Department of Mechanical Engineering, University of Sidi Bel Abbes, 22000, Algeria

⁽³⁾Laboratory of (LMPM), University of Sidi Bel Abbes

Abstract: The goal of this work is to analyse the severity of crack defects on the mechanical behaviour of Welded joints. The cracks are considered in this work located in the weld metal in the weldment. The two-dimensional finite element method based on the computation of the J integral on elastic plastic fracture mechanics (EPFM) was used to analyse the fracture behaviour of these structures.

Keywords: Fracture mechanics; Welded joints; Mismatching factor; J Integral; cracks; Finite element method (FEM).

Introduction

Welded structures always contain inherent defects even when no errors are made in selecting the correct combination of materials, joint design or welding processes [1,2]. As a parameter characterizing crack tip field, the *J* integral has played an important part in elastic-plastic fracture mechanics [3-4]. The situation is much more complicated due to the existence of mechanical heterogeneity. In the majority of case, the weldment is thought of as made of only one material, the performance difference between weld and base metal is not taken into account [5,6]. Sham et al. [7] and Lee et al. [8] found that the mismatch in yield strengths alters crack tip stress fields (triaxialities), which in turn can affect the fracture toughness of bimaterial joints. Recently, many studies [9-10] on the evaluation of the fracture toughness have been published for weldment where the crack is located in weld metal zone. Outside the linear elastic fracture mechanics (LEFM), an appropriate elastic-plastic fracture parameter must be used as the J-integral parameter [11] which is adopted for this studies [12,13]. In this paper, the FEM based on the computation of the J integral at the crack front was used to analyze the defect severity in order to study the fracture behaviour of welded joint.

Theoretical Analysis

The present study employs the domain-integral approach, as originally developed by Shih et al. [14] to compute the energy release rate along the crack front.

$$J(s) = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left[(W + T)n_1 - P_{ji} \frac{\partial u_i}{\partial X_1} n_j \right] d\Gamma \quad (1)$$

Where *W* and *T* are the stress work density and the kinetic energy density; Γ is a vanishingly small contour and n_j is the unit vector normal to Γ . P_{ji} denotes the non symmetric stress tensor.

In this paper, two-dimensional plane strain, finite element analyses using the J integral method are conducted for modelling the crack growth in a mis-matched specimen, Fig. 1. Moreover, the interfaces between the weld metal and the base metal are assumed to be perfectly bonded. The mis-match ratio can be defined by:

$$M = \frac{\sigma_{yMF}}{\sigma_{yMB}} \quad (5)$$

With $M > 1$ referring to as overmatching, $M < 1$ as undermatching and $M = 1$ as matching.

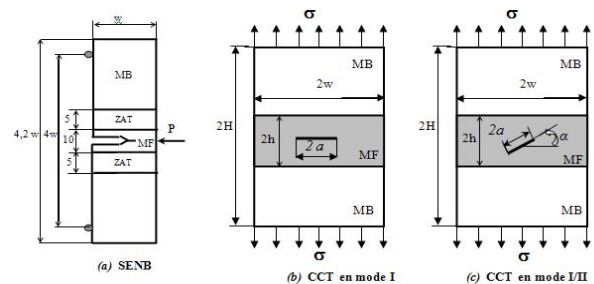


Fig. 1. Schematic models analysed: (a) TPCB (SENB); (b) CCP1 and (c) CCP2

Finite element modelling

A number of typical crack specimens with unit thickness are adopted in our numerical tests. We analysed the fracture behaviour of welded joint by the computation of *J* integral at the crack front. Finite element simulation was done using Cast3M code [15] (elastic-plastic fracture mechanics). Only the half of the model is studied. Quadratic elements (height-node) are used in the modelling.

Analysis Result

3.1 Case of SENB specimen

The crack behaviour is analysed by computing the J integral at the crack front of welded joint. Fig. 2 show the loading effect on the fracture behaviour of the welded joint, which illustrate the evolution of J integral versus the loading, these results show that the rate of increase of the J integral is more important when the loading exceeds 300MPa.

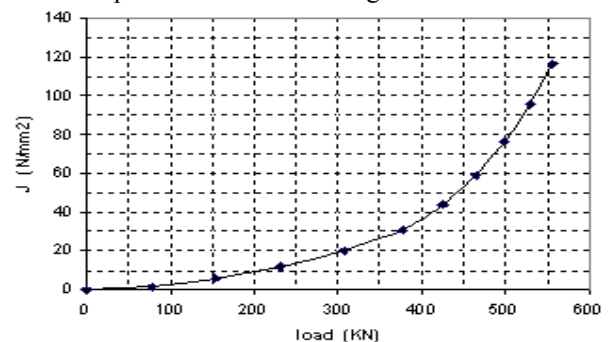


Fig. 2. Curve J-F for (a/w=0,5)

This phenomena can be attributed for the value of applied load under which the plastic strain is absent for value of loading lower at limit load (elastic region); the stress level around the crack is lower than the yield strength of steel used in the present work. We noticed, however, that for higher loading ($P > 300\text{MPa}$) the level of stresses near the crack tip is higher than the yield strength which cause plastic strains (plastic region). Beyond the limit load, the

increasing rate of J integral has an exponential form versus loading. This behaviour was confirmed numerically by other authors [8,16,17].

3.2 Case of CCT specimen

In this part, we examine the opening and mixed mode to evaluate the J integral of a welded joint formed by the base metal and weld metal in CCT configuration.

Table 1: Mechanical properties of (MB, MF) [18].

In mode I: The two-dimensional numerical study was

Materials	Mechanicals properties			
	Re (N/mm ²)	Rm (N/mm ²)	k	n
MB	325	400	980	0.401
MF	420	531	1009	0.508

performed with three configurations (MB, MF and MB+MF). Fig. 3 shows the evolution of the J integral versus loading. We note first that the evolution of the J integral versus load is almost similar to that shown in Fig. 5 (case of the SENB specimen). This behavior was confirmed analytically and numerically by other authors [4, 6, 11-12]. These results clearly show that when the properties of material ductility are important, the evolution of the integral J versus loading is important. This is explained by the fact that the extension of a ductile material (MB) is higher than that of a brittle material (MF) because of the welding process heat effect.

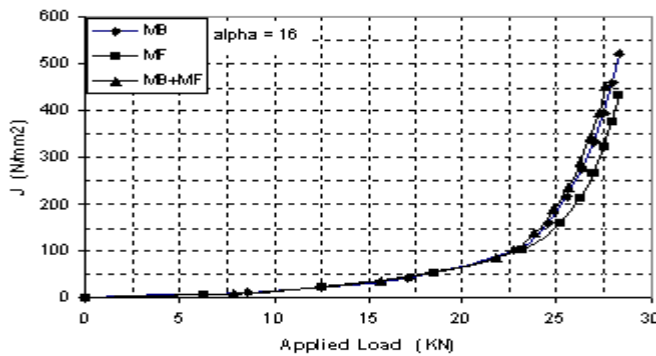


Fig. 3. Curve J-F for (a/w=0,5)

In mode I/II: In this section we discussed the influence of failure mode on the evolution of the J integral in welded joint. Fig. 4 shows the effect of failure mode (angle variation) on the evolution of the J integral versus loading for the three configurations studied (MB, MF and MF +

MB).

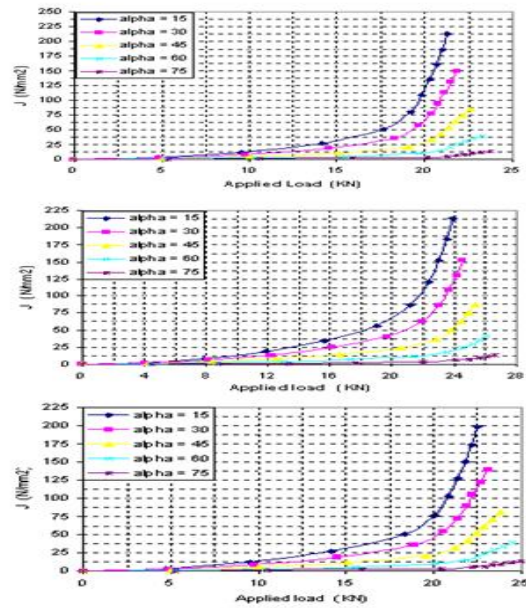


Fig. 4. J-integral-applied load: (a₂) MB, (b₂) MF, (c₂) MB+MF.

We note that whatever the material study the effect of the angle variation is negligible for low values of loading and the opposite effect is marked for high load values. However, we note that the failure mode effect (angle variation) can be ignored in the elastic regime. For the elastoplastic regime, the crack angle inclination has a predominant effect on the J integral evolution to study the behavior of a welded joint.

4. Conclusion

In this numerical study, the results have highlighted the following points:

The transition from a homogeneous configuration (MF or MB) to a heterogeneous configuration (MF + MB) has a significant influence on the evolution of the integral J versus the load.

For the open mode (mode I), the values of the integral J are higher than those for the mixed mode (mode I/II).

The crack direction (angle variation) has a predominant effect on the J integral for the study of a welded joint.

Whatever the mode of failure, the J integral is strongly influenced by the material properties.

References

- [1] C. Meric and M. Tokdemir. An Investigation of the Weld Region of the SAE 1020 Joined with Metal Active Gas and Determination of the Mismatch Factor. ASM International. JMEPEG (1999) 8:601-605
- [2] W.W. Bose Filho, A.L.M. Carvalho, P. Bowen. Micromechanisms of cleavage fracture initiation from inclusions in ferritic welds. Part II. Quantification of local fracture behaviour observed in fatigue pre-cracked test pieces. Materials Science and Engineering A 452-453 (2007) 401-410
- [3] Hyungyil Lee, Yun-Jae Kim. Interfacial crack-tip constraints and J-integral for bi-materials with plastic hardening mismatch. Int J Fract (2007) 143:231-243.
- [4] JIANQING FU and YAOWU SHI. Mechanical heterogeneity and validity of J-dominance in welded Joints. International Journal of Fracture 106: 311-320, 2000.
- [5] D.P. Boothman, M.M.K. Lee, A.R. Luxmoore. The effects of weld mismatch on J-integrals and Q-values for

- semi-elliptical surface flaws. *Engineering Fracture Mechanics* 64 (1999) 433–458
- [6] M.C. Burstow, I.C. Howard and R.A. Ainsworth, The effect of material strength mismatching on constraint at the limit load of welded three-point-bend specimens, *International Journal of Fracture*, 89 (1998) 117-42.
- [7] Sham T-L, Li J, Hancock J W (1999) A family of plane strain crack tip stress fields for interface cracks in strength mismatched elastic-perfectly plastic solids. *J Mech Phys Solids* 47: 1963–2010
- [8] Lee H, Kim Y-J (2001) Interfacial crack-tip constraints and J-integrals in plastically mismatched bi-materials. *Eng Frac Mech* 68: 1013–1031
- [9] A. Heuser, R. Twickler and W. Dahl, Experimental investigations of the failure behaviour of welded joints and its numerical simulation by using elastic-plastic finite element calculation, *The Fracture Mechanics of welds*, Mechanical Engineering publications, London, 1987, p.p 97–124.
- [10] Y. Lei, R.A. Ainsworth, A J integral estimation method for cracks in welds with mismatched mechanical properties, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 70 (1997) 237-245.
- [11] T.L. Anderson, *Fracture mechanics fundamentals and applications*, CRC Press, 1995.
- [12] J.R. Rice, *J. Appl. Mech.* 35 (1968) 379–386.
- [13] BSI, *Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in structures*, Guide B57910, 1999.
- [14] R6, *Assessment of the integrity of structures containing defects*, revision 3, British Energy Generation Ltd., 1999.
- [15] J.R. Rice, A path-independent integral and approximate analysis of strain concentration at notches and cracks, *J. Appl. Mech.*, 1968, 34, 379–386.
- [16] Castem (www-cast3m.cea.fr)
- [17] Y.P. Lei, Y.W. Shi, H. Murakawa and Y. Luo, The effect of mechanical heterogeneity and limit load of a weld joint with longitudinal weld crack on the J-integral and failure assessment curve, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 75 (1998) 625-632.
- [18] B. Bouchouicha, *Contribution à l'étude de la déchirure ductile et de la propagation des fissures en fatigue dans les joints soudés*; Thèse de l'université de Djillali Liabes, Sidi Bel Abbès, 2007.

INFLUENCE DE LA DIMENSION FRACTALE DES GRAINS SUR LES CARACTERISTIQUES DE L'ESSAI ŒDOMÉTRIQUE

MELBOUCI BACHIR¹ YEZLI SALIHA¹

¹ Laboratoire Géo Matériaux Environnement et Aménagement, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou (E-Mail: melbouciba@hotmail.fr)

Résumé : Les objets fractals sont des figures géométriques de structure complexe qui sont caractérisés essentiellement par leur forme d'irrégularité. Le sol qui est à la fois un milieu fragmentaire et poreux présentant une structure assez complexe où une représentation fractale pourrait lui être particulièrement appropriée.

L'étude expérimentale menée a mis l'accent sur le calcul des dimensions fractales des grains de calcaire soumis à l'écrasement aux essais œdométriques. Les résultats obtenus montrent que la variation de la dimension fractale des grains est affectée par plusieurs paramètres (la dimension, la taille et la forme des grains ainsi que le chargement ou le nombre de cycles de chargement...etc.) qui influent significativement sur le mode de rupture des grains et conduit par conséquent à la modification des irrégularités des grains.

Mots clés : Fractal, Dimension, grain, caractéristique, essai œdométrique

1. INTRODUCTION

La dimension fractale est un nombre qui mesure le degré d'irrégularité ou de la fragmentation d'un objet, ou la mesure de la rugosité d'une surface. C'est une valeur non entière ($1 < D < 3$) contrairement aux dimensions euclidiennes (1, 2 et 3 qui désignent respectivement une ligne, un plan et un volume). La dimension fractale est donc un nombre réel positif caractérisant la manière dont la masse ou la forme de l'objet est répartie dans l'espace. Généralement, plus la dimension fractale d'un objet est élevée, plus l'objet est irrégulier.

La structure du sol peut être décrite comme un assemblage d'éléments de tailles diverses. Elle est l'arrangement géométrique des éléments solides en place, donc ils peuvent être différemment associés et liés, leurs masses peuvent former des configurations complexes et irrégulières qui sont en général extrêmement difficiles à les caractériser en termes exacts géométriquement [1]. Dans le cas des milieux granulaires, l'étude de leur comportement passe par la caractérisation de ces granulats. Ces derniers font partie des structures de génie civil tels que : les barrages, les fondations, les chaussées...etc. Cependant, ces matériaux sont soumis aux conditions environnementales dures et aux fortes contraintes de compression. En raison de ces charges compressives, ces matériaux granulaires se fragmentent en morceaux de différentes tailles. Ce qui provoque une modification de la granulométrie (dimension, forme) des grains et de la porosité de ces matériaux, induisant alors à une variation de leurs caractéristiques mécaniques.

Le but de ce travail est d'utiliser cette notion de dimension fractale pour les grains de matériaux locaux calcaire soumis aux essais œdométriques.

2. MODELISATION DE LA STRUCTURE DU SOL PAR LES FRACTALES

La caractérisation d'un sol fractal pouvait être soulevée différemment par plusieurs chercheurs. Certains parlent de distribution fractale de taille de pores, d'autres de distribution fractale de taille des particules solides, ou des agrégats, d'autres de la fractalité des aspérités présentes sur la surface rugueuse de séparation entre les vides et les solides, d'autres encore des mesures de porosité ou de densité variant avec la taille de l'échantillon.

La comparaison visuelle est l'une des méthodes les plus utilisées. Dans ce cas, le grain est comparé aux graphes standards pour différents critères, entre autre la rugosité et l'arrondissement des grains. Le problème majeur de cette méthode est la possibilité d'ajouter un élément subjectif qui peut affecter le résultat.

Une autre méthode largement utilisée pour caractériser la rugosité des grains est celle de l'analyse de Fourier. Celle-ci utilise des images à 2 dimensions des grains. Elle est souvent utilisée dans les domaines de la recherche géologique. Les autres principales méthodes utilisées pour le calcul de la dimension fractale sont : la méthode de comptage des Boîtes, du diviseur, de la ligne parallèle, de Surface-Périmètre, et la méthode des masses.

Il faut noter que la dimension fractale (D_f) est calculée pour chaque grain dans les méthodes de comptage des boîtes, de la ligne parallèle et du diviseur, à la différence de la méthode de surface-périmètre où D_f est déterminée pour un ensemble de grains (échantillon). En outre, à un niveau acceptable de résolution, la méthode de la ligne parallèle ou du diviseur est capable de déterminer exactement la rugosité d'un grain et cela avec l'utilisation des mesures de petites tailles. Dans la littérature, on suggère que la taille maximale de mesure ne devrait pas excéder 0.3 fois le diamètre maximum des grains [2].

3. APPAREILLAGE ET MATERIAUX UTILISES

Matériau utilisé : Le matériau utilisé est le calcaire qui est une roche sédimentaire massive très répandue. Il est constitué essentiellement de carbonates de calcium et de carbonate de magnésium. Son origine est organique, par accumulation de débris d'organismes marins (craies), ou de précipitation chimique. Les différentes caractéristiques physiques et mécaniques du matériau calcaire sont regroupées respectivement dans les tableaux 1 et 2.

Tab. 1 : Caractéristiques physiques du calcaire.

Caract.	γ_s (g/cm ³)	n(%)	γ_{dmax} (g/cm ³)	e_{min}	e_{max}
Valeur	2.7	9.4	1.42	0.9	1.2

Tab. 2 : Caractéristiques physiques du calcaire.

Caract.	MDE (%)	LA(%)	γ_{dopt}	W_{opt} (%)
Valeur	20	24	1.62	5.58

Appareillage : L'essai œdométrique est un essai simple qui permet d'évaluer l'amplitude des tassements des ouvrages ainsi que leur évolution dans le temps en caractérisant l'évolution de l'indice des vides (e) en fonction de la contrainte verticale (σ). Mais, cet essai est

assez peu utilisé dans la pratique pour les sols pulvérulents. Il fournit cependant quelques résultats sur le comportement de tels sols. Dans notre cas, cet essai est utilisé essentiellement pour étudier l'écrasement des grains. La charge est appliquée par palier en progression géométrique. Chaque palier est maintenu jusqu'à ce que les déformations, sous l'effet de la charge constante aient fini d'évoluer. Les déformations sont à peu près instantanées. L'indice des vides diminue avec l'augmentation de la contrainte (Fig. 1). En gardant des charges élevées, des micro-ruptures apparaissent au voisinage des contacts des grains, ce qui peut entraîner une modification de la structure granulaire.

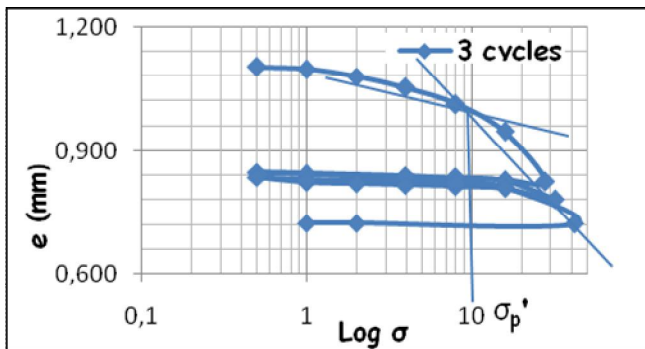


Fig. 1 : Courbe œdométrique $e=f(\text{Log } \sigma)$.

Les déformations observées, lors de cet essai ont plusieurs causes : premièrement, les grains conservent leurs volumes, et par conséquent les déformations que l'on met en évidence ne peuvent parvenir que d'une diminution de l'indice des vides. Deuxièmement, de la modification de la structure du squelette de l'échantillon par glissement des grains par rapport aux autres. Ces déformations sont essentiellement irréversibles. Des micro-ruptures se produisent aux points de contacts des grains et ce phénomène n'apparaît que pour des contraintes élevées.

4. QUANTIFICATION DE L'ECRASUREMENT DES GRAINS

Pour quantifier l'écrasement des grains, Plusieurs auteurs ont proposé des paramètres, obtenus par des méthodes empiriques basées sur la mesure des changements de taille des grains après écrasement. Dans notre cas, on utilisera le paramètre « B_{10} » [3] qui caractérise le degré d'écrasement des grains qui est défini par la formule suivante :

$$B_{10} = 1 - \left(\frac{D_{10f}}{D_{10i}} \right) \quad (1)$$

D_{10i} : C'est le diamètre à travers lequel on a 10% du tamisât initialement (avant essai).

D_{10f} : C'est diamètre à travers lequel on a 10% du tamisât après essai.

Ce facteur varie de 0 à 1. Plus il est élevé, plus le taux d'écrasement des grains est important.

Pour mettre en évidence le phénomène d'écrasement des grains, des essais œdométriques ont été menés à l'état saturé pour un chargement de un et trois cycles. Pour étudier l'évolution de la taille et du contour des grains, dix grains de chaque dimension ont été colorés. Ensuite, les échantillons sont soumis à des contraintes verticales par paliers de chargement successifs jusqu'à la contrainte de 32

bars ; puis par paliers de déchargement. Au cours de ces essais, Les grains ont subi des écrasements, ce qui a engendré des modifications de leur taille, de leur contour et de la courbe granulométrique. La Figure 2 montre que les courbes granulométriques après chargement sont étalées par rapport à la courbe initiale.

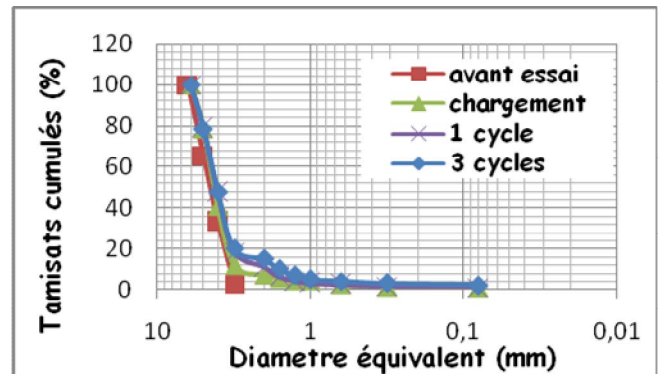


Fig. 2: Etallement des courbes granulométriques obtenues après les différents essais œdométriques.

Cet étalement est plus marqué lorsque le nombre de cycle est élevé, cela s'explique par la production des éléments fins inférieurs à 3 (mm), qui sont obtenus après écrasement des grains constituant l'échantillon. Ceci peut avoir deux causes : le réarrangement des grains qui entraîne une diminution de l'indice des vides et leur fragmentation sous l'action des forces s'exerçant aux points de contact. Notons que le degré d'écrasement devient de plus en plus important en fonction de l'augmentation du nombre de cycles, ce qui engendre un étalement granulométrique significatif. En effet, la rupture des grains a modifié la courbe granulométrique par la présence des particules fines, ce qui signifie que le mode d'écrasement dominant est l'abrasion et/ou rupture des angularités.

5. CORRELATION ENTRE DF ET LES CARACTERISTIQUES DE L'ESSAI OEDOMETRIQUE

La dimension fractale des grains (D_f) est calculée par la méthode des lignes parallèles. Celle-ci consiste à superposer la photo du grain sur un ensemble de lignes parallèles à espacement constant, et joindre à l'aide d'un segment de droite les points d'intersections du contour du grain avec ces lignes. On fait la mesure du périmètre ainsi obtenu. En diminuant de plus en plus le pas entre les lignes, on se rapproche au fur à mesure du contour réel du grain.

Après calcul, D_f a diminué après chaque cycle du fait de la diminution de la taille des grains engendrée par leur écrasement sous sollicitations. Les figures 3, 4 et 5 montrent l'évolution de la dimension fractale en fonction de quelques paramètres : e , Δe et du nombre de cycles.

La Figure 3 montre bien que la dimension fractale diminue lorsque la taille des grains diminue. Cette diminution est d'autant plus importante que le nombre de cycle est élevé. En effet, D_f obtenue après 3 cycles est inférieure à celle d'un cycle et aussi inférieure à celle d'un chargement. Ceci peut s'expliquer par le fait que les 3 cycles de chargement ont provoqué un grand tassement avec un nombre de

contacts entre les grains maximums, ce qui a engendré un écrasement plus élevé, d'où une baisse de D_f .

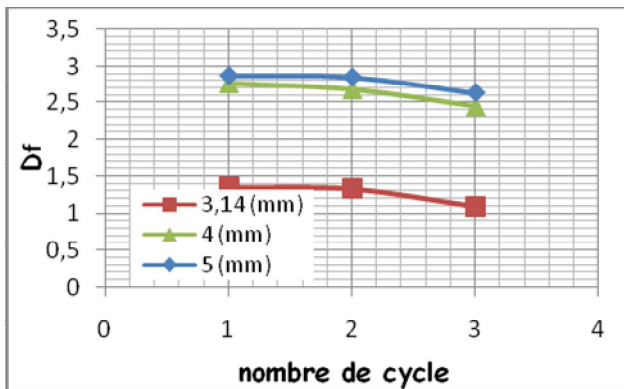


Fig. 3: Variation de D_f en fonction du nombre de cycle.

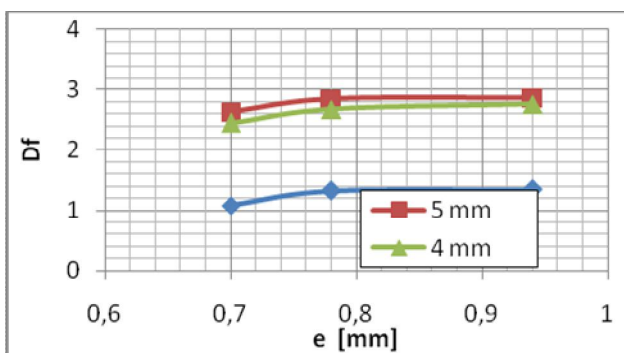


Fig. 4: Evolution de D_f en fonction de l'indice des vides.

La dimension fractale diminue avec la diminution de l'indice des vides (Fig. 4). Cet indice est maximum à l'état initial de l'essai et il diminue progressivement au cours du chargement et engendre progressivement un contact de plus en plus important entre les grains jusqu'à provoquer leur écrasement. Ainsi D_f diminue avec l'augmentation de l'intensité du chargement et tout particulièrement du nombre de cycles. La figure 5 montre que la dimension fractale diminue avec l'augmentation de Δe et par conséquent du tassement relatif $\Delta h/h$, et cela est d'autant plus important que le nombre de cycle est élevé.

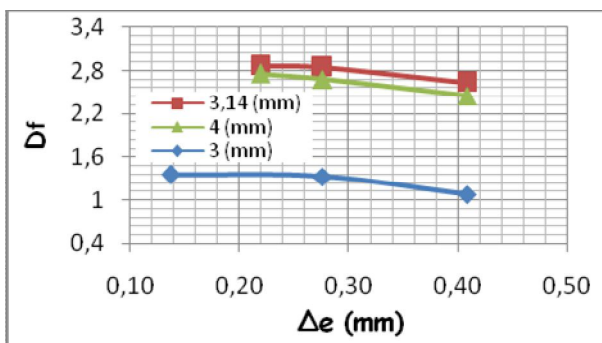


Fig. 5: Evolution de D_f en fonction de Δe .

La dimension fractale des grains diminue aussi en fonction de l'augmentation du paramètre (B_{10}) lequel évolue en fonction de l'augmentation du nombre de cycle (fig. 6). De plus, ces courbes varient lentement dans le cas d'un

chargement à un cycle, suivi d'un changement de pente plus élevé dans le cas d'un chargement à trois cycles. Ce qui s'explique par le fait que B_{10} présente des valeurs d'autant plus élevées que l'écrasement des grains est important, provoquant ainsi une diminution de D_f des grains après essais.

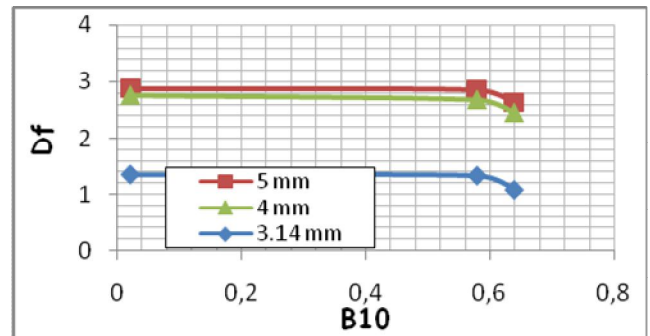


Fig. 6: Evolution de la dimension fractale des grains en fonction du paramètre B_{10} .

6. CONCLUSION

L'étude de la dimension fractale du matériau calcaire a permis d'évaluer le degré d'écrasement des grains en fonction des caractéristiques oedométriques. L'ensemble des résultats obtenus se résume comme suit:

- La dimension fractale dépend du mode de rupture des grains. En effet, la dimension fractale diminue dans le cas d'un « fendage » et/ou d'une « rupture des aspérités ». La variation de la dimension fractale des grains a mis en évidence le phénomène d'écrasement des grains. En effet, L'augmentation de D_f se traduit généralement par la diminution de la dimension fractale des grains.

- La variation de la dimension fractale des grains est affectée par plusieurs paramètres (la dimension, la taille et la forme des grains ainsi que le nombre de cycles...etc.) qui influent significativement sur le mode de rupture des grains et conduit par conséquent soit à l'augmentation des irrégularités des grains ou à la diminution de celles-ci. L'évolution de D_f influe aussi sur l'évolution des paramètres (B_{10} , C_u , e , γ_d et Δe ...etc.).

- L'oedomètre génère des ruptures importantes des grains qui induisent de grandes diminutions de la dimension fractale. Cela est confirmé par les valeurs élevées trouvées par les paramètres quantifiant l'écrasement des grains B_{10} .

BIBLIOGRAPHIE

- [1] D.Hillel: introduction to soils physics. Academic Press. San Diego, CA, 1982
- [2] J. P. Hyslip and L. E. Vallejo: Fractal analysis of the Roughness and size distribution of granular materials. Engineering geology, vol. 48, (1997), pp. 251-244.
- [3] P. V. Lade and J. A. Yamamuro: significance of Particle crushing in granular materials. Journal of Geotechnical Engineering – Vol. 122, N°4, 1996, pp. 3109-3116.

ETUDE ANALYTIQUE DE L'ENDOMMAGEMENT DES GAINES ISOLANTES DES CABLES ELECTRIQUES AERIENS BASSE TENSION

A. CHOUAIRI ^a, M. ZAHLOUL ^a, A. BENALI ^a, M. EL GHORBA ^a, N. BARBE ^b

a. Ecole Nationale Supérieure d'Electricité et de Mécanique (ENSEM), Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et des Structures (LCCMMS), Oasis Route d'El Jadida, BP 8118, Casablanca, Maroc

b. Société Lyonnaise Des Eaux de Casablanca (LYDEC), 48 Rue Mohamed Diouri, BP 16048, Casablanca, Maroc

E-mail : chouairi.asmaa@gmail.com

Introduction

L'isolation électrique est un élément critique dans les appareils fonctionnant en basse tension.

La durée de vie d'un matériel étant souvent liée à la durée de vie de son isolation, beaucoup de travaux ont pour objet la compréhension des mécanismes de vieillissement des matériaux utilisés comme isolants électriques.

La rupture de l'isolation, communément appelée claquage, correspond au passage d'un arc électrique entre une partie sous tension et une autre partie, généralement lié à l'air ambiant. La grande quantité d'énergie mise en jeu au passage de l'arc provoque la destruction irréversible de l'isolant, et donc celle du matériel.

Le claquage des isolants est généralement précédé par une phase de croissance d'un défaut, tel qu'une cavité, ou vacuole, dans le matériau. Cette cavité, lorsqu'elle est de taille suffisante, est le siège de décharges partielles dont la répétition érode le matériau et conduit à la formation d'une arborescence où intervient en dernier lieu l'arc électrique.

La phase de croissance de la cavité par décharges partielles est rapide, ce phénomène est connu et compris. La durée de vie de l'isolant n'est pas liée à la durée de croissance de l'arborescence : pour un grand nombre de matériaux utilisés industriellement la dégradation est irréversible à partir de l'apparition de la première décharge partielle.

Cette durée de vie est conditionnée par la phase d'incubation qui peut être définie comme la durée nécessaire à l'apparition du premier initiateur de décharges partielles. Il convient donc de déterminer les mécanismes précurseurs de ces décharges, c'est-à-dire les mécanismes qui conduisent à la formation de vacuoles dans les matériaux.

Les travaux réalisés lors des vingt dernières années, en particulier sur le polyéthylène des câbles, ont permis de mettre en évidence le développement de charges d'espace lorsque les isolants sont mis sous champ électrique élevé.

Ces charges d'espace ont fait l'objet de nombreuses études, le développement de nouvelles techniques permettant de les caractériser. Bien que soupçonnées d'être les précurseurs des premiers défauts, leur influence sur le comportement à long terme des isolants n'est pas encore déterminée. Elles sont cependant considérées comme étant responsables du vieillissement des matériaux et de l'initiation des défauts.

L'origine de ces charges a dans certains cas été déterminée. Elles peuvent, selon les cas, être introduites dans le matériau à partir des électrodes lors de la mise sous tension ou être issues d'espèces présentes initialement dans la composition du matériau.

L'intérêt industriel pour ce type d'études est double. D'une part la connaissance des mécanismes de vieillissement des isolants électriques doit permettre d'évaluer la durée de vie des installations et donc de garantir leur fonctionnement pour une période donnée.

La détermination des facteurs influant sur le vieillissement peut en outre conduire à une optimisation du matériau et des épaisseurs sur les matériels, celles-ci étant généralement déterminées de manière empirique et souvent sur dimensionnées, la réduction des quantités d'isolants utilisés conduisant à une réduction systématique des coûts.

Matériel et méthode

Certes, les investissements liés à l'installation de nouveaux câbles sont parfois prohibitifs. Mais en contrepartie, leur impact environnemental et esthétique est bien moindre que celui des lignes aériennes. Dans cette optique, les câbles aériens ont pris et prendront encore une ampleur certaine. Malheureusement, tout câble électrique possède son talon d'Achille qui n'est autre que son isolation.

La figure 1 illustre la constitution typique d'un câble monophasé. D'un point de vue purement technique, on peut distinguer deux types de câbles ; ceux isolés au papier imprégné (câble PILC) et ceux isolés au polyéthylène réticulé (câble XLPE).

Inéluctablement, l'isolant agencé autour du conducteur d'un câble (figure 1) vieillit et se dégrade au cours du temps. La destruction, partielle ou complète de cet isolant, implique un effort de maintenance du câble ou pire encore son remplacement.

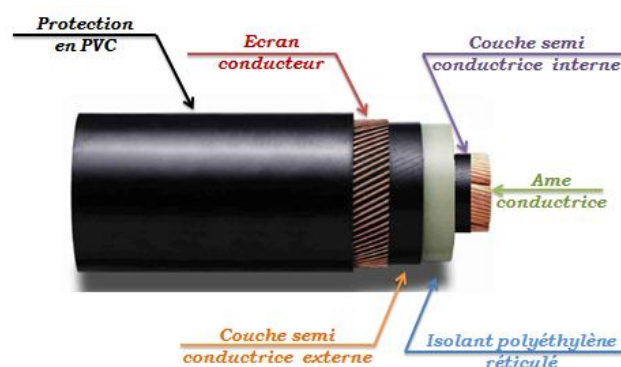


Fig. 1: Constitution d'un câble basse tension isolé au polyéthylène réticulé

Les câbles doivent donc faire l'objet d'un diagnostic régulier ayant pour principale mission de vérifier la qualité de défauts de leurs isolant (Figure 2). A cet égard, la mesure de décharges partielles est une technique qui a prouvé toute son efficacité depuis de nombreuses années.

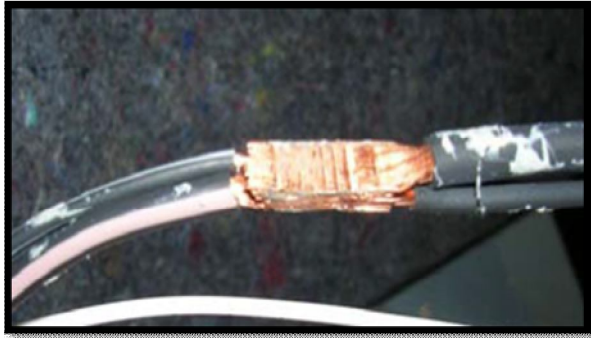


Figure 2 : Arrachement de l'isolant du câble

Les lignes aériennes de transport d'énergie électrique parcourent de longues distances et traversent en général des régions très différentes de par leur relief (topographie du terrain, altitude, etc.), leur climat (température, pression, vent, etc.), leur environnement (zones industrielles, régions côtières, etc.). De ce fait, les équipements de transport d'énergie électrique sont exposés à diverses contraintes. Parmi celles-ci, la pollution, la neige fondante et le givrage atmosphérique des isolateurs sont reconnues comme étant les facteurs majeurs à l'origine des défauts enregistrés sur les lignes aériennes, et apparaissent ainsi comme des facteurs de très grande importance dans la qualité et la fiabilité du transport d'énergie.

Les isolateurs peuvent en effet se recouvrir de poussière (faiblement conductrice mais hygroscopique). Des arcs électriques peuvent prendre naissance dans certaines conditions, et se développer jusqu'à provoquer le contournement total de l'isolateur (Figure 3).

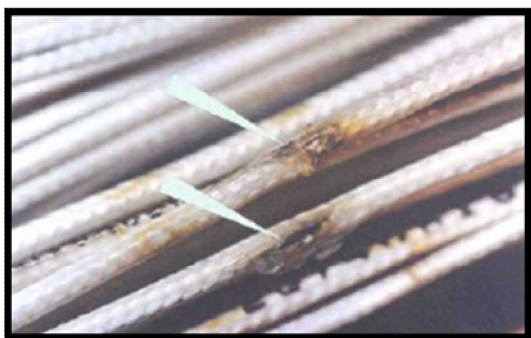


Figure 3 : Dégradation de la gaine (exposition du conducteur à l'air libre)

La rupture de l'isolation, dénommée claquage, peut intervenir suivant différents mécanismes. Ceux-ci sont décrits dans plusieurs ouvrages [1-3].

La propagation des arborescences électriques et leur modélisation ont fait l'objet de nombreux travaux. Les plus récents sont ceux de Dissado [4] et Champion et Dodd [5-7]

mais des études ont déjà abordé ce phénomène dans les années 80 [8-9].

De nombreux travaux relatent des phénomènes de décharges partielles dans les isolants organiques comme par exemple les références [10-13]. Ces phénomènes sont donc bien connus mais sont déjà la signature d'un vieillissement avancé du matériau.

Ils existent différentes méthodes pour détecter et localiser des défauts de câblage des techniques basses, moyennes ou hautes fréquences. Certaines méthodes nécessitent des outils de mesure directement couplés électriquement aux extrémités du câble et d'autres par des outils de mesure sans contact (sonde de courant) pour diagnostiquer le câble.

Dans de nombreux secteurs, la méthode par inspection visuelle est souvent la plus utilisée pour localiser des anomalies sur les réseaux filaires. Cette méthode, couramment utilisée pour analyser les câbles dans l'industrie aéronautique, permet de repérer tout échauffement local du câble, dégradation de son isolant ou de la gaine. Cette méthode est totalement subjective et ne peut être efficace que si le défaut est perceptible par l'œil humain. Une large portion d'un réseau filaire peut ne pas être visible parce qu'il est situé dans des endroits inaccessibles cachés par d'importantes structures comme des panneaux électriques, des composants ou des torons de câbles. Afin d'améliorer le diagnostic et de venir en aide à l'opérateur de maintenance qui ne s'appuie que sur la qualité de son œil, plusieurs techniques ont été développées.

Méthode de détection capacitive et inductive

Cette technique permet de déterminer la présence d'un circuit ouvert ou d'un court-circuit et donc la mesure de la longueur d'un câble. La méthode est basée sur la mesure de la capacité ou de l'inductance du câble. La mesure de la capacité est utilisée pour localiser un circuit ouvert et celle de l'inductance est utilisée pour localiser un court-circuit sur le câble.

La valeur de la capacité ou de l'inductance linéique dans un câble à lignes bifilaire (Figure 4) dépend de la distance « D » entre deux conducteurs, du diamètre « d » des conducteurs, de la permittivité ϵ , du diélectrique séparant les deux conducteurs et de la perméabilité magnétique de l'isolant μ .

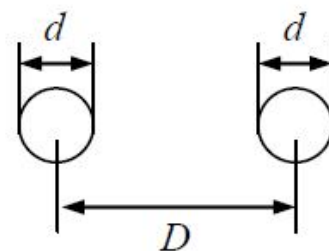


Figure 4 : Lignes bifilaire

2.2 Méthodes de détection basées sur la réflectométrie

Les méthodes décrites précédemment présentent chacune des limites pour déterminer l'état des câbles : recours à

l'utilisation d'un autre câble de référence identique à celui testé, utilisation d'un appareil de mesure situé à proximité du câble, intervention humaine sur site ou déconnexion du câble pour ne pas détériorer le système connecté à celui-ci.

Toutes ces méthodes ne peuvent donc pas être envisagées pour une application embarquée. Il existe une méthode haute fréquence qui a l'avantage d'utiliser un seul câble (le câble à tester lui-même) et d'obtenir une image de l'état du câble en se positionnant à une extrémité de celui-ci. Cette méthode s'appelle la réflectométrie et présente des performances et des conditions de mesure très intéressantes. Cette méthode qui est basée sur le principe même du radar, a trouvé sa place dans d'autres applications comme la géo technologie, l'hydrologie, la construction, l'aviation ou le test de matériaux. La réflectométrie repose sur l'analyse d'une onde réfléchiée par rapport à une onde incidente en utilisant les phénomènes de propagation des ondes dans les milieux physiques.

Discussion et Conclusion

Les isolateurs sont parmi les composante les plus importants des réseaux aériens de transport et de distribution de l'énergie électrique puisqu'ils assurent à la fois le support mécanique des parties portées à la basse tension et l'isolation électrique de ces dernières avec les parties mises en air ou énergisées.

Premièrement conçus en verre et en céramique, la fabrication des isolateurs a connu, à travers les années, une évolution notable, et ce, dans le but d'accroître leur performance quelles que soient les conditions météorologiques et environnementales auxquelles ils sont exposés. En effet, une perturbation de l'isolation électrique assurée par l'isolateur peut entraîner, dans certaines circonstances, son contournement et, donc, un risque majeur sur la fiabilité et le fonctionnement du système de transmission de l'énergie électrique par voies aériennes.

Bibliographie

- [1] L. A. DISSADO et J. C. FOTHERGILL « *Electrical degradation and breakdown in polymers* » Peregrinus, 1992.
- [2] J.C. ANDERSON *Diélectriques* Dunod, 1966.
- [3] J.J. O'DWYER *The theory of electrical conduction and breakdown in solid dielectrics* Clarendon Press, 1973.
- [4] L.A. DISSADO *Understanding electrical trees in solids from experiment to theory* IEEE Transactions on Dielectrics Electrical Insulation, vol. 9(4) pp.483–497, 2002.
- [5] J.V. CHAMPION et S.J. DODD *The effect of material age on the electrical tree growth and breakdown characteristics of epoxy resins* Journal of Physics D : Applied Physics, vol. 28 pp.398–407, 1995.
- [6] J.V. CHAMPION et S.J. DODD *Simulation of partial discharges in conduction and non-conduction electrical tree structures* Journal of Physics D : Applied Physics, vol. 34 pp.1235–1242, 2001.

[7] J.V. CHAMPION, S.J. DODD, Y. ZHAO, A.S. VAUGHAN, M. BROWN, A.E. DAVIES, S.J. SUTTON et S.G. SWINGLER *Morphology and the growth of electrical trees in a propylene/ethylene copolymer* IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation, vol. 8(2) pp.284–292, 2001.

[8] P. BUDENSTEIN *On the mechanism of dielectric breakdown of solids* IEEE Transactions on Electrical Insulation, vol. EI-15(3) pp.225–240, 1980.

[9] C. LAURENT et C. MAYOUX *Analysis of propagation of electrical treeing using optical and electrical methods* IEEE Transactions on Electrical Insulation, vol. EI-15(1), 1980.

[10] M. HENRIKSEN *Partial discharges in spherical cavities in epoxy resin* Technical University of Denmark, 1982.

[11] P.H.F. MORSHUIS *Partial discharge mechanism* Delft University Press, 1993.

[12] F. GUTFLEISCH et L. NIEMEYER *Measurements and simulation of PD in epoxy voids* IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation, vol. 2(5) pp.729–743, 1995.

[13] R. SCHIFANI, R. CANDELA et P. ROMANO *On PD mechanisms at high temperature in voids included in an epoxy resin* IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation, vol. 8(4) pp.589–597, 2001.

ANALYSE DE LA FATIGUE THERMOMECHANIQUE PAR LA METHODE DES ELEMENTS FINIS

Z. ACHEGAF*, A. KHAMLIHI*,
L. EL BAKKALI*, F. MATA CABRERA**,

*Laboratoire AMS, FS Tétouan, Maroc

**EPU Almaden, Espagne

Introduction

Les propriétés mécaniques des matériaux dépendent de la température. Cet effet est lié aux diverses transformations qui se produisent au niveau de la microstructure et qui entraînent en général des déformations plastiques et un fluage plus importants aux hautes températures. De tels processus affectent la résistance à la fatigue et favorisent l'activation du processus d'oxydation dans le cas particulier des métaux. Il en résulte que l'accumulation des dommages de fatigue peut s'accroître de manière drastique lorsque la température augmente suite à l'action combinée des cycles de déformation et des cycles thermiques. Certaines structures telles que les aubes de turbines et les composants de moteurs thermiques sont très sensibles à ce phénomène du fait qu'elles sont exposées aux hautes températures et aux vibrations mécaniques.

En se limitant à des situations où les durées de cycles sont suffisamment grandes de sorte que les transitoires thermiques peuvent être négligés et que la température puisse être supposée comme étant uniforme sur toute la pièce, on peut supposer que cette dernière subit l'action de chargements thermique et mécanique qui restent quasi-statiques.

La fatigue thermomécanique est caractérisée par le fait qu'une interaction entre la fatigue purement mécanique, le fluage et l'oxydation se produisent sous l'effet de mécanismes d'endommagement très complexes, (Zhuang et al., 1998). Bill et al. (1984) ont montré que la durée de vie d'une éprouvette testée en fatigue thermomécanique selon le mode en phase était bien inférieure à celle d'une éprouvette identique testée en fatigue mécanique isotherme et ce même en fixant la température à la valeur maximale de la gamme de température appliquée en fatigue thermomécanique.

La fatigue thermomécanique dépend de la phase entre la déformation et la température. Il y a deux situations extrêmes qui sont généralement considérées: cycles mécano-thermiques en phase (EP) et cycles hors-phase (HP). Sous le chargement EP, la déformation maximale se produit au même instant que la température passe par le maximum. Sous le mode HP, la déformation maximale se produit lorsque la température est minimale. Les recherches expérimentales menées dans le domaine de la fatigue thermomécanique ont montré qu'en général les deux modes EP et HP sont plus défavorables que le chargement isotherme de même amplitude mécanique et que l'on ne peut pas comparer a priori entre eux les fatigues EP et HP car le résultat dépend de la pièce étudiée et de la gamme de température considérée.

Au niveau de la modélisation, la prédiction de la durée de vie des pièces sollicitées par des chargements

thermomécaniques est possible à travers divers types de modèles présentés dans la littérature (Zhuang et al., 1998).

Il faut noter qu'aucun modèle versatile n'existe aujourd'hui et que les modélisations disponibles ne permettent pas de prédire la durée de vie sous un chargement thermomécanique arbitraire. Dans la pratique aussi, les essais ne sont pas reproductibles et une marge d'erreur allant du simple au double est souvent constatée. Cette variabilité qui est inhérente au phénomène de fatigue et s'explique par l'effet de l'état de surface des pièces testées et les défauts microstructuraux qui ne sont pas identiques dans toutes les pièces. Ces incertitudes rendent très compliquée l'expérimentation qui peut être effectuée dans le domaine de la fatigue thermomécanique et font apparaître le rôle important que peut jouer la simulation numérique dans ce domaine particulier.

On considère dans ce travail, la fatigue thermomécanique qui peut résulter de combinaisons isothermes, EP et HP dans le cas d'une éprouvette standard en os de chien soumise simultanément à la traction et à des variations cycliques de température. La méthode des éléments finis et utilisée pour modéliser l'éprouvette en statique et calculer le champ de déformation. Ensuite, un logiciel spécialisé en calcul de fatigue thermomécanique, *e-fatigue*, est utilisé afin de déterminer la durée de vie sous les diverses combinaisons de chargements qui ont été considérées. L'objectif est de comparer, l'effet du phasage, de la température et de la traction sur la fatigue thermomécanique.

Modélisation de la fatigue thermomécanique

Différentes approches ont été introduites pour modéliser la fatigue (Gomez et al, 2010). Il y a les modèles phénoménologiques qui relient directement les champs mécaniques à la durée de vie sans considérer explicitement les différents mécanismes d'endommagement. Ces modèles exigent un grand effort expérimental. Afin de réduire le nombre des essais nécessaires, des modèles physiques ont été introduits. Ils comprennent les modèles de cumul des dommages où une partition explicite est effectuée sur les différents mécanismes d'endommagement (Neu and Sehitoglu, 1989) et (Lemaitre and Chaboche, 1990). Il ya aussi les modèles à base de propagation de fissures où la durée de vie est reliée à la déformation plastique présente en bout de fissure (Paris et al., 1961). Il y a enfin les modèles énergétiques qui relient l'énergie dissipée au nombre de cycles à la rupture (Skelton, 1991).

D'un point de vue pratique, les modèles utilisant la partition des déformations liées aux différentes sources de dommages se sont avérés les plus simples à utiliser. Le calcul de la durée de vie peut être effectué en post-traitement d'un calcul éléments finis (de Andres et al., 1999) et (Lei, 2008). Cette démarche de partitionnement des déformations par source de dégâts est utilisée dans le présent travail afin de prédire la durée de vie en fatigue thermomécanique (Sehitoglu, 1992).

Selon cette démarche, les dommages causant la fatigue se répartissent en trois sources, selon l'équation

$$\frac{1}{N_f} = \frac{1}{N_f^m} + \frac{1}{N_f^{ox}} + \frac{1}{N_f^{cr}} \quad (1)$$

où N_f , N_f^m , N_f^{ox} et N_f^{cr} représentent respectivement le nombre total de cycles à la rupture, les cycles de fatigue purement mécanique, les cycles de fatigue par oxydation et les cycles de fatigue par fluage.

Neu and Sehitoglu (1989) ont proposé des modèles qui permettent de calculer la part de chaque mécanisme en fonction des énergies d'activation d'oxydation et de fluage, de la température, de l'état de contrainte hydrostatique et de cisaillement, du rapport des vitesses de déformation thermique et mécanique $\dot{\varepsilon}^{th}/\dot{\varepsilon}^m$, des paramètres de sensibilité du matériau à l'oxydation et au fluage et des paramètres de l'équation reliant la déformation mécanique à la durée de vie. Cette dernière s'écrivant

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f^m)^b + \varepsilon'_f (2N_f^m)^c \quad (2)$$

où σ'_f est le coefficient de résistance à la fatigue, b l'exposant de fatigue de Basquin, ε'_f le coefficient de fatigue par ductilité, c l'exposant de Coffin-Manson de fatigue par ductilité et E le module d'Young.

L'endommagement par oxydation se produit spontanément à haute température. La formation de couches d'oxydes se fait dans les craquelures qui se développent dans les points chauds de la pièce sous l'action combinée des déformations mécaniques et thermique par rupture en compression ou par traction.

L'endommagement par fluage résulte essentiellement de processus de diffusion. La diffusion dépend beaucoup de la température. Ce sont les contraintes maximales plutôt que les déformations maximales qui jouent un rôle déterminant sur ce phénomène.

Deux facteurs dépendant du passage entre le chargement mécanique et le chargement thermique interviennent dans le cas de la fatigue par oxydation ou par fluage. Ainsi lorsque $\dot{\varepsilon}^{th}/\dot{\varepsilon}^m = -1$ en fatigue thermomécanique HP l'endommagement dû à l'oxydation est maximal alors que pour $\dot{\varepsilon}^{th}/\dot{\varepsilon}^m = \mp\infty$ aucun effet de la fatigue par oxydation n'est observable. De manière identique, lorsque $\dot{\varepsilon}^{th}/\dot{\varepsilon}^m = 1$ qui correspond à un chargement thermomécanique en phase l'endommagement par fluage est maximal.

Modélisation numérique de la fatigue

La méthodologie qui a été suivie afin de construire un modèle numérique de fatigue thermomécanique s'appuie d'abord sur la construction d'un modèle éléments finis afin de procéder au calcul des déformations totales sous l'action combinée des chargements cycliques mécaniques et thermiques. Ce calcul intègre la loi de comportement élasto-viscoplastique du matériau et la dilatation résultant des variations de température dans la pièce modélisée. Le point de la structure le plus sollicité est identifié. Les histoires de déformation totales en ce point sont alors extraites. Le système eFatigue (<https://efatigue.com/>) accessible gratuitement par Internet est utilisé ensuite pour évaluer la durée de vie de la pièce considérée en utilisant le calculateur en fatigue *Fatigue Calculator*.

Le système considéré dans cette analyse de la fatigue thermomécanique est une éprouve standard en os de chien

(dog-bone), figure 1. Elle est habituellement utilisée pour étudier expérimentalement ce phénomène (Lawson et al., 1991). La géométrie de cette éprouvette est axisymétrique,

elle a un longueur $L = 126 \times 10^{-3} \text{ m}$ et son rayon varie entre les valeurs $R_{\min} = 7 \times 10^{-3} \text{ m}$ et $R_{\max} = 16 \times 10^{-3} \text{ m}$. Seul le quart d'une section méridienne de cette éprouvette est à modéliser. Un modèle éléments finis en déformations axisymétriques a été développé.

Des cycles mécaniques élastiques et élastoplastiques ainsi que des cycles thermiques sont supposés agir simultanément sur l'éprouvette. Le chargement mécanique résulte de l'application d'une force de traction P sur l'extrémité de l'éprouvette. Afin d'obtenir une déformation homogène sous l'effet de la variation de température, l'éprouvette a été bloquée contre la dilatation axiale en créant une condition d'interaction à l'une de ses extrémités alors que dans l'autre la condition de symétrie plane est appliquée.

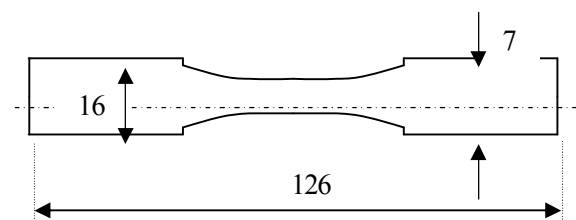


Figure 1: Géométrie de l'éprouvette en os de chien

Les propriétés matérielles utilisées sont celles de l'acier SAE 1070. Cet acier est considéré dans la gamme des températures entre 20°C et 600°C. Le comportement élasto-viscoplastique obéit à la loi de Johnson et Cook's (Johnson and Cook, 1989)

Le chargement thermomécanique a été appliqué selon le mode EP ou HP. Un chargement mécanique isotherme de référence a été aussi considéré.

Résultats

Une étude paramétrique a été conduite avec les données suivantes:

- les forces de tractions variant durant un cycle entre zéro et une amplitude maximale donnée par: $P1 = 360 \text{ MPa}$, $P2 = 460 \text{ MPa}$ et $P3 = 560 \text{ MPa}$

- pour le cas isotherme, la température de référence prend l'une des valeurs suivantes $\{200; 300; 400; 500; 600\}$ (°C).

- pour les chargements EP et HP, la température a varié dans l'un des domaines suivants: $\{[200, 400]; [200, 500]; [200, 600]\}$ (°C).

La figure 2 présente la durée de vie associée à chaque cas de chargement thermomécanique. Les figures 3, 4 et 5 présentent la partition des dommages par type de mécanisme dans le cas isotherme, EP et HP.

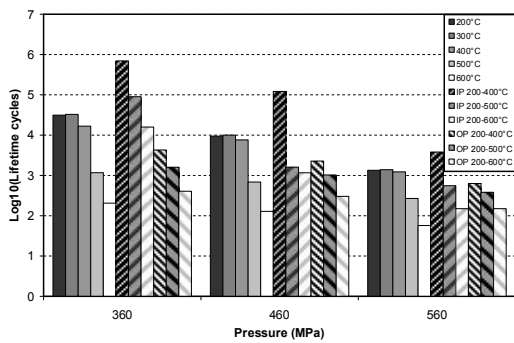


Figure 2: Durée de vie en fonction du chargement thermomécanique considéré

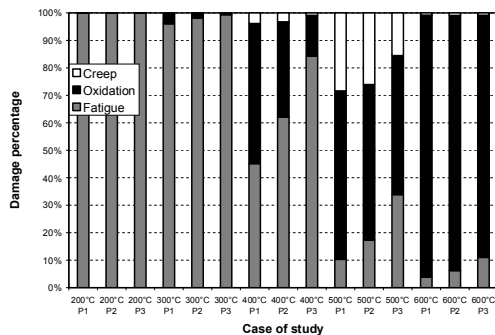


Figure 3: Fatigue isotherme, pourcentage des dommages associés à la fatigue mécanique, à l'oxydation et au fluage en fonction du de la température et de la pression

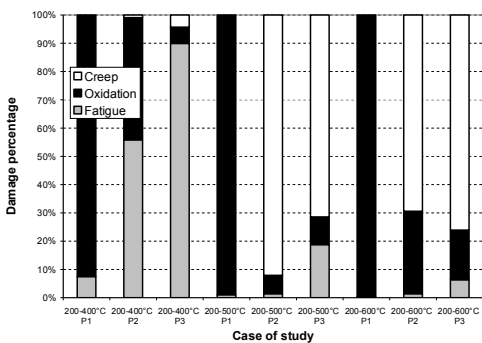


Figure 4: Fatigue thermomécanique en phase; pourcentage des dommages associés à la fatigue mécanique, à l'oxydation et au fluage en fonction du chargement considéré

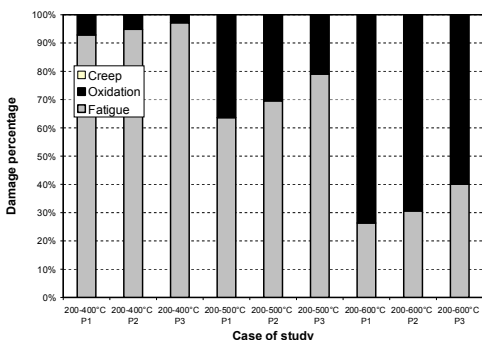


Figure 5: Fatigue thermomécanique hors phase; pourcentage des dommages associés à la fatigue mécanique, par oxydation et par fluage ne fonction du chargement considéré

Conclusions

La durée de vie de l'éprouvette en os de chien lorsqu'elle est soumise à un chargement axial de traction avec des conditions aux limites qui bloquent la dilatation axiale a été analysée sous l'effet de divers chargements thermomécaniques. Un modèle éléments finis de l'éprouvette a été construit et les résultats de calcul introduits en post-traitement dans un logiciel spécialisé en calcul de fatigue.

Les résultats obtenus ont montré que la fatigue thermomécanique n'est pas toujours plus nocive que le cas isotherme. Par rapport à ce dernier cas, le chargement en phase augmente considérablement la vie de la pièce pour les faibles pressions et températures en alors que le chargement hors phase provoque une vie plus réduite. Mais, pour des températures et des pressions élevées la différence entre le cas en phase et hors phase s'atténue.

L'analyse des mécanismes de fatigue qui interviennent a montré que dans le cas isotherme tous les mécanismes sont présents et que l'oxydation domine à hautes températures. L'oxydation domine aussi la fatigue dans le cas hors phase alors que le fluage prédomine dans le cas en phase.

Références

Bill R., Verrilli M. and Halford G.R. A Preliminary study of the Thermo-Mechanical Fatigue of Polycrystalline MAR M-200, NASA TP-2280, AVSCOM TR 83-C-6, 1984.

De Andres A, Perez J, Ortiz M. Elastoplastic finite element analysis of three-dimensional fatigue crack growth in aluminium shafts subjected to axial loading. *Int J Solids Struct.*, 36(1999):2231–2258.

Gomez T., Awarke A. and Pishinger S. A new low cycle fatigue criterion for the isothermal and out-of-phase thermomechanical loading, *International Journal of Fatigue* 32 (2010) 769-779.

Johnson G.R. and Cook W.H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985 21(1): 31-48.

Lei Y., Finite element crack closure analysis of a compact tension specimen. *International Journal of Fatigue* 30 (2008) 21-31.

Lemaitre J. and Chaboche J.L. *Mechanics of solid materials*, Cambridge: University Press, Cambridge, 1990.

Neu R. and Sehitoglu H. Thermo-Mechanical Fatigue, Oxidation and Creep: Part 2-Life Prediction. *Met. Trans. A*, 20A (1989): 1769–1783.

Paris, PC., MP. Gomez and WE. Anderson. A rational analytical theory of fatigue. *The Trend of Engineering*, 13(1961): 9-14.

Sehitoglu H. Thermo-Mechanical Fatigue Life Prediction Methods. *Advances in Fatigue Lifetime Predictive Techniques*, ASTM-STP 1122(1992): 47–76.

Skelton R.P. Energy criteria for high temperature low cycle fatigue. *Mater Sci Technol* 7 (1991) 427–439.

Zhuang W.Z., Swansson N.S. Thermo-mechanical fatigue life prediction: a critical review. Airframes and engines division/aeronautical and maritime research laboratory, DSTO-TR-0609, 1998.

ESTIMATION DE LA FIABILITE ET LA DEFAILLANCE DES SYSTEMES SERIES ET PARALLELES PAR LA METHODE FIABILISTE DES TESTS ACCELERES

A. CHOUAIRI ^a, M. EL GHORBA ^a, A. BENALI ^a, A. HACHIM ^b

a. Ecole Nationale Supérieure d'Electricité et de Mécanique (ENSEM), Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et des Structures (LCCMMS), Oasis Route d'El Jadida, BP 8118, Casablanca, Maroc

b. Université Hassan II, Faculté des sciences Ain Chock, [laboratoire de mécanique](#), Km 8, Route D'El Jadida B.P 5366 Maarif, Casablanca, Maroc.

E-mail : chouairi.asmaa@gmail.com

Introduction

L'intérêt porté par la plupart des industriels à la fiabilité s'explique essentiellement par le développement d'une nouvelle culture basée sur la performance, la compétitivité, la sécurité et le respect de l'environnement, qui s'est imposée dans un contexte de mondialisation.

Dans la plupart des cas, les lois de défaillance utilisées dans les calculs de fiabilité sont obtenues par plusieurs modèles statistiques des défaillances. Dans la littérature, on regorge de nombreux développements probabilistes [1], [2] parfois complétés par une étude de l'incidence sur les grandeurs utilisées en fiabilité de l'incertitude affectant les paramètres des lois de distribution. Par exemple, Ebeling [3] nous a fournis quelques développements afin d'estimer l'incertitude sur la moyenne des temps jusqu'à défaillance dans le cas d'une loi exponentielle. Une approche plus théorique de l'estimation de l'incertitude liée à l'estimation des fonctions de défaillance a été introduite dans Zhang [4][5] et appliquée pour un essai de fatigue [6][7].

Le présent travail, consiste à développer un nouveau modèle de l'analyse fiabiliste, il s'agit de la méthode fiabiliste des tests accélérés, piloté par la fiabilité, la fraction de vie et l'endommagement et qui présente l'avantage d'avoir un facteur d'accélération de fiabilité intégré et s'adapte facilement avec la majorité des équipement industriels complexes.

Notre modèle s'avère précieux non seulement comme moyen de validation des modèles fiabilistes traditionnelles existant dans la littérature, mais aussi comme un quantificateur de gain de fiabilité, à la suite d'un remplacement ou d'une modification (analyse coût-bénéfice).

Dans ce travail, nous présenterons deux méthodologies, l'une est classique concernant l'analyse de la fiabilité des systèmes, l'autre est récente par la méthode des tests accélérés, mises en œuvre par une interface graphique que nous avons développées. Nous illustrerons et comparerons ces deux approches à l'aide de l'estimation approximative

de l'écart qui représente le gain de fiabilité entre les deux méthodes.

Matériel et méthode

2.1. Système Série

Considérons un système série à n blocs caractérisés par une même loi de référence, mais subissant différents niveaux de sollicitations. Dans le cas où la loi de référence est une loi fiabiliste série, on aura comme expression de la fiabilité :

$$R_s = \sum_{i=1}^n \exp \left[-S(\beta \cdot A_F)^{\lambda} \right]^{\sum_{i=1}^n (A_F)^{\lambda}} \quad (1)$$

S : le nombre de composants en série

La différence majeure avec la loi de fiabilité classique c'est que la fonction de risque dépend de facteur de maintenance par le biais du paramètre AF.

La défaillance d'un système série en fonction de la fraction de vie est donné par la relation suivante :

$$Q_s = 1 - R_s = 1 - \sum_{i=1}^n \exp \left[-S(\beta \cdot A_F)^{\lambda} \right]^{\sum_{i=1}^n (A_F)^{\lambda}} \quad (2)$$

Pour la relation fiabilité – endommagement on considère Concernant le modèle mécanique de l'endommagement qui traduit le comportement de la composante vis-à-vis au mode de défaillance qui est la fatigue, le modèle qui est basé sur la réduction de la résistance et de la limite d'endurance.

Ces caractéristiques sont le résultat des différentes dégradations que le métal peut connaître, ce modèle est la théorie unifiée qui a été établie suite à une synthèse approfondie des différentes théories qui décrivent le dommage sous sollicitation de fatigue.

L'expression de la théorie unifiée en fonction de la fraction de vie β :

$$D = \frac{\beta}{\beta + (1 - \beta) \left(\frac{\gamma - \left(\frac{\gamma}{\gamma_u} \right)^8}{\gamma - 1} \right)} \quad (3)$$

Et on pose :

$$\alpha = \left(\frac{\gamma - \left(\frac{\gamma}{\gamma_u} \right)^8}{\gamma - 1} \right) \quad (4)$$

Ce qui donne :

$$D = \frac{\beta}{\beta + (1 - \beta) \cdot \alpha} \quad (5)$$

Donc, on introduit la variable endommagement dans le modèle de fiabilité et ceci en exprimant le dommage D en fonction de la fraction de vie pour relier la fiabilité à l'endommagement, ce qui donne :

$$\beta = \frac{\alpha.D}{1-D(1-\alpha)} \quad (6)$$

D'après l'équation de fiabilité pour un système série, on en déduit:

$$R_s = \exp\left(-S\left(\frac{\alpha.D}{1-D(1-\alpha)}\right)^\lambda\right)^{\sum_{i=1}^n (A_i)^2} \quad (7)$$

La défaillance d'un système série en fonction du dommage est donné par la relation :

$$Q_s = 1 - R_s = 1 - \exp\left(-S\left(\frac{\alpha.D}{1-D(1-\alpha)}\right)^\lambda\right)^{\sum_{i=1}^n (A_i)^2} \quad (8)$$

2.2. Système Parallèle

Les systèmes parallèles présentent un intérêt particulier en industrie, ceci vient du fait que le système peut continuer à fonctionner et à remplir sa tâche même si une partie de ses composantes est complètement ruinée. Nous allons suivre la même démarche que pour le système série.

-Fiabilité et défaillance du système parallèle

Fiabilité	Défaillance
$R_p = 1 - Q_p = 1 - \prod_{i=1}^n Q_i = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - R_i)^{\sum_{i=1}^n (A_i)^2}$	$Q_p = \prod_{i=1}^n Q_i = \prod_{i=1}^n (1 - R_i)^{\sum_{i=1}^n (A_i)^2}$
$R_p = 1 - \left[\left[1 - \exp - (\beta)^\lambda \right]^p \right]^{\sum_{i=1}^n (A_i)^2}$	$Q_p = \left[\left[1 - \exp - (\beta)^\lambda \right]^p \right]^{\sum_{i=1}^n (A_i)^2}$

-Relation fiabilité endommagement

De même que pour le système série, en remplace la fraction de vie β par sa forme qui est en fonction du dommage D, de cette façon nous joignons la fiabilité du système à l'endommagement.

Fiabilité	Défaillance
$R_p = 1 - \left[\left[1 - \exp - \left(\frac{\alpha.D}{1-D(1-\alpha)} \right)^\lambda \right]^p \right]^{\sum_{i=1}^n (A_i)^2}$	$Q_p = \left[\left[1 - \exp - \left(\frac{\alpha.D}{1-D(1-\alpha)} \right)^\lambda \right]^p \right]^{\sum_{i=1}^n (A_i)^2}$

Conclusion

L'objet de cet article est la détermination de la fiabilité des systèmes complexes en services à plusieurs composants. La théorie des tests accélérés permet, dans un premier temps, de déterminer la fiabilité des composants du système.

On s'est intéressé dans un premier temps à établir des expressions des modèles de fiabilité pour des systèmes complexes à partir des lois de fiabilité de ses composants. Pour ce faire, nous avons considéré les systèmes séries,

parallèles, dont les composants ont une même loi de référence.

Bibliographie

- [1] I. Gertsbakh. *Reliability Theory with Applications to Preventive Maintenance*. Springer, 2000.
- [2] Henri Procaccia et Patrick Morilhat. *Fiabilité des structures des installations industrielles*. Eyrolles, 1996.
- [3] Charles E. Ebeling. *An Introduction to Reliability and Maintainability Engineering*. McGraw-Hill, 1997.
- [4] Ruoxe Zhang and Sankaran Mahadevan. Integration of computation and testing for reliability estimation. *Reliability Engineering and System Safety*, 74:13-21, 2001.
- [5] M.Chahid .Optimisation fiabiliste de l'endommagement en fatigue d'un matériau composite fibres de verrepolyepoxydes .Université Hassan 2 Mohammedia, Thèse de doctorat, 2003.
- [6] O.Bassile .Caractérisation de la fiabilité des systèmes soumis à des sollicitations variables. Faculté Polytechnique de Mons, Belgique, 2005.
- [7] S.Fougerousse,J.Germain .Pratique de la maintenance industrielle par le coût global.Afnor 1992.

ANALYSE PROBABILISTE DU COMPORTEMENT DE RUPTURE DYNAMIQUE EN MODE MIXTE DE L'ACIER NON ALLIÉ XC10

A. BELALIA¹, A. RAHMANI², Z. AZARI³

1 – Laboratoire de Mécanique et Energétique, Université Hassiba Benbouali de Chlef, Algérie
2 - Faculté de Génie Mécanique, Université des Sciences et de la Technologie, Oran, Algérie
3 – LABPS, ENIM, Université Paul Verlaine, Metz, France

RESUME

La ténacité dynamique en mode mixte de l'acier non allié XC10 est déterminée sous différentes conditions (température d'essai, traitement thermique et orientation du défaut par rapport à l'axe de chargement). Les dispersions des résultats sont alors étudiées à l'aide de la fonction de distribution de Weibull. L'évolution des paramètres obtenus est analysée.

Abstract

Dynamic tenacity in mixed mode of XC10 carbon steel is determined under different conditions (testing temperature, thermal treatment and orientation of flow in relation to the axis of loading). Results scattering are then studied with the help of the Weibull's function of distribution. The evolution of the parameters is analyzed.

Mots clés : acier non allié, rupture, résilience, ténacité, transition ductile/fragile, Weibull.

I. INTRODUCTION

Les défauts d'un matériau réel agissent en amplificateurs de contraintes, et s'ils atteignent une certaine taille critique, ils deviennent soudainement instables et se propagent à la vitesse du son dans le milieu considéré. Certaines conditions de chargement, de triaxialité de contraintes et de température altèrent la résistance du matériau à l'amorçage et à la propagation des fissures ; ainsi, la rupture est dite fragile. Ce comportement est d'autant plus rencontré que les sollicitations sont dynamiques [1-3].

En effet, sous sollicitation dynamique, un grand nombre de défauts est activé et la dispersion des résultats est souvent très grande [4]; Il convient alors que le problème de rupture soit examiné en utilisant les concepts de la mécanique probabiliste, qui tout de même reste rarement abordée en mode mixte [1,5].

Parmi les analyses statistiques de fiabilité, l'analyse purement empirique dite de Weibull est de loin la plus utilisée [2].

I.1 HYPOTHESES

L'analyse de Weibull repose sur deux hypothèses essentielles :

Le matériau est statistiquement homogène isotrope.

La rupture du défaut le plus critique conduit à la rupture complète de l'échantillon

I.2 FORMULATION MATHÉMATIQUES

Si le matériau est homogène et isotrope, le nombre N des défauts dans le matériau est proportionnel au volume V soumis à un champ de contraintes. Weibull introduit une fonction empirique exprimant la probabilité de rupture P_f (σ) sous une contrainte σ .

$$P_f(\sigma) = 1 - \exp \left\{ -V \cdot \left(\frac{\sigma - \sigma_s}{\sigma_0} \right)^m \right\} \quad (1)$$

Pour $\sigma > \sigma_s$

Avec « m », module d'inhomogénéité et « σ_s » contrainte seuil en dessous de laquelle la probabilité de rupture est nulle.

En faisant l'hypothèse que le volume contraint est proportionnel au Facteur d'Intensité de Contraintes appliqué K_I , l'équation (1) peut être modifiée pour représenter la fonction de distribution de la probabilité de rupture en fonction de ce même Facteur d'Intensité de Contraintes K_I .

$$P_f(K_I) = 1 - \exp \left\{ -V \cdot \left(\frac{K_I - K_{\min}}{K_0 - K_{\min}} \right)^{m_2} \right\} \quad (2)$$

Où « K_{\min} » est une valeur seuil du Facteur d'Intensité de Contraintes en dessous de laquelle, la probabilité de rupture est nulle et « K_0 » est appelé facteur de normalisation.

En négligeant K_{\min} , l'équation (2) devient [4]:

$$P_f(K_I) = 1 - \exp \left\{ -V \cdot \left(\frac{K_I}{K_0} \right)^{m_2} \right\} \quad (3)$$

Il est possible de rendre l'expression indépendante de l'orientation des défauts en utilisant non plus K_I mais un K_{ceq} appelé facteur d'intensité de contrainte équivalent [1].

$$P_f = 1 - \exp \left\{ -V \cdot \left(\frac{K_{ceq}}{K_0} \right)^{m_2} \right\} \quad (4)$$

Où P_f : probabilité de rupture du système considéré. K_{ceq} : facteur d'intensité de contrainte équivalent, en mode mixte (I+II). K_0 : facteur de normalisation. m_2 : (module de Weibull) exposant traduisant la dispersion des résultats expérimentaux.

I.3 CALCUL DU MODULE DE Weibull

Le facteur de normalisation K_0 et le module m_2 s'obtiennent par transformation logarithmique de l'expression (4) :

$$\frac{1}{1 - P_f} = \exp \left(\frac{K_{ceq}}{K_0} \right)^{m_2} \Leftrightarrow \ln \left(\frac{1}{1 - P_f} \right) = \left(\frac{K_{ceq}}{K_0} \right)^{m_2} \quad (5)$$

La représentation de cette relation dans un plan : $\left[\ln \left(\ln \left(\frac{1}{1 - P_f} \right) \right), \ln K_{ceq} \right]$ est une droite de pente m_2 et d'ordonnée à l'origine $\ln \left(\frac{1}{K_{ceq}} \right)^{m_2}$.

En classant les résultats expérimentaux de façon à ce que :

$$K_{ceq1} < K_{ceq2} < \dots < K_{ceqi} < \dots < K_{ceqN} \quad (6)$$

On associe à chaque valeur K_{ceq} , parmi N mesures, la probabilité de rupture :

$$P_f(K_{ceqi}) = \frac{i}{N + 1} \quad (7)$$

Dans le nuage des points expérimentaux obtenus, on fait passer la droite des moindres carrés et l'on en déduit les valeurs de m_2 et K_0 .

II. METHODE EXPERIMENTALE

Le tableau 1 résume la composition chimique du matériau d'étude et la figure 1 montre sa microstructure.

Tableau 1 : Composition chimique de l'acier XC 10.

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu
0,09	0,62	0,15	0,021	0,037	0,13	0,13	0,29

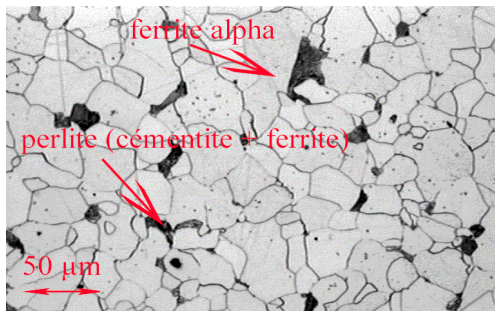


Figure 1 : Microstructure de l'acier XC 10.

Les éprouvettes sont usinées conformément aux normalisations ASTM E-399. Les entailles de type V sont inclinées par rapport à l'axe de chargement d'un angle \square . Les orientations sont choisies égales à 0°, 10°, 20°, 45° et 60°, figure 2. Certaines éprouvettes subissent un traitement thermique de revenu à 300°C ; à 500 °C ou à 680 °C.

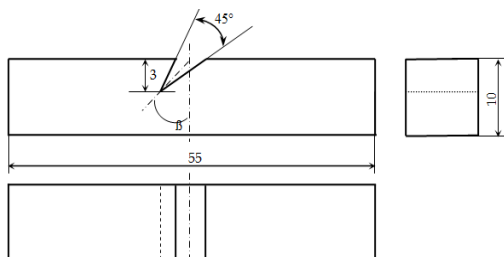


Figure 2 : Eprouvettes Charpy modifiées

III RESULTATS ET DISCUSSION

La figure 3 montre une énergie de rupture élevée, croissant avec la température d'essai, attestant une ductilité attribuée à la forte teneur massique en ferrite [6,9].

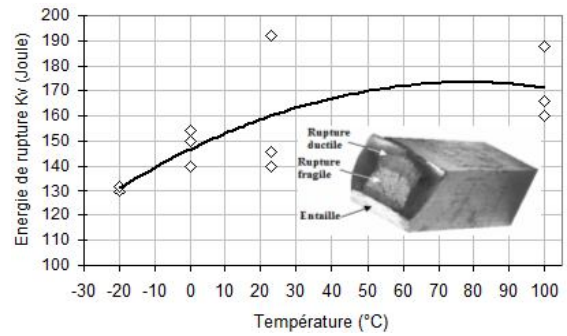


Figure 3 : Evolution de l'énergie de rupture

Dans l'ensemble, les dispersions sont très grandes (coefficient de regression très bas), d'où l'appel à un traitement probabiliste à l'aide de la fonction de distribution de Weibull à deux paramètres.

Les figures 4 et 5 illustrent la relation entre la probabilité cumulée de rupture et l'énergie de rupture équivalente, respectivement pour différentes températures d'essais et pour différentes structures obtenues par traitement de revenu.

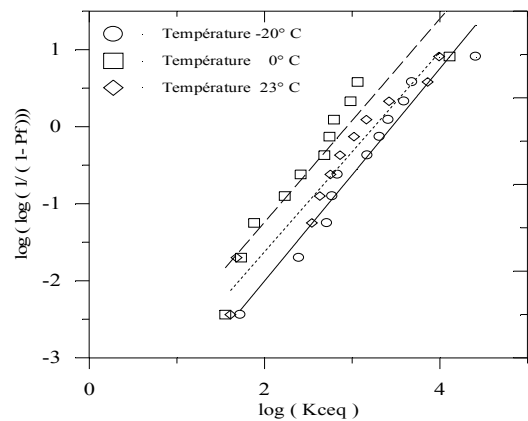


Figure 4 : Probabilité de rupture Vs énergie équivalente (Différentes températures d'essais).

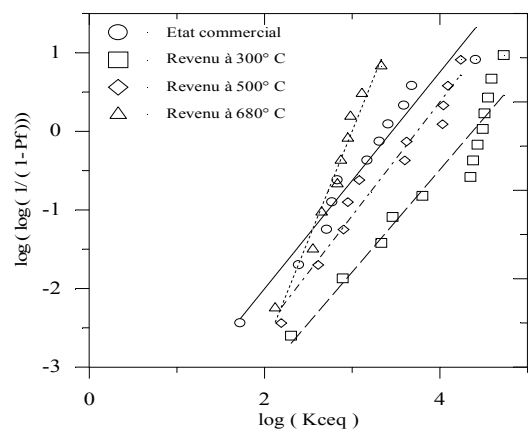


Figure 5 : Probabilité de rupture Vs énergie équivalente (Différentes structures obtenues par traitement de revenu).

On peut en déduire les paramètres de la distribution de Weibull : le module m_2 et le facteur de normalisation K_0 résumés dans le tableau 2.

Si l'on différencie les points expérimentaux par rapport à l'angle de fissure, on n'obtient pas un nuage de points homogènes mais une répartition de ces points en fonction

de la probabilité de rupture. L'ensemble des points indique qu'il s'agit des mêmes familles statistiques de défauts qui ont provoqué la rupture.

Tableau 2 : Paramètres de la distribution de Weibull.

Paramètres de Weibull	Température d'essai		
	-20 °C	0 °C	23 °C
m_2	1,38	1,32	1,30
K_0	31,59	18,89	25,81
Paramètres de Weibull	Température de revenu		
	300 °C	500 °C	680 °C
m_2	1,68	1,07	0,77
K_0	51,13	31,55	7,81

Sur toutes les structures étudiées, l'influence des températures d'exploitation (figure 6) et du traitement de revenu (figure 7) est nettement visible. En effet, de fortes probabilités de rupture sont obtenues aux basses températures, où les faciès ont montré une rupture fragile. A mesure que la température augmente, la rupture devient mixte (figure 3), alors qu'aux températures élevées, elle est ductile. Ce changement d'aspect est attribué à l'énergie d'activation de d'Arrhenius.

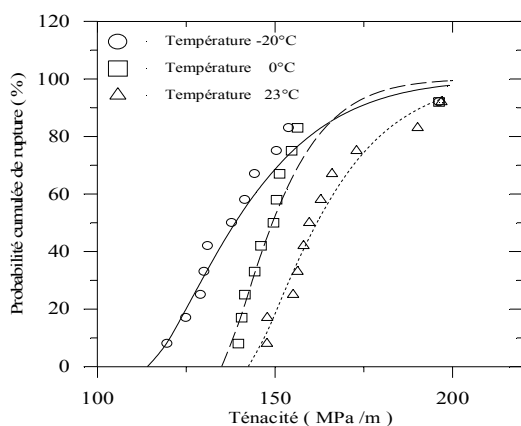


Figure 6: Probabilité de rupture de l'acier XC10 selon les températures d'essais.

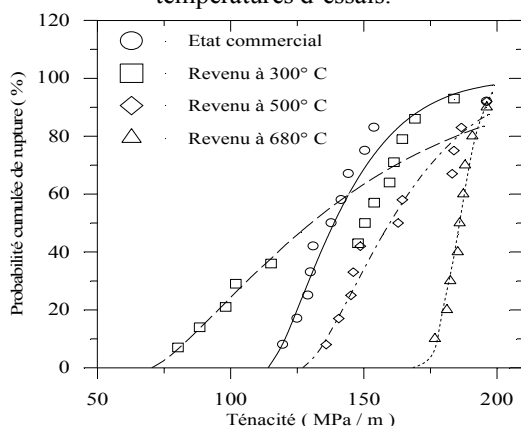


Figure 7: Probabilité de rupture de l'acier XC10 pour différentes structures de revenu.

Par comparaison à la structure commerciale, les structures traitées thermiquement présentent une probabilité bien plus petite à l'exception de la structure revenue à 300 °C, où se produit le phénomène de fragilité au revenu, les inclusions

donnant alors naissance à des carbures localisées aux joints des grains [6-9]. La probabilité cumulée de rupture est inversement proportionnelle à la température de revenu. Plus la température de revenu est élevée, plus la rupture tend vers le mode ductile.

IV - CONCLUSION

Sous chargement dynamique, la probabilité qu'un défaut, soit initiateur de rupture n'est pas nulle. L'analyse probabiliste de la rupture en mode mixte (I+II) de l'acier XC10 quantifie l'ensemble des variabilités du comportement du matériau et prédit toute transition.

la probabilité de rupture de l'acier XC10 est inversement proportionnelle aux températures d'exploitation et du traitement thermique de revenu.

La fragilité au revenu altère considérablement la ténacité. La formation de carbure aux joints de grains facilite la rupture fragile. D'où la nécessité d'un bon choix de la température de revenu.

BIBLIOGRAPHIE

M. F. Ashby, D.R.H Jones " Matériaux. 1 Propriétés et Application " Traduit par Y. Brechet, J. Courbon, M. Dupeux, Dunod, 1992, Paris.

B.Tolba, X.Zhang, G.Pulvinage " Nouvelle approche statistique de la ténacité " Journal de physique Colloque C3, Supplément au N° 9, Tome 49, Septembre 1989.

B. Verecke, R. Billardon, F. Hild « Analyse probabiliste du comportement en fluage d'un acier 16 MnND5 » 16ème Congrès Français de Mécanique, Nice, 1-5 septembre 2003.

H.Gouair, D.Cioclov, Z.Azari, G.Pulvinage " Ténacité d'un matériau ductile. Un modèle basé sur la distribution locale critique de la déformation " Matériaux et techniques, N° 12, 1995.

V.Pougatchève " Théories des probabilités et statistique mathématique " Edition Mir, 1983, Moscou.

J. BARRALIS & G. MAEDER, « Précis de métallurgie, élaboration, structures-propriétés, normalisation », Editions AFNOR-Nathan, Paris, 1997.

N. UYSTPRUYST-LESAGE, « Contribution à l'étude de la ductilité des aciers XC38 et 13CD4 », Thèse de Doctorat 3ème Cycle, Université des Sciences Techniques de Lille, 1980.

D. K. BISWAS ET al. « Some aspect of inclusion characterization in resulphurized HY-80 steel », ISIJ International, Vol. 31, 1991, N° 7, pp. 712-720.

I. LAKHTINE, « Métallographie et traitements thermiques des métaux », 4ème édition, Mir, Moscou, 1986

EFFET D'UN CORDON DE SOUDURE SUR LA VARIATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES

MOHAMED ELAJRAMI⁽¹⁾, MOHAMED GUERROUDJ⁽¹⁾, MILOUD RAMZI⁽¹⁾

⁽¹⁾ Laboratoire de mécanique des structures et des solides
Université de Sidi Bel Abbès –Algérie, BP 89 Cité Ben M'HIDI-Sidi Bel Abbès -22000
eladjrami_mohamed@yahoo.fr
abdelhgue@yahoo.fr
mamiloud@yahoo.fr

INTRODUCTION

La plupart des ruptures que l'on rencontre dans les assemblages sont initiés par un défaut qui est le plus souvent une fissure. Il est important de connaître ce qui se passe avant cette rupture, c'est-à-dire d'écrire le phénomène qui est provoqué par l'application des charges et qui se manifeste par l'apparition, puis la propagation de fissures. L'évolution d'une fissure passe en trois phases : L'initiation de la fissure ; Propagation stable et propagation rapide, amenant à la rupture [1]. Ce problème de fissure préoccupe beaucoup d'entreprise de production et concepteurs. Pour cela, on essayera par cette étude, avec une approche de conception d'une structure mécanique pour qu'elle soit apte à l'emploi. Le but de cette étude est une investigation de l'effet d'un cordon de soudure sur la rupture d'une structure fissurée. Les notions de la mécanique de la rupture sont appliquées [2].

CHOIX DU MATERIAU

Deux matériaux sont utilisés dans cette étude, le matériau du métal de base qui est l'acier inoxydable austénitique 316 L et le matériau du métal déposé. Les tableaux 1 et 2 montrent respectivement les propriétés mécaniques du métal de base et du métal déposé.

Tab.1: Propriétés mécaniques de l'acier inoxydable austénitique (316 L)

Eléments	Rm (MPa)	Re (MPa)	A (%)	Densité	Coef de poisson	E(MPa)
Métal de base	485	240	40	7.85	0.3	205000

Tab.2: Propriétés mécaniques du métal déposé

Eléments	Rm (MPa)	Re (MPa)	A (%)	Z(%)	E(MPa)
Métal déposé	506	457	31	66.6	197000

Le tableau 3 montre la composition chimique du métal déposé (électrode enrobée).

Tab. 3 : Composition chimique du métal déposé

Eléments (%)	C	S	P	Si	Mn
Métal déposé	0.074	0.021	0.017	0.35	0.73
Eléments (%)	Ni	Cr	Mo	Cu	Sn
Métal déposé	0.02	0.03	0.004	0.05	0.006

3. METHODE

Moyennant le code de calcul ABAQUS 6.9, une éprouvette CT75 a été choisie comme métal de base. L'éprouvette est fissurée à l'ouverture dont une charge de traction est appliquée (Fig.1)

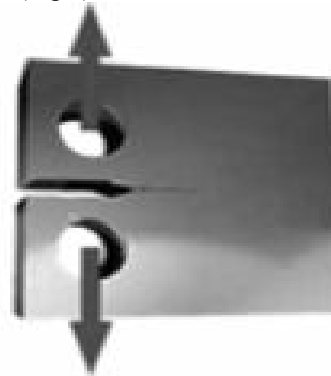


Fig.1: Eprouvette CT sollicitée à une charge de traction

Afin de ralentir la propagation de fissure, un cordon de soudure est déposé sur son plan. Le tableau 3 montre les caractéristiques du cordon déposé et la charge de traction appliquée.

Tab. 3 : Caractéristiques du cordon de soudure et charge de traction appliquée .

Profondeur	Longueur	Charge appliquée
10 mm	30 mm	10 MPA

La figure 2 montre le maillage de l'éprouvette CT75 fissurée muni d'un cordon de soudure. La fissuration de l'éprouvette se fait selon le mode I. Le facteur d'intensité de contrainte est calculé en fond de fissure.

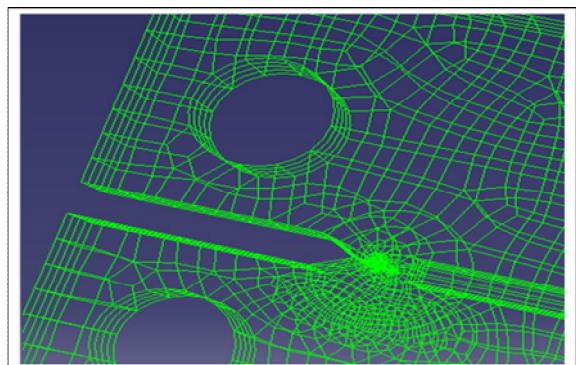


Fig. 2: Maillage de l'éprouvette CT75 fissurée muni d'un cordon de soudure

4. RESULTATS ET DISCUSSIONS

4.1 Epreuve vierge (Sans cordon)

La figure 3 montre la distribution des contraintes en fond de fissure pour une éprouvette sans cordon.

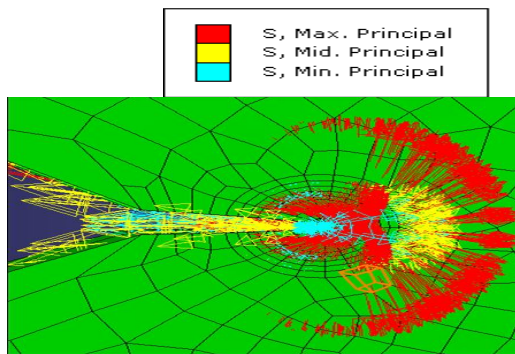


Fig. 3 : Contraintes en fond de fissure (Epreuve vierge)

4.2 Epreuve avec cordon

La figure 4 montre la distribution des contraintes en fond de fissure pour une éprouvette avec cordon.

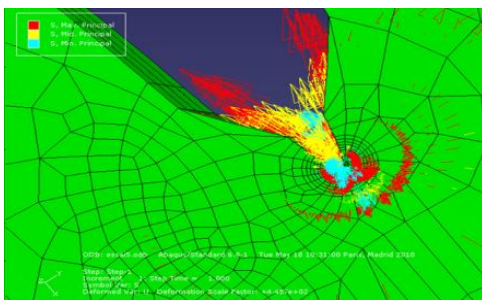


Fig. 4 : Contraintes en fond de fissure (Epreuve avec cordon)

En examinant les figures 3 et 4, on constate que la direction du champ des contraintes maximales (figure 3) tend vers la propagation de la fissure, par contre la direction des contraintes maximales après l'ajout du cordon de soudure change, cela explique le rôle qui joue le cordon afin d'amortir et de freiner la propagation de fissure et pour suite augmenter la durée de vie de l'éprouvette.

4.3 Comparaison des valeurs du facteur d'intensité de contraintes

Théoriquement la valeur du facteur d'intensité de contraintes est calculé par l'équation suivante:

$$K = \sigma \sqrt{\Pi \cdot a} \quad (\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}) \quad (1)$$

σ : Contrainte en fond de fissure
 a : Longueur de fissure

Le tableau 4 montre une comparaison des valeurs de ce facteur pour des éprouvettes fissurées avec et sans cordon de soudure.

Nœuds	Valeur de K (Mpa.m ^{-1/2})		
	Éprouvette vierge	Éprouvette avec soudure parfaite	Éprouvette avec soudure Avec défaut
05	205.8	192.2	210.4
06	196.1	176.5	193.7
07	185.4	176.9	194.4

L'évolution du facteur K d'un nœud à un autre est représentée sur la figure 5

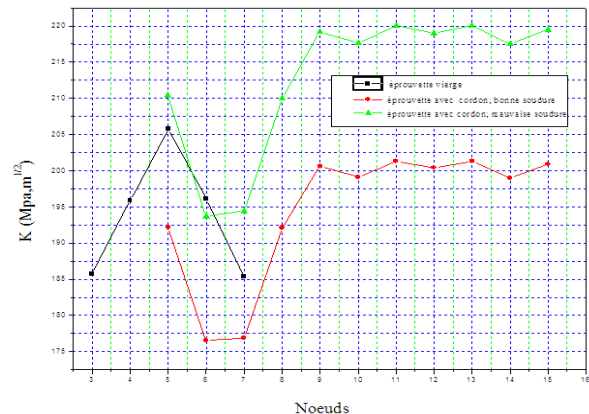


Fig. 5: Variation du K d'un nœud à un autre

D'après cette figure, on constate que l'ajout d'un cordon de soudure fait diminuer les valeurs de « K ». Ces valeurs diminuent d'avantage en utilisant un cordon de soudure sans défaut chose qui empêche la propagation des fissure et améliore la durée de vie de la structure.

5. CONCLUSION

Cette étude nous a permis d'analyser l'effet d'un cordon de soudure sur la variation des valeurs de facteurs d'intensité de contraintes. Les résultats obtenus montrent l'effet bénéfique d'un cordon de soudure sur la diminution des contraintes en fond de fissure et par suite la diminution des valeurs de facteur d'intensité de contraintes. D'autre part, la comparaison des cordons de soudures a montré qu'une bonne soudure peut améliorer d'avantage la durée de vie d'une structure fissurée.

REFERENCES

- [1] CORNET A., HLAJKA F. « Propriété et comportements des matériaux » 2003, ellipses Edition, 306p.
- [2] LABBENS R. « Introduction à la mécanique de la rupture » 1980
- [3] Cunat P.J. « Aciers inoxydables, critères de choix et structures », traité « Matériaux métalliques », Techniques de l'ingénieur, mars 2000.
- [4] GRANJON H. « Bases métallurgiques du soudage » 2eme édition., 1995, 251p.
- [5] BREAT J.L. « Cours de Contrôle et d'Inspection des Constructions Soudées » Ecole Supérieure du Soudage et ses Applications Paris 1990)

Tab. 4: Comparaison des valeurs de K

EVALUATION NUMERIQUE ET VALIDATION EXPERIMENTALE DE LA VITESSE DE FISSURATION D'UNE EPROUVETTE BI-ENTAILLEE EN ACIER S355

A. HACHIM¹; M. ELGHORBA²; S. HARIRI³; A. LAKSIMI⁴; K. EL HAD²; A. AKEF¹

¹Faculté des sciences Ain Chock, laboratoire de mécanique Km 8, Route D'El Jadida B.P 5366 Maarif, Casablanca, Maroc.

²Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et des structures, B.P 8118, Oasis-Route El Jadida – ENSEM / Casablanca, Maroc.

³Ecole des Mines de Douai, Département Technologie de Polymères et composites & Ingénierie mécanique (PCIM), 941 rue Charles Bourseul B.P. 838 - 59508 Douai Cedex, France.

⁴Université de technologie de Compiègne Laboratoire Roberval-CNRS-UMR PB 20529 – 60205 Compiègne Cedex, France.

E-mail : abdelilah.hachim@gmail.com

1. Introduction

Dans le domaine des structures à risque comme les équipements sous pression par exemple, en présence de défaut ou de fissure et pour des raisons de sécurité évidentes, il est nécessaire de connaître de manière précise le degré de nocivité du défaut. Ceci conditionne la prise de décision d'arrêter ou de poursuivre l'exploitation de l'équipement et pendant combien de temps. Les enjeux économiques et de sécurité peuvent être importants. Pour répondre à cette problématique, les méthodes numériques type éléments finis, couplés à la mécanique de la rupture et à la fatigue sont utilisés par plusieurs auteurs. On peut citer les travaux de SAFFIH [2,3] portant sur l'étude numérique de la nocivité des fissures semi-elliptiques circumférentielles ou axisymétriques dans des coques cylindriques avec une transition d'épaisseur (le même diamètre interne et des diamètres externes différents). EL HAKIMI [4] a généralisé l'étude aux coques sous pression cylindriques et sphériques. Il propose une démarche basée sur les facteurs d'intensité de contraintes K_i et l'intégrale J obtenues numériquement ou par les méthodes simplifiées pour des fissures semi elliptiques internes ou externes, longitudinales ou circumférentielles.

Tous ces travaux et beaucoup d'autres montrent la nécessité de recourir aux méthodes numériques vue la complexité du champ de contraintes au niveau des défauts.

Notre travail se propose de mener une étude numérique et validation expérimentale d'une éprouvette de traction bi-entaillée.

2. Démarche utilisée

Dans ce travail, nous considérons une éprouvette avec double entailles latérales, sollicitée en traction (en mode I), provoquant une ouverture de la fissure.

2.1. Modélisation numérique

La simulation numérique est réalisée à l'aide du code de calcul CASTEM 2009. La géométrie est donnée par la figure 1.

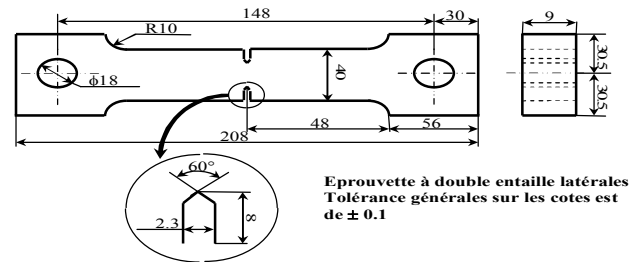


Figure 1 : Dimensions de l'éprouvette d'étude (mm)

2.1.1 Matériau

Le matériau retenu est un acier de type S355, de composition chimique donnée par le tableau 1:

Tableau 1 : Composition chimique de l'acier [1]

S355	Composition %					
	C	Mn	P	S	Si	Cu
	0,29	0,80-1,20	0,09	0,05	0,15-0,30	0,20

Les caractéristiques mécaniques de ce matériau sont données par le tableau ci-dessous [1]

Caractéristiques mécaniques			
Module de Young	Coefficient de Poisson	Limite élastique	contrainte à rupture
$E=200$ GPa	$\nu =0,3$	$\sigma_e =372$ MPa	$\sigma_u =621$ MPa

2.1.2 Maillage et conditions aux limites

Dans cette partie on modélise le comportement en traction de l'éprouvette bi-entaillée. Ce problème possède deux plans de symétrie et par conséquent seul le quart de l'éprouvette est modélisé. Les résultats attendus sont destinés à une analyse mécanique de la rupture, par conséquent un soin particulier est apporté au niveau du fond de l'entaille (maillage raffiné / éléments de Barsoum) comme indiqué sur les figures 2a et 2b.

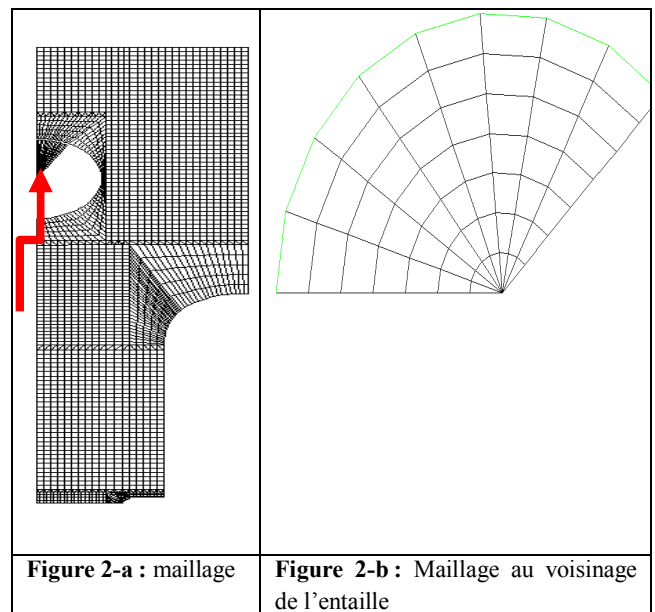


Figure 2-a : maillage

Figure 2-b : Maillage au voisinage de l'entaille

Le modèle comporte 4980 éléments de type cubique à 8 nœuds.

2.1.3 Chargement.

Le chargement simulé est une sollicitation en traction selon l'axe longitudinal de l'éprouvette. Afin d'éviter toute flexion ou torsion parasite et de s'assurer que l'effort de traction est parfaitement dans l'axe, ce dernier est appliqué sur l'éprouvette par l'intermédiaire d'un triangle rigide indiqué par la flèche de la figure 2a. Les chargements retenus sont choisis de sorte que les contraintes nominales appliquées soient respectivement de 352 MPa, 282MPa et 248MPa.

2.1.4. Description des résultats

Pour chaque sollicitation, nous faisons avancer numériquement la fissure par incrémentation de cette dernière. Pour chaque incrément de fissure nous calculons le ΔK_I associé par la méthode G-THETA. Ainsi nous avons pu construire les courbes d'avancement de la fissure en fonction de ΔK_I et par la suite les courbes de vitesse de fissuration en fonction de la longueur de fissure.

Par application de la loi de Paris avec $C=3,6 \times 10^{-10}$ et $m=3$, nous avons déterminé numériquement la courbe vitesse de fissuration en fonction de sa longueur de fissure

3. Résultats et discussion

Les résultats expérimentaux et numériques ont permis de déterminer da/dn en fonction de a puis en fonction ΔK . On remarque une bonne corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux [1].

3. Résultats & discussions

3.1. Evolution de la vitesse de propagation expérimentale et numérique en fonction de la longueur de la fissure

La figure 3 montre l'évolution de la vitesse de propagation de la fissure en fonction de sa longueur pour les trois niveaux de contraintes nominales appliquées ($\Delta\sigma = 352\text{MPa}$, 282MPa , 248MPa).

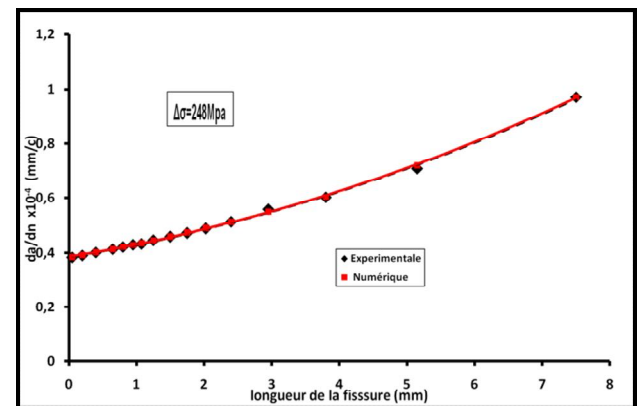
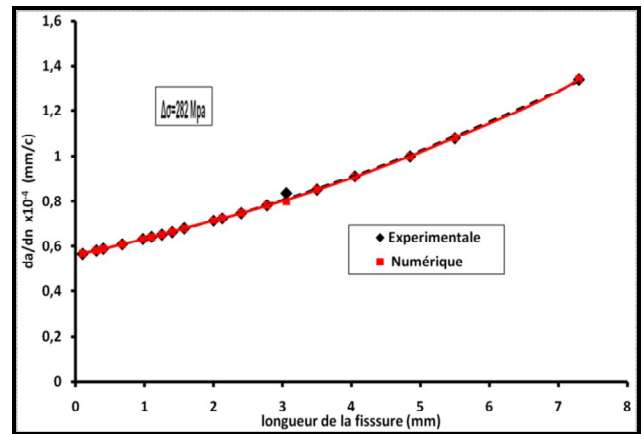
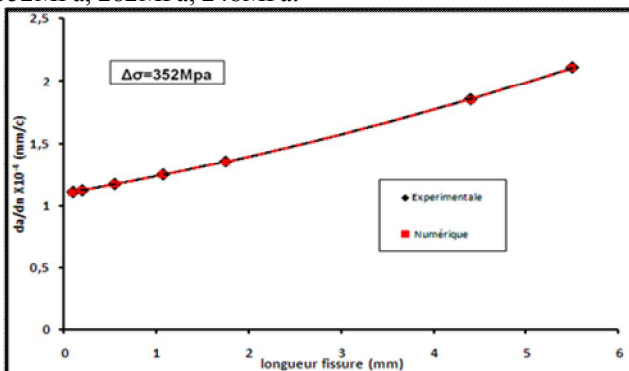


Figure 3 : La vitesse de propagation de la fissure en fonction de la longueur de la fissure pour les trois contraintes appliquées ($\Delta\sigma = 352\text{MPa}$, 282MPa , 248MPa).

La comparaison entre les valeurs de la variation de la vitesse de propagation de la fissure calculée par notre modélisation et celle obtenue expérimentalement montre une très bonne concordance. L'analyse des courbes de la figure 4 montre qu'à un faible niveau de contrainte ($\Delta\sigma=248\text{ MPa}$), la vitesse de fissuration est pratiquement située entre $3,85 \times 10^{-5}$ et $3,5 \times 10^{-4}$ mm/cycle ce qui correspond principalement à la fin du stade I d'amorçage de fissure. A un niveau moyen de contrainte ($\Delta\sigma=282\text{ MPa}$), la vitesse de fissuration est située dans l'intervalle $1,11 \times 10^{-4}$ et $3,986 \times 10^{-4}$ mm/cycles, la propagation se fait principalement dans le stade II et début du stade III. A un niveau de contrainte $\Delta\sigma=352\text{ MPa}$, la vitesse de fissuration est située dans l'intervalle $1,11 \times 10^{-4}$ et $3,986 \times 10^{-4}$ mm/cycle, la propagation se fait principalement dans le stade II et le stade III.

3.2. Evolution de la vitesse de propagation en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte

Dans cette partie, on détermine la vitesse de fissuration en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte. L'analyse sera déduite de l'évolution de du logarithme de la vitesse de fissuration en fonction du logarithme de la variation du facteur d'intensité de contrainte

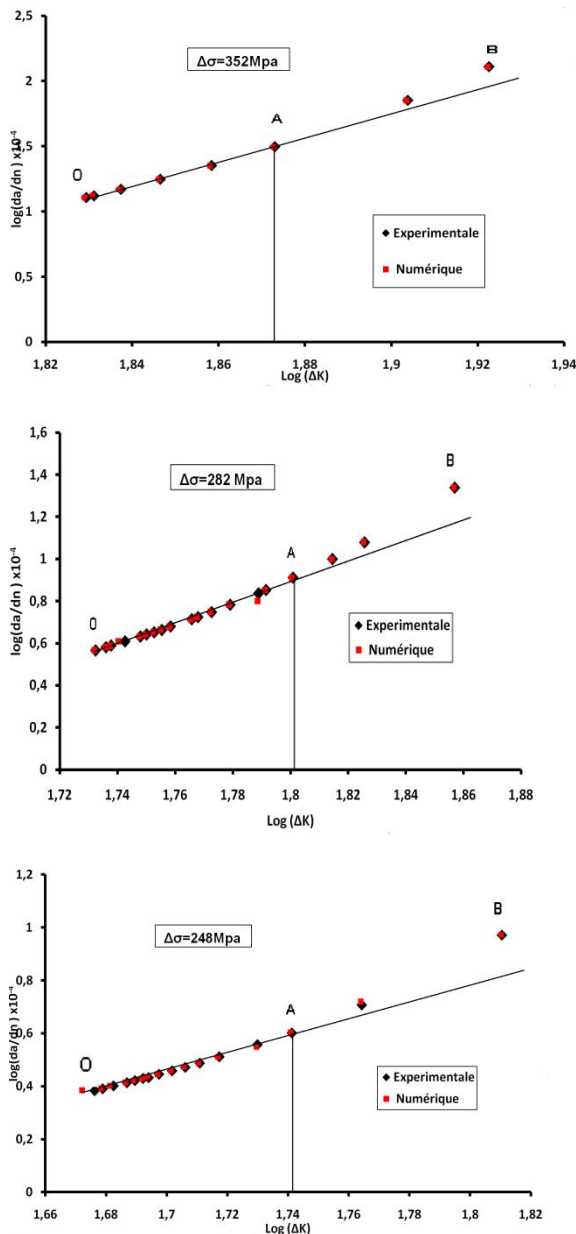


Figure 4 : La vitesse de propagation de la fissure fonction du facteur d'intensité de contrainte pour les trois contraintes appliquées ($\Delta\sigma = 352\text{MPa}$, 282MPa , 248MPa).

Les trois courbes présentent un domaine linéaire (noté OA) au-delà du point A on perd cette linéarité (pour $\Delta\sigma = 352\text{MPa}$, $\Delta K_C = 74,6 \text{ Mpa } \sqrt{\text{m}}$, pour $\Delta\sigma = 352\text{MPa}$, $\Delta K_C = 63,17 \text{ Mpa } \sqrt{\text{m}}$, pour $\Delta\sigma = 248\text{MPa}$, $\Delta K_C = 55,1 \text{ Mpa } \sqrt{\text{m}}$) Pour l'ensemble des courbes on constate une bonne concordance entre les résultats numérique et ceux issus de l'expérimentation [1].

Dans le domaine linéaire (OA) :

- Pour $\Delta\sigma = 352\text{MPa}$, l'équation de la droite OA et de la forme

$$\text{Log}(da/dn) = 3\text{log}(\Delta K) - 5,5$$

- Pour $\Delta\sigma = 282\text{MPa}$, l'équation de la droite OA et de la forme

$$\text{Log}(da/dn) = 3\text{log}(\Delta K) - 5,41$$

- Pour $\Delta\sigma = 248\text{MPa}$, l'équation de la droite OA et de la forme

$$\text{Log}(da/dn) = 3\text{log}(\Delta K) - 5,37,$$

On remarque que les trois courbes ont la même pente $m=3$.

Dans le domaine non linéaire au-delà de ΔK_C la courbe est approximé par un polynôme de degré deux. On sort du domaine de la mécanique de la rupture linéaire (les valeurs des contraintes de Von Mises supérieures à la limite élastique = 372MPa) (pour $\Delta\sigma = 352\text{MPa}$ la valeur du contrainte de Von Mises = 660MPa , pour $\Delta\sigma = 282\text{MPa}$ la valeur du contrainte de Von Mises = 522MPa , pour $\Delta\sigma = 248\text{MPa}$ la valeur du contrainte de Von Mises = 460MPa) domaine de plasticité est prépondérant.

4. Conclusion

Une étude numérique par éléments finis à l'aide du logiciel Cast3m2009 d'une éprouvette doublement entaillée sollicitée en mode I a été menée pour trois niveaux de contrainte nominale. Les résultats obtenus ont été comparé à des résultats expérimentaux [1]. Pour l'ensemble des résultats on constate une bonne concordance de nos résultats, ce qui permet de valider notre démarche numérique pour les cas de chargements et (ou) géométries complexes. L'analyse des résultats montre que la vitesse de propagation varie en fonction de l'intensité de la contrainte appliquée et de l'avancement de la fissure. Pour un niveau de contrainte nominale relativement faible de l'ordre de 66% de la limite élastique, la vitesse de fissuration est pratiquement située entre $3,85 \times 10^{-5}$ et $3,5 \times 10^{-4} \text{ mm/cycle}$. Pour un niveau de contrainte plus élevé de l'ordre de 75% de la limite élastique, la vitesse de fissuration augmente, elle passe dans l'intervalle $1,11 \times 10^{-4}$ et $3,986 \times 10^{-4} \text{ mm/cycles}$. Pour le niveau de contrainte le plus élevé de l'ordre de 94% de la limite élastique, la vitesse de fissuration passe alors dans $1,11 \times 10^{-4}$ et $3,986 \times 10^{-4} \text{ mm/cycle}$.

L'analyse des résultats en termes de vitesse de propagation en fonction du facteur d'intensité de contraintes, montre deux domaines de comportement. Un premier domaine linéaire limité par $\Delta K = \Delta K_C$ où la loi de Paris est bien vérifiée. Un deuxième domaine, pour des facteurs d'intensité de contrainte supérieurs à K_C , on perd la linéarité de la fonction $\text{log}(da/dn)$ en fonction de $\text{log}(\Delta K)$, ceci traduit l'influence du comportement plastique. Ce point est vérifié par les valeurs des contraintes de Von Mises supérieur à la limite élastique = 372MPa) (pour $\Delta\sigma = 352\text{MPa}$ la valeur du contrainte de Von mises = 660MPa , pour $\Delta\sigma = 282\text{MPa}$ la valeur du contrainte de Von mises = 522MPa , pour $\Delta\sigma = 248\text{MPa}$ la valeur du contrainte de Von Mises = 460MPa).

5. Références

- [1] M.El Ghorba, « Evolutions du dommage et de la propagation de la fissure sous chargement cyclique de l'acier A36 et l'aluminium 6351-T6 » mémoire de maître et science appliqué (Université de Montréal 1985).
- [2] Safih A., Etude de la nocivité des fissures dans un cylindre comportant une transition d'épaisseur comparaison avec un cylindre droit, Mémoire de thèse doctorat d'université des sciences et technologies de Lille, 1 Juillet 2003.
- [3] Saffih A., Hariri S., Numerical study of elliptical cracks in cylinders with a thickness transition, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol 83, N°1, pp 35-41, 2006.
- [4] EL Hakimi A., Etude numérique et expérimentale de la nocivité des défauts dans des coques cylindriques et sphériques sous pression, Mémoire de thèse doctorat d'université de technologie de Compiègne, 30 Juin 2006.

ETUDE DES MECANISMES DE DEGRADATION DES TUBES EN PVC RIGIDE POUR L'ADDUCTION DES EAUX POTABLES

G. ARID; FOKAM B. C; E. BOUDLAL; M. CHERGUI; M. ELGHORBA

Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et des structures, B.P 8118, Oasis-Route El Jadida – ENSEM / Casablanca, Maroc
Email : arid_ghizlane@live.fr

1 .Introduction :

La pose en chantier des tubes d'adduction de l'eau potable est souvent soumise à des dégradations accidentelles telles que la chute de cailloux, des rayures et bien d'autres encore. Il devient important pour les industriels d'estimer la tenue mécanique résiduelle et son aptitude d'assurer la pression de service. L'identification du mécanisme morphologique généré par cet endommagement, est donc une étape clé de cette étude.

Nos résultats expérimentaux sont confrontés aux modèles théoriques du dommage de Miner [1], et Bui Quoc [2] et comparés à ceux du dommage expérimental normalisé sont satisfaisants. Pour atteindre nos objectifs, des essais d'impact sur des tronçons de conduites, à l'aide d'un appareillage muni d'un percuteur de masse 16kg. Cette masse est lâchée d'une hauteur bien choisie, sur le tronçon.

2. Méthodes expérimentales :

2.1. Matériels

Le matériau que nous avons utilisé pour notre étude expérimentale est un tube en PVC rigide pris d'une façon normalisé de la société **FERROPLAST MAROC**.

Les tuyaux **FERROPLAST** bénéficient de la plus haute classification en termes de réaction au feu pour des matériaux plastiques.

Éprouvettes utilisées :

Dans ce travail on utilise trois types d'éprouvettes différentes :

- Une éprouvette tronçon de tube pour les essais d'impact (fig.1);
- Une éprouvette de traction pour essai de traction (fig.2);
- Une troisième sous formes d'anneaux qui sont prises des trois types de tuyaux : conventionnel, uniaxial et biaxial pour l'essai de fatigue (fig.3).

Le tableau [1] illustre les propriétés mécaniques du PVC rigide du matériau étudié.

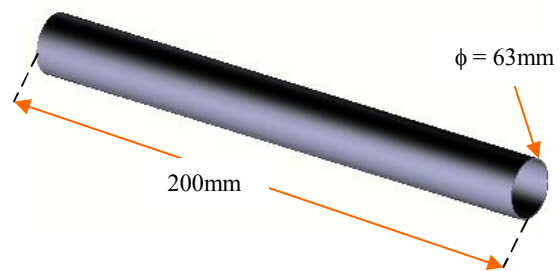


Figure1 : éprouvette tronçon de tube pour l'essai d'impact

Les éprouvettes utilisées pour l'essai de traction doivent être normalisées comme suit :

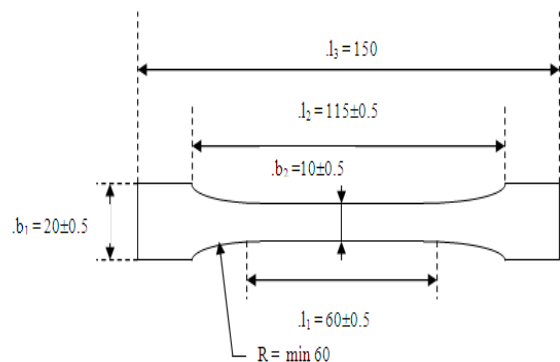


Figure2 : Eprouvette de traction pour essai de traction [3]

Tableau 1 : propriétés mécaniques du PVC rigide

Propriétés	Valeurs
Module d'élasticité	3000 Mpa
Contrainte de rupture en traction	45 Mpa
Allongement à la rupture en traction	100 %
Résistance à la rupture en compression	50 – 70 Mpa

Les dimensions des éprouvettes lisses et entaillées sous formes anneaux, destinées aux essais de fatigue figure. 3:

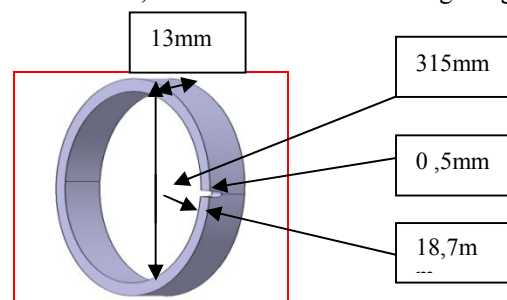


Figure3 : Eprouvette anneau pour l'essai de fatigue [4]

Présentation des différents dispositifs expérimentaux et analyses :

Essai d'impact :

Le dispositif, permet le lâché d'une masse appelée percuteur, d'une hauteur bien choisie sur des tronçons de tube. L'éprouvette est positionnée sur un support en V, et

une barre cylindrique supposée rigide est introduite dans le tube, pour éviter l'écrasement du tube.

Machine de traction :

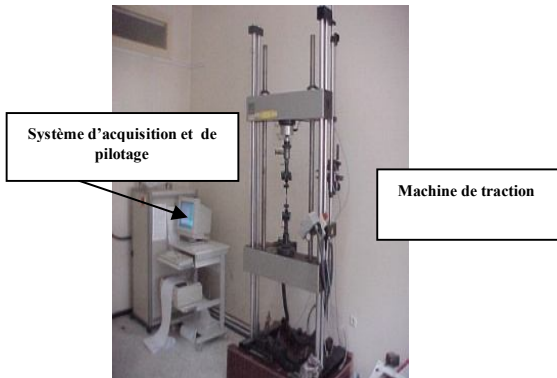


Figure 4: machine de traction UTS TESTSYSTEME

Machine de fatigue :

Ce dispositif permet d'estimer la durée de vie en fatigue des trois anneaux des différents tuyaux figure. 5:



Figure 5 : Machine de fatigue MTS 810

2.2. Méthodes

L'essai de traction :

Le but de cet essai est de déterminer les caractéristiques mécaniques : contrainte ultime σ_u , limite d'élasticité σ_e , contrainte de rupture σ_r , déformation ultime ϵ_u , déformation limite d'élasticité ϵ_e , déformation à la rupture ϵ_r et module de Young E.

L'essai d'impact :

Le but de ce travail est de choisir un modèle d'endommagement théorique capable de suivre l'évolution du dommage du matériau. Pour atteindre cet objectif nous avons choisi dans la littérature le modèle du dommage basé sur une approche de perte ou chute des caractéristiques physiques du matériau. Cette chute doit être fortement liée au degré de dégradation ou au niveau de sollicitation. Il est donc primordial de choisir avant tout, parmi toutes les caractéristiques mécaniques en traction du matériau

énuméré ci-dessus fourni lors de l'essai, les grandeurs mécaniques fiables, susceptible d'estimer la perte de la résistance du matériau.

3. Résultats :

Essai d'impact :

Nous présentons les photographies des zones endommagées par la chute de la masse sur les tubes figure. 6. Les essais d'impact étant nombreuses, nous ne montrons que les empreintes de certains essais représentatifs de l'ensemble, et nous mettrons en évidence la perte de résistance expérimentale de la contrainte seuil d'élasticité résiduelle en traction (σ_{er}) des tubes préalablement impactés correspondant à la masse de 16 Kg.

La figure. 6, montre l'évolution de la contrainte radiale et longitudinale à l'éclatement en fonction de l'énergie cinétique.

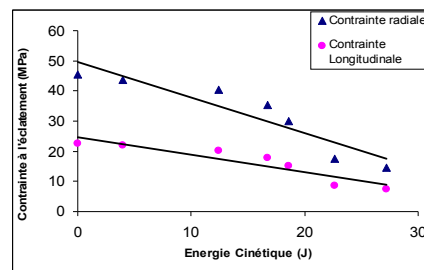


Figure 6: évolution de la contrainte à la rupture fonction de la hauteur d'impact[5]

La figure. 7 montre la présence de deux lobes blancs en pointes de fissures. ces deux lobes blanchis témoignent de la présence de micros vides et fibrilles étirées.



Figure 7 : faciès de rupture après essais d'éclatement des éprouvettes moyennement et fortement impactées (a) tube impacté H = 1.3m (b) H = 1m

La figure. 8, montre l'évolution de la contrainte seuil d'élasticité résiduelle.

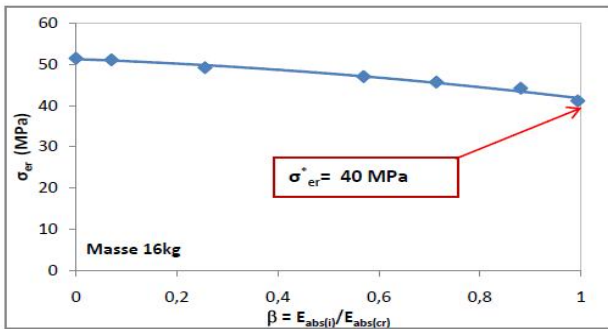


Figure 8 : évolution de la contrainte seuil d'élasticité résiduelle fonction de β pour impact de masse 16 kg et détermination de la contrainte ultime critique σ^*_{er} pour $\beta=1$

La figure illustre l'évolution du dommage expérimental normalisé en fonction du niveau de chargement figure. 9.

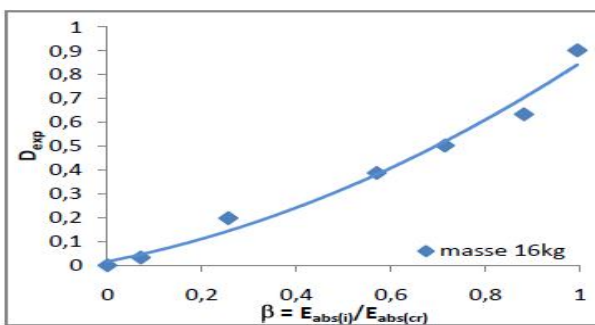


Figure 9 : Evolution du dommage expérimental normalisé en fonction du niveau de chargement, pour des éprouvettes impactées avec le percuteur de masse 16kg

4. discussion et conclusion :

Dans cet article, nous avons présenté une démarche d'identification par un blanchiment de la zone impactée, ce blanchiment est d'autant plus prononcé que le degré d'endommagement est important dans le cas des tubes en PVC rigide.

Nous avons présenté une étude simple d'évaluation du dommage expérimental sous sollicitations d'impacts des tubes en PVC rigide. L'estimation du dommage proposée est basée sur la connaissance des paramètres macroscopiques facilement mesurables et susceptibles d'apporter une réponse rapide à l'état du matériau. L'évaluation du dommage paramétrée à la superficie de la zone impactée fait la particularité de ce travail.

Cette étude est satisfaisante, un prolongement supplémentaire est indispensable à envisager en ce qui concerne la maîtrise du chargement dynamique appliqué. En effet, nous estimons que même pour de faibles vitesses, la partie dynamique de la charge d'impact doit être considérée surtout pour certains polymères.

5. Références :

[1] Miner M. A. (1945), Journal of Applied Méchanics. 1945, 67, A159- A164.

[2] Bui Quoc T., Dubuc J., (1986), Journal of Material, 1986, 6 (3), 718-737.

[3] NFT 54016 norme de fabrication et de contrôle des conduites en matière plastique.

[4] J.A. Kwon, R.W. Truss (The work of fracture in uniaxial and biaxial oriented unplasticised polyvinylchloride pipes).

[5] FOKAM B. CHRISTIAN ; M. CHERGUI M. EL. GHORBA ; K.MANSOURI A. CHOUKIR ; Impact des tubes en PVC rigide : tenu mécanique et mécanisme de détérioration.

ANALYSE DU COMPORTEMENT DE DEGRADATION DES CABLES METALLIQUES DE LEVAGE

H. OUAOMAR ; N. MOUHIB ; M. ELGHORBA ; A. BENALI.

Laboratoire de Contrôle et Caractérisation Mécanique des Matériaux et des Structures /

ENSEM B.P 8118, Oasis-Route El Jadida, Casablanca, Maroc

Email : hanae.sup@gmail.com

Introduction

Dans les milieux industriels, les risques dû aux défaillances des câbles sont importants, et présentent la majeure préoccupation et défi pour la recherche scientifique, surtout si les coûts s'évaluent en termes de vies humaines. La prévision des défaillances est devenue donc essentielle pour toute utilisation optimale des installations industrielles.

L'objectif principal de ce travail est d'étudier l'impact de la dégradation des câbles à titre d'exemple la fatigue, ainsi Une analyse permettant d'évaluer l'effet des facteurs affectant la performance à long terme [1] .

2. Matériel et méthode :

2.1. Matériel :

Eprouvette :

Le câble obtenu avec une structure antigiratoire de type 19 x 7 (1+6).



Figure 1 : Câble antigiratoire

Tableau1: Caractéristiques du câble 19X7 de diamètre 7mm

Diamètre du câble	7mm
Diamètre du toron	1,58mm
Diamètre de l'âme du câble	1,7mm
Diamètre de l'âme du toron	0,6mm
Diamètre du fil du toron	0,5mm
Diamètre du fil de l'âme du câble	0,5mm
Diamètre de l'âme de l'âme du câble	0,7mm
Construction du câble	18 x 7

Construction du toron	6/1
Module de Young du fil	200 Gpa
Catégorie du matériel	Galvanisé
Type de l'âme	RHR
Masse par unité de longueur	0,272 kg/m
lubrification	A2/W-3
Force minimale de rupture	35 KN
Pas du câble	3,9 mm
Pas du toron	1,91 mm
Pas de l'âme	1,5 mm

Nous avons défini la longueur de l'échantillon du câble de 700 mm qui a été prise comme étant la longueur des essais pour ces câbles [2]. La précision de mesure en longueur est de \pm un millimètre pour l'ensemble des échantillons étudiés.

Un contrôle par échantillonnage a été effectué [3].



Figure2: Echantillon préparé

Machines d'essais :

Les essais de traction et de fatigue de l'ensemble des éprouvettes des câbles sont réalisés sur une machine universelle, de type « MTS 810 » (fig.3), ayant une capacité maximale de chargement de 10 KN.



Figure 3: Machine de traction MTS 810.

2.2. Méthode :

Endommagement artificielle :

D'abord nous avons commencé les essais de caractérisation sur des éprouvettes vierges, puis sur d'autres endommagées artificiellement à l'aide d'une scie électrique. Pour cela les échantillons sont répartis en plusieurs lots. Les éprouvettes du 1^{er} lot sont endommagées à 10% (10% des fils constituant l'éprouvette sont rompus artificiellement). Les éprouvettes des autres lots sont endommagées respectivement à 20%, 30%, 40%, 50%, 60%, 70%, 80% et 90%.

Endommagement par fatigue

Une série d'essais sous chargement cyclique à amplitude constante (charge constante) a été effectuée. Ces essais de fatigue se sont déroulés à trois niveaux de contraintes : 480MPa, 672MPa et 864MPa, ce qui correspond respectivement à 50%, 70% et 90% de la contrainte à la rupture. Pour chaque niveau, on a utilisé dix lots d'éprouvettes. Chaque lot est composé de quatre échantillons.

nous faisons subir au 1^{er} lot des essais de fatigue jusqu'à la rupture totale afin de déterminer le nombre de cycle à la rupture N_f . Pour les éprouvettes du 2^{ème} lot, les essais de fatigue sont arrêtés respectivement à un nombre de cycle égal à 10% de N_f , puis subissent des essais de traction statique pour déterminer la contrainte ultime résiduelle correspondante.

La même procédure est répétée pour les huit lots restants respectivement à 20%, 30%, 40%, 50%, 60%, 70%, 80% et 90% de N_f .

Domage du câble par théorie unifié

La sollicitation d'un matériau en fatigue induit généralement une dégradation de ses propriétés physiques [4-5]. La théorie unifiée est basée justement sur la réduction de la limite de fatigue et la perte de la résistance du matériau. Pour le calcul du domage du câble nous avons utilisé, par analogie à la théorie unifiée, la formule suivante :

$$D = \frac{(1 - \frac{\sigma_{ur}}{\sigma_a})}{(1 - \frac{\sigma_a}{\sigma_u})} \quad (1)$$

Où $\frac{\sigma_{ur}}{\sigma_u}$ la contrainte adimensionnelle et σ_a la limite d'endurance du câble vierge.

3. Résultats:

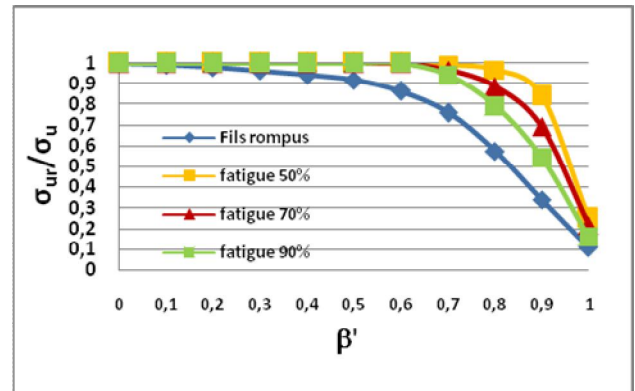
Endommagement artificielle :

La courbe de la perte de contrainte adimensionnelle en fonction de fraction de vie β (rapport du nombre de fils rompus sur le nombre de fils total) nous montre que la perte de la contrainte adimensionnelle augmente avec l'augmentation du niveau de sollicitation.

Endommagement par fatigue :

En se qui concerne la courbe de la perte de contrainte adimensionnelle en fonction de fraction de vie β' (pourcentage de N_f), nous constatons que la contrainte à la rupture est d'autant plus faible que le nombre de cycle à la fatigue est élevé. De même, nous constatons une chute de la contrainte adimensionnelle à partir de 60% de N_f .

Figure 4: Perte de contrainte adimensionnelle en fonction de fraction de vie β'

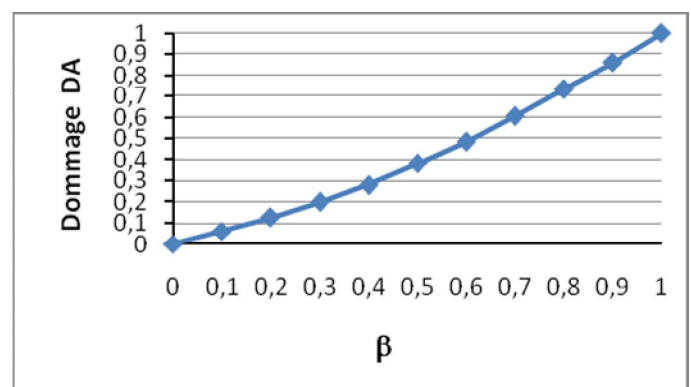


Domage du câble par théorie unifié :

Cas des éprouvettes endommagées artificiellement :

Nous remarquons que l'endommagement artificiel s'approche à une fonction linéaire du domage en fonction de la fraction de vie (DA=0, $\beta=0$; DA=1, $\beta=1$)

Figure 5: Domage cumulé des éprouvettes endommagées artificiellement.



Cas des éprouvettes endommagées par fatigue :

Nous constatons selon la courbe ci-dessus que le domage DF reste constant jusqu'à la valeur $\beta'=0,6$ où nous remarquons une accélération importante (DF=0, $\beta'=0$; DF=1, $\beta'=1$).

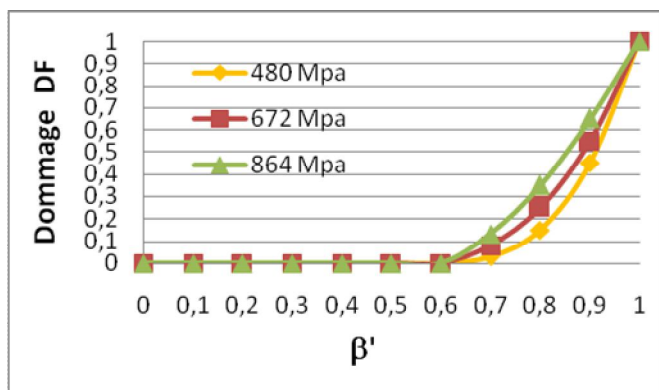


Figure 6 : Dommage cumulé des éprouvettes endommagées par fatigue.

4. Discussion et conclusion :

Discussion :

En augmentant la contrainte appliquée à la fatigue, le dommage DF s'accélère.

En comparant les deux méthodes d'essai (dommage artificiel et par fatigue) on peut dire qu'un câble qui a subi un endommagement accidentel perd sa résistance plus rapidement que celui qui a subi un endommagement par fatigue suite à son utilisation.

conclusion :

Dans des conditions d'utilisation optimales, un câble métallique de levage doit être inspecté régulièrement et à des intervalles réduits à partir de 60% de sa durée de vie. Par contre la dépose devient impérative à partir de 80% de sa durée de vie.

Toutefois un câble endommagé accidentellement doit être inspecté immédiatement et un suivi permanent de son état est primordial en cas de la poursuite de son utilisation.

5. Références :

[1] A.MEKSEM« Approche probabiliste et caractérisation expérimentale du comportement des câbles métalliques de levage» thèse de doctorat

[2] RAOOF M. et KRAINCANIC I., « Recovery length in multilayered spiral strands », Journal of Engineering Mechanics.

[3] Norme ISO 3178 (l'Organisation internationale de normalisation, Norme des Câbles en acier d'usages courants)

[4] HILLS D. A. et NOWELL D., «Mechanics of Fretting Fatigue», Kluwer Academic Publishers, Dordrecht/Boston/London, 1994.

[5] FOUVRY S., KAPSA P. et VINCENT L., « Fatigue en petits débattements », Saint- Pierre d'Oléron, pp. 449-485, 1997.

ETUDE COMPARATIVE ENTRE LE DIFFERENTES ZONES D'UN JOINT SOUDE SOUMIS A LA FATIGUE

ABDELKADER ALIOUA¹, BENATTOU BOUCHOUICHA¹, RACHID ZAH¹, MOKHTAR ZEMRI¹

1: Laboratoire LMSR, Département génie mécanique, université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbès, BP 89 ITMA Sidi Bel Abbès, alioaek@yahoo.fr

Résumé :

Les concepts de la mécanique de la rupture sont utilisées pour analysé la nocivité des défauts dans les assemblages soudés. Dans cette partie, nous avons présenté une étude sur la résistance à la fatigue d'un joint soudé. Plusieurs paramètres ont été pris en considération : paramètres liés aux caractéristiques mécaniques des matériaux, paramètres liés à la géométrie du joint soudé, paramètres liés à la géométrie de l'éprouvette. L'étude expérimentale nous a permis de déterminer expérimentalement les caractéristiques mécaniques, ainsi que les résistances à la fatigue à la température ambiante, du (MB), (MF) et (ZAT) prélevés à partir d'un joint soudé réalisé dans des conditions représentatives des fabrications industrielles. Nous avons constaté qu'une grande partie de la vie des assemblages soudés sollicités en fatigue se déroule en propagation.

Mots clés : Rupture ductile, Ténacité, Fatigue.

Introduction

Dans le but d'assimiler le comportement des structures métalliques et mécaniques vis-à-vis à la rupture ductile et fragile, et de prévoir les cas critiques qui ramènent à la ruine, on cherche des solutions préventives pour le bon contrôle et l'intervention dans les moments nécessaires. Parmi ces structures on trouve les citernes à gaz, ces produits inquiètent et provoque le souci des chercheurs. Le phénomène inquiétant dans se contexte c'est la fissuration, qui a certain moment devienne fatal et peut causer des pertes humaines et matériels. Plusieurs travaux récents, ont montré que Les joints soudés sont toujours des zones privilégiées pour l'apparition des défauts.

L'étude est consacrée aux différents paramètres liés aux caractéristiques mécaniques des matériaux, pour expliquer le phénomène de la fatigue et apporter une contribution à l'étude de résistance à la fatigue dans un joint soudé afin de développer une méthode d'analyse adaptée à ce type de jonction. Pour une meilleure compréhension des processus conduisant à la rupture des structures soudées, nous avons déterminé expérimentalement à la température ambiante les caractéristiques mécaniques, ainsi que les résistances à la fatigue, du (MB), (MF), la (ZAT) prélevés à partir d'un joint soudé.

Présentation générale du matériau

Nôtre étude porte sur l'acier A48AP dont la composition chimique est donnée par le tableau 1. Les procédés de

soudage utilisés sont, le soudage manuel à l'électrode enrobée (EE) et le soudage automatique à l'arc.

Tableau 1 - Compositions chimiques de l'acier A48AP et du métal déposé [1].

Élément (%)	C	S	P	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	Cu	Sn	V
A48AP	0.198	0.021	0.01	0.207	0.77	0.135	0.09	0.03	0.27	0.023	0,02
Métal déposé	0.074	0.021	0.017	0.35	0.73	0.02	0.03	0.004	0.05	0.006	0,015

Les résultats des essais de caractérisation (traction) sont représentés dans le tableau 2.

Tableau 2 - Propriétés mécaniques des trois zones

	Propriétés mécaniques				
	Re N/mm ²	Rm N/mm ²	A (%)	k	n
MB	325	400	20	980	0,401
ZAT	405	600	25	836	0,302
MF	350	531	15	1009	0,508

On observe généralement une limite conventionnelle et rationnelle d'élasticité, supérieur dans la ZAT à celle du métal de fondu (MF) qui est supérieur à celle du métal de base (MB).

Essais de fissuration et mesures:

Les essais de fissuration ont été effectués sur des éprouvettes CT50 d'épaisseur 07 mm, dont les dimensions sont conformes à la norme ASTM-E-647, (voir figure 1)

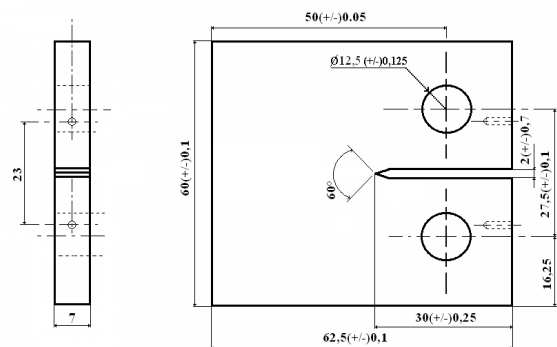


Figure 1 : Éprouvette CT50 utilisé pour les essais de fissuration

Les essais de fissuration ont été effectués à l'université de Sidi Bel Abbès, sur une machine électro-hydraulique

asservie INSTRON de capacité 100 KN en statique et 50 KN en dynamique.

Les essais ont été conduits à l'air ambiant et pour une même valeur de rapport de charge R à une fréquence nominale de 25 Hz dans les trois zones : métal de base, métal fondu et Zone affectée thermiquement ZAT (voir figure 2). Les éprouvettes utilisées ont été polies mécaniquement au papier et sollicitées dans le sens TL.

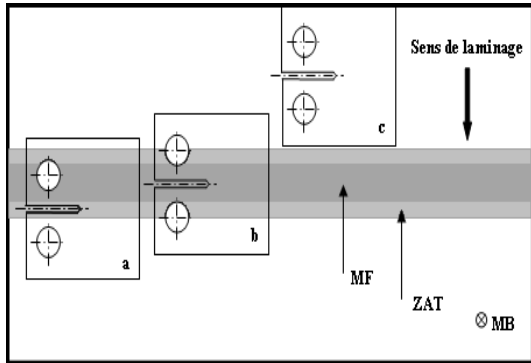


Figure 2 : Représentation Schématique de la position des entailles sur les trois zones

4 Résultats et discussion

4.1 Vitesses de propagation :

Les essais de fissuration ont été effectués pour le matériau dans les trois zones qui constituent le joint de soudure, dans le domaine des vitesses comprises entre 4.10^{-5} et 2.10^{-2} mm/cycle à l'air ambiant et avec un rapport de charge (R=0,1). Les valeurs de ΔK varient de : 17 à 45 $MPa\sqrt{m}$ dans le métal de base (MB), 21 à 52 $MPa\sqrt{m}$ dans la (ZAT) et 18 à 48 $MPa\sqrt{m}$ dans le métal fondu (MF). Afin de comparer plus clairement et de manière plus systématique l'évolution de la vitesse de fissuration dans les trois zones, nous avons utilisé la méthode des sept points. En effet, nous pouvons remarquer que les courbes présentent une allure quasi rectiligne sur une grande partie du domaine exploré, pouvant être présentée par une loi de PARIS de la forme [2,3]:

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (1)$$

L'exposant (m) est de l'ordre de 5. Les résultats des essais de fissuration obtenus dans les trois zones consignés dans le tableau 3

Tableau 3 - Equations caractérisant la Loi de Paris dans les différentes zones étudiées

Désignation	Loi de Paris	$\Delta K_{MPa\sqrt{m}}$
MF	$da/dN=1,08e^{-11}\Delta K^{5,2}$	18 à 48
MB	$da/dN=2,63e^{-11}\Delta K^{5,13}$	17 à 45
ZAT	$da/dN=1,33e^{-11}\Delta K^{5,015}$	21 à 52

Les résultats obtenus concernant les différentes éprouvettes dans les trois zones (MB – MF – ZAT) sont représentés par (les figures 3 et 4). On observe que la vitesse de fissuration da/dN , pour les faibles valeurs de ΔK ($\Delta K_{MPa\sqrt{m}} < 28$

$MPa\sqrt{m}$) est décroissante respectivement dans les zones suivantes (MB, MF et ZAT), cependant, cet écart diminue lorsque ΔK augmente et aucune déviation de la fissure de son axe de propagation n'a été remarquée. Certains auteurs [4] ont montré que au-delà d'une certaine valeur de ΔK la vitesse de fissuration s'accompagne généralement d'une déviation de la fissure de son plan initial vers le métal de base, cette déviation est due à la différence de caractéristiques mécaniques entre les trois zones, la fissure se dirigeant d'une microstructure plus dure, vers une microstructure plus douce. Pour notre cas (acier au carbone A48AP) aucune déviation de la fissure de son axe de propagation n'est remarquée,

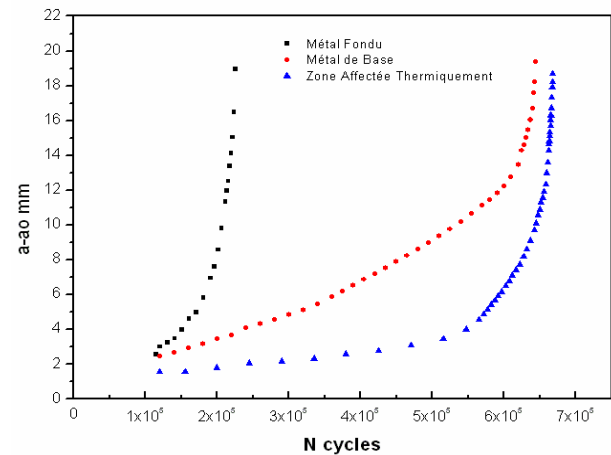


Figure 3 : Extension de la fissure en fonction du nombre de cycles pour les trois zones

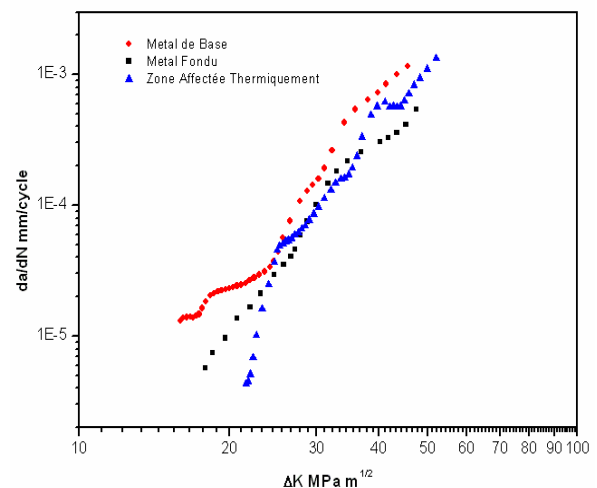


Figure 4 : Evolution de la vitesse de fissuration en fonction de ΔK pour les trois zones

4.2 Évolution des paramètres énergétiques :

a- Évolution de l'énergie Q en f(ΔK) :

À différents niveaux de ΔK , la fréquence d'essai est réduite à 0.02 Hz et nous représentons l'ouverture de fissure δ en fonction de la charge P (voir figure 4). L'évolution de l'énergie hystérétique Q dissipée pendant un cycle en fonction de ΔK pour un rapport de charge R=0,1 et dans les trois zones étudiées (MB – ZAT – MF) est représenté par (la figure 5). Cette énergie est déterminée par une intégration numérique des cycles (P- δ), son expression est

obtenue en calculant l'aire de cette boucle obtenue par acquisition et traitement à l'aide d'un programme écrit sous LABVIEW. L'avantage de ce programme est de pouvoir faire l'estimation de cette énergie hystérique pour les faibles valeurs de ΔK .

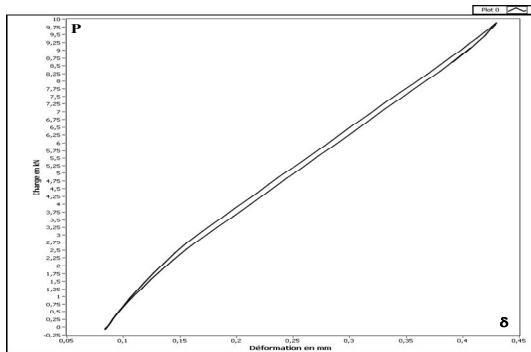


Figure 4: Évolution de l'énergie hystérique en f(ΔK)

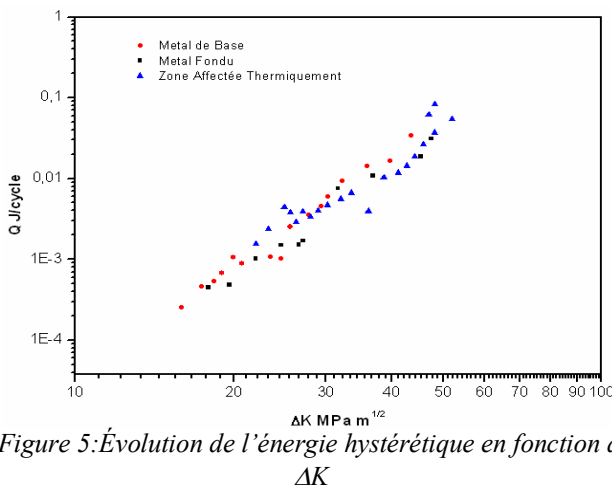


Figure 5: Évolution de l'énergie hystérique en fonction de ΔK

Nous remarquons que Q augmente quand ΔK augmente pour les trois zones étudiées.

b -Évolution de l'énergie spécifique U en f(ΔK) :

L'évolution de l'énergie spécifique dépensée par cycle U en fonction de ΔK pour un rapport de charge R=0,1 et dans les trois zones étudiées est représenté par (la figure 6). Cette énergie est donnée par la relation suivante [5]:

$$U = \frac{\text{Aire de la boucle } (P \cdot \delta)}{2B \left(\frac{da}{dN} \right)} \quad (2)$$

Nous constatons que cette énergie spécifique U est constante par rapport à ΔK pour les différentes zones du joint de soudure étudié avec une valeur moyenne de : 2.10^6 J/m². Ces résultats sont en accord avec les travaux d'autres chercheurs [6,7] où Ils considèrent que le travail hystérique est essentiellement dissipé dans la zone plastifiée et que dans le cas où les phénomènes de fermeture sont importants, il est envisageable qu'une partie de l'énergie U est dissipée dans la zone située dans le sillage plastifié le long du front de fissure. Ils ont constaté aussi qu'au delà d'une valeur de ΔK appelée ΔK_{cr} , la valeur de U est Constante est indépendante du rapport R et de l'environnement.

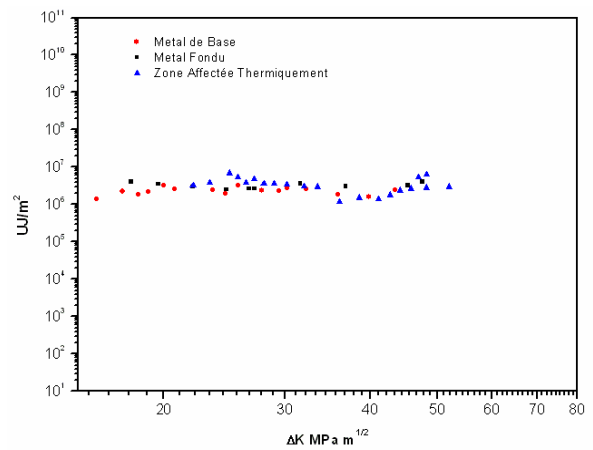


Figure 6 : Évolution de l'énergie spécifique en f(ΔK)

5.Conclusion

Cette étude a permis d'obtenir des résultats intéressants. Cette partie conduit aux conclusions suivantes : La vitesse de fissuration da/dN, pour les faibles valeurs de ΔK ($\Delta K < 28 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) est décroissante respectivement dans les zones suivantes (MB, MF et ZAT), cependant, cet écart diminue lorsque ΔK augmente, ce qui signifie que : La microstructure dans les trois zones possède presque le même aspect et les mêmes caractéristiques. Dans ce domaine (typique de Paris), la vitesse de fissuration est presque similaire dans les trois zones. Aucune déviation de la fissure de son axe de propagation n'a été remarquée, ce qui nous pousse à conclure que la soudure a été soignée et le choix d'un métal d'apport à celle du métal de base est adéquat.

Référence

[1] B. Bouchouicha Thèse Doctorat, Contribution à l'étude de la déchirure ductile et propagation des fissures fatigue dans les joints soudés, Soutenue le 01/12/ 2007
 [2] P.C. Paris, M.P. Gomez, and W.E. Anderson, A Rational Analytical Theory of fatigue, Trend Eng, Vol 13, N° 9 1961, p,9.
 [3]P.C. Paris and F. Ergogan, Trans. ASME, J. of Bas. Eng. 1963, p.263,
 [4] INAL K., M'ciridi L., Lebrun J.L., Barbier G., Mechanical behaviour analysis of phase interaction in a rolled and a cast duplex stainless steels, Duplex 2000, 2000,pp. 173-182.
 [5]M. Kikukawa et Col. J. of Mat, Sc. 1977, 26, p.1964.
 [6] N.Ranganathan et Col. of Mat, Sc., 26, p.1964, (1977).
 [7] M .Benguediab, « Etude de la propagation de fissure de fatigue sous spectre de chargement réduits ». Thèse de doctorat, Université de Poitiers, 1989.

INFLUENCE DE LA FORME DES DEFAUTS MATERIELS ET DU FROTTEMENT SUR LA DUREE DE VIE EN FATIGUE DU RAIL

E. H. ZAHAF¹, O. OUSSOUADDI^{1,5}, A. ZEGHLOUL^{2,3},
M. HATERBOUCH⁴, M. RAHMOUNE⁵,

¹LP2MS, Faculté des Sciences de Meknès, Université
Moulay Ismaïl, Maroc

²LEM3 UMR CNRS N°7239, Université de Lorraine -
Metz, 57045, France

³Université Internationale de Rabat (UIR), Parc
Technopolis, Salé, 11 100 Sala Al Jadida, Maroc

⁴E2M, Faculté des Sciences et Techniques Errachidia,
Université Moulay Ismaïl, Maroc

⁵Ecole Supérieure de Technologie de Meknès, Université
Moulay Ismaïl, Maroc

Résumé :

Ce travail est dédié à l'influence des défauts matériels sur la durée de vie d'amorçage des fissures de fatigue dans le rail soumis à des chargements cycliques de la roue. Le comportement du matériau est modélisé avec la loi de comportement de Chaboche. L'endommagement est quantifié à l'aide du paramètre de fatigue de Jiang-Sehitoglu. La loi de Smith-Watson-Topper est utilisée pour calculer le nombre de cycles à l'amorçage de fissure. On s'intéresse notamment à l'influence de la forme du défaut matériel et du coefficient de frottement.

Abstract:

This work aims to evaluate the effects of material defects on the fatigue crack initiation life in the rail under contact mechanical loads. Cyclic plasticity and viscoplasticity of a rail steel have been described using the Chaboche unified constitutive model. Stress and strain values obtained through a 2D Finite Element Method (FEM) are used to calculate the Fatigue Parameter of Jiang and Sehitoglu. The fatigue crack initiation life in the rail was calculated by using Smith, Watson and Topper law. The effect the defect shape and the friction were also investigated

Mots-clés :

Fatigue de contact de roulement, Rail, Défaut matériel, plan critique, MEF

1. Introduction

Sous l'effet des sollicitations mécaniques répétées induites par les passages des trains, on peut observer sur les roues et les rails l'apparition de fissures de fatigue de contact. Afin d'éviter des situations critiques et dans un contexte d'intensification du trafic et d'augmentation des vitesses, il devient de plus en plus stratégique d'optimiser la maintenance. Ceci nécessite de mieux connaître les mécanismes d'endommagement par fatigue de la roue et du rail, afin de définir des périodes de surveillance optimales et des actions de maintenance efficaces.

La tenue en fatigue d'une structure dépend de plusieurs paramètres tels que la taille, la forme et la localisation des

défauts matériels. Il existe de nombreuses études sur les effets de ces paramètres ainsi que de nombreux articles de synthèse sur le sujet [1-3].

Les études antérieures sur l'influence des défauts [4,6] peuvent être divisées en deux catégories : celles qui considèrent de petites entailles et les microfissures, et celles qui supposent que les inclusions non métalliques peuvent être considérées comme des vides. Ce concept a été utilisé pour traiter les problèmes d'inclusions d'un point de vue simplifié, en raison de la difficulté d'une analyse rigoureuse mais complexe d'inclusion où il faut tenir compte de la forme et de la taille des inclusions, de l'adhérence à la matrice, de la composition chimique de l'inclusion, etc.

Dans ce travail, nous présentons l'influence de très petits défauts matériels sur la tenue en fatigue du rail soumis à un chargement cyclique en tenant compte de l'influence du frottement entre la roue et le rail.

Le comportement du matériau sous chargement cyclique est modélisé en utilisant le modèle de Chaboche et Lemaître [7]. L'endommagement par fatigue est quantifié à l'aide du paramètre de fatigue de Jiang-Sehitoglu [8]. La valeur maximale de ce paramètre est ensuite, utilisée pour calculer la durée à l'amorçage d'une fissure de fatigue à l'aide du critère de fatigue multiaxial de Smith-Watson-Topper [9].

Nous considérons la présence de défauts qui sont modélisés par des porosités de forme cylindrique à section circulaire ou elliptique. Le problème a été étudié à l'aide de la méthode des éléments finis et avec l'hypothèse d'un état de déformations planes. Une subroutine Utraclod a été implémentée dans le code Abaqus/Standard [10] pour appliquer le chargement mécanique en tenant compte des frottements roue/rail. On s'intéresse notamment à l'influence de la forme de l'inclusion et du frottement sur la tenue en fatigue du matériau.

Modèle des éléments finis

2.1 Description du contact roue/rail

Pour mieux décrire le comportement du matériau et tenir compte des contraintes élevées et des forts gradients de déformations au voisinage immédiat du défaut matériel dans le rail, un maillage très fin est utilisé dans ces régions. Les éléments de type CPE8R (quadrangles à 8 nœuds avec intégration réduite et interpolation quadratique) sont utilisés lors du maillage [10].

Pour le contact roue - rail, nous utilisons la théorie de Hertz [11] pour déterminer la zone et la pression de contact.

D'après cette théorie, la distribution de la pression normale dans la zone de contact est :

$$p(x) = p_0 \sqrt{1 - \frac{x^2}{a^2}} \quad (6)$$

où p_0 est la pression maximale et a la demi largeur de contact.

Le chargement par contact de frottement est donné par la relation suivante :

$$q(x) = \lambda p(x) = \lambda p_0 \sqrt{1 - \frac{x^2}{a^2}} \quad (7)$$

Quand la roue est en état de freinage, le coefficient de frottement λ est positif, dans le cas contraire celui-ci est négatif.

Afin de modéliser la superposition des efforts dus à la pression hertzienne et au frottement entre la roue et le rail, une subroutine UTRACLOAD est implémentée dans le code des éléments finis Abaqus/Standard [10].

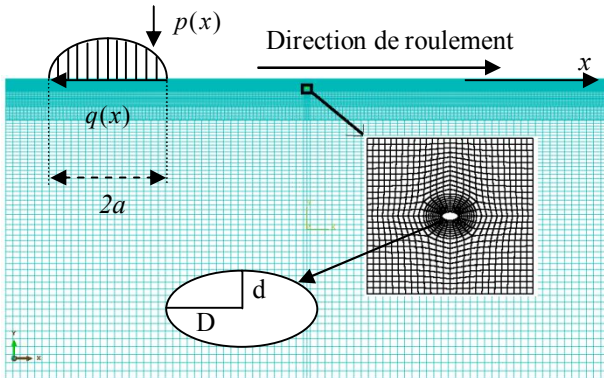


Fig.1 : Exemple de maillage utilisé pour la simulation numérique du rail comportant un défaut

Loi de comportement

La prise en compte de l'écrouissage isotrope et de l'écrouissage cinématique non linéaire est nécessaire pour décrire le comportement de ce type de matériaux soumis à des chargements cycliques. La surface de charge du matériau est décrite par une fonction de charge qui dépend du tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$, de la limite élastique du matériau σ_e , de la variable d'écrouissage isotrope R et des variables d'écrouissage cinématique non linéaire $\underline{\underline{X}}$. La fonction de charge s'écrit en utilisant le critère de Von Mises de la façon suivante :

$$f = J_2(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{X}}) - R - \sigma_e \quad (8)$$

J_2 est le deuxième invariant du tenseur déviateur des contraintes.

La variable d'écrouissage isotrope R croît avec le taux de déformation plastique cumulée, la loi d'évolution s'écrit alors :

$$\dot{R} = b(Q - R)\dot{\varepsilon}_{eq}^p \quad (9)$$

b et Q sont les paramètres de l'écrouissage isotrope qui dépendent du matériau. $\dot{\varepsilon}_{eq}^p$ est la vitesse de déformation plastique équivalente (cumulée).

Les variables d'écrouissage cinématique non linéaire sont contenues dans le tenseur $\underline{\underline{X}}$, son évolution est décrite par la relation :

$$\dot{\underline{\underline{X}}} = \frac{2}{3}C\dot{\varepsilon}^p - \gamma\underline{\underline{X}}\dot{\varepsilon}_{eq}^p \quad (10)$$

C et γ sont des paramètres du matériau, $\dot{\varepsilon}^p$ est le tenseur des vitesses de déformation plastique. Les paramètres du modèle : b, Q, C et γ ont été identifiés pour l'acier à rail [12]. Leurs valeurs sont données dans le tableau 1.

Tab.1 : Paramètres de la loi de comportement [12]

C [GPa]	γ	b	Q [MPa]	σ_e [MPa]
6.49	0.81	0.47	22.8	543

Modélisation de la prédiction de la durée de vie

Afin de quantifier l'endommagement dans la roue, nous avons utilisé le critère de Jiang et Sehitoglu [8], basé sur la densité d'énergie et utilisant un paramètre de fatigue FP . Ce paramètre d'endommagement est une somme pondérée des énergies associées aux sollicitations de traction/compression et de cisaillement :

$$FP = \langle \sigma_{\max} \rangle \frac{\Delta \varepsilon}{2} + J \Delta \tau \Delta \gamma \quad (11)$$

avec σ_{\max} la contrainte normale maximale au plan de fissure, $\Delta \varepsilon$ la variation de la déformation normale au plan de fissure, $\Delta \tau$ la variation de la contrainte de cisaillement, $\Delta \gamma$ la variation de la déformation par cisaillement.

J est un paramètre de pondération prenant en compte le fait que le mode de rupture II (mode de cisaillement plan) est moins endommageant que le mode I (mode d'ouverture). Le plan de rupture correspond à la valeur maximale du paramètre de fatigue.

La durée de vie à l'amorçage d'une fissure de fatigue est déterminée à l'aide de la loi de Smith-Watson-Topper (SWT) [9] :

$$FP_{\max} = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b'} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b'+c'} \quad (12)$$

Le tableau 2 donne les valeurs des paramètres du matériau utilisés dans les simulations numériques.

Tab.2 : Propriétés mécaniques du matériau [13]

E(GPa)	ν	b'	c'	ε_f' (%)	σ_f' (MPa)
210	0.29	-0.089	-0.559	10.3	936

Résultats et discussion

L'influence du frottement sur la durée de vie à l'amorçage des fissures de fatigue a été étudiée dans le cas d'une roue comportant un défaut elliptique dont le demi-grand axe D est égal au double du demi-petit axe d . La force appliquée est égale à 2 MN/m et le défaut est situé à 3 mm de profondeur.

La figure 2 montre l'évolution du paramètre de fatigue maximal et le nombre de cycles à l'amorçage de fissure pour différents coefficients de frottement λ . L'influence du frottement pour des valeurs de λ comprises entre 0,1 et 0,2 est presque négligeable. En effet, la durée de vie à l'amorçage de fissure diminue légèrement de 141250 à 140980 cycles.

Par contre, celle-ci diminue considérablement pour des valeurs du coefficient de frottement plus grandes.

Le paramètre de fatigue est calculé dans un repère local effectuant un angle α variant de 0 à 2π avec le repère global. La valeur maximale est obtenue dans le plan critique d'amorçage de fissure de fatigue dont la normale fait 15° avec la direction verticale pour les différents coefficients de frottement étudiés. Par conséquent, la direction du plan critique est indépendante du coefficient du frottement.

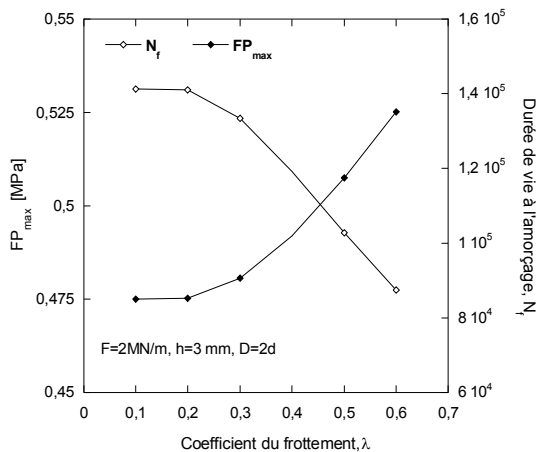


Fig.2 : FP_{\max} et N_f en fonction du coefficient de frottement λ

La figure 3 illustre l'évolution de la durée de vie en fonction du rapport de forme du défaut elliptique, $k = D/d$. La surface du défaut de section elliptique est constante et le rapport de forme varie de 2 à 5.

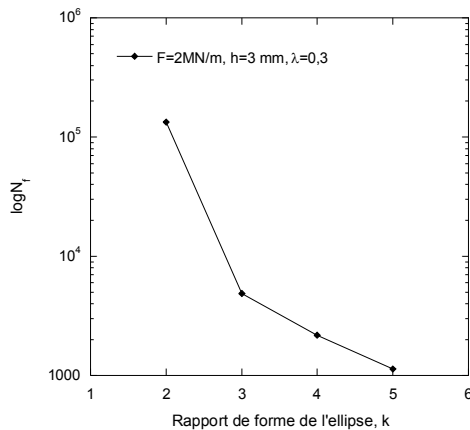


Fig.3 : Durée de vie à l'amorçage en fonction de la forme du défaut

La figure 3 montre que la forme du défaut influe fortement sur la durée de vie à l'amorçage des fissures de fatigue. Les défauts de forme allongée sont très nocifs et entraînent une nette dégradation de la tenue en fatigue du matériau. En effet, lorsque le rapport de forme varie de 2 à 3, le nombre de cycle à l'amorçage diminue de 133390 cycles à 4880 cycles.

De même que précédemment, la direction du plan critique d'amorçage ne dépend pas de la forme du défaut matériel. Cependant, nous avons montré dans une étude antérieure que celle-ci dépend de la localisation du défaut et de la force de chargement [4].

Conclusions

Ce travail porte sur l'influence des inclusions non-métalliques, qui sont considérées comme des porosités, sur la durée de vie d'amorçage de fissures de fatigue. Un modèle d'éléments finis est développé pour modéliser le chargement cyclique du contact roue/rail.

L'endommagement est quantifié à l'aide du paramètre de fatigue Jiang-Sehitoglu et la durée de vie est calculée avec la loi de Smith-Watson-Topper.

Nous avons montré que l'influence du frottement peut être négligeable pour un coefficient de frottement inférieur à 0,2. Par contre, pour des valeurs plus grandes, la prise en compte du coefficient du frottement est nécessaire.

Nous avons montré également, que la direction du plan critique d'amorçage de fissure de fatigue ne dépend pas du coefficient de frottement.

Enfin, nous avons mis en évidence la relation entre le niveau de nocivité du rapport de forme du défaut matériel et la tenue en fatigue du matériau.

Références

- [1] A. Ekberg, Rolling contact fatigue of railway wheels—a parametric study, *Wear* 211 (1997) 280–288.
- [2] A. Ekberg, J. Marais, Effects of imperfections on fatigue initiation in railway wheels, *IMEchE J. Rail Rapid Transit* 214 (1999) 45–54.
- [3] Kabo E., Ekberg A., Fatigue initiation in railway wheels- a numerical study of the influence of defects, *Wear* 253 (2002) 26–34.
- [4] Taraf M., Zahaf H., Oussouaddi O. and Zeghloul A., Numerical analysis for predicting the rolling contact fatigue crack initiation in a railway wheel steel, *Tribology International*, 43 (3) (2010) 585-593.
- [5] Kabo E. Material defects in rolling contact fatigue - influence of overloads and defect clusters. *Int J Fatigue* 2002; 24(8):887-894.
- [6] A. Ekberg (1996) "Rolling contact fatigue of railway wheels-computer modelling and in-field data", Proceedings of the 2nd Mini Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems. Budapest, pp. 154–163.
- [7] Lemaitre J., Chaboche J.-L., *Mechanics of Solid Materials*, Cambridge University Press, 1990.
- [8] H. Sehitoglu, Y. Jiang, Fatigue and stress analyses of rolling contact, Technical Report, Materials Engineering—Mechanical Behavior, College of Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1992.
- [9] Smith KN, Watson P, Topper TH. A stress-strain function for the fatigue of metals. *J. Mater* 5 (4) (1970): 767-776 ;
- [10] ABAQUS v6.5: Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc, 2005.
- [11] H. Hertz (1882) "Über die Berührung fester elastischer Körper, *Journal der reine und angewandte Mathematik*", vol. 92, pp. 156–171.
- [12] Ekh M., Johansson A., Thorberntsson H., Josefson B.L. Models for cyclic ratchetting plasticity - integration and calibration. *Trans ASME J. Engng Mater Technol.* 2000; 122: 49–55.
- [13] A. Ekberg (2001) "Life prediction of rolling contact fatigue crack initiation". *Int J of Fatigue*, vol. 23, no. 7, pp. 575-586.

MODELE PROBABILISTE DE L'ENDOMMAGEMENT, A PARTIR D'UN MODELE DETERMINISTE ET PREVISIONS DES DUREES DE VIE (CAS DE L'ACIER MANAGING 300CVM).

A. EL AMRAOUI et A. EL GHARAD

1 – LaMIPI : Laboratoire Marocain de l'Innovation et de la Performance Industrielle. Département Génie Mécanique/ENSET de Rabat, Université Mohammed 5

Souissi./ <http://enset.um5s.ac.ma>
abdellatifelamraoui@yahoo.fr /
a.elgharad@um5s.net.ma

Résumé :

Ce travail porte sur la randomisation de la loi déterministe non linéaire d'endommagement par fatigue de Chaboche. Il s'agit d'apporter une solution au problème de la dépendance des paramètres de la loi vis-à-vis de la courbe S-N du matériau utilisée pour leur obtention. La détermination des paramètres, ou calage de la loi, présente en effet l'inconvénient de lisser par régression linéaire les points de la courbe S-N dans un espace particulier propre à la loi, appelé espace de calage. Ce faisant, la loi s'appuie sur les points de la droite de régression, différents de ceux de la courbe S-N réelle du matériau. L'évolution du dommage par fatigue et par suite la durée de vie, s'en trouvent donc modifiées. L'idée directrice est de développer un nouveau modèle probabiliste de loi d'endommagement, basé une fusion de la méthode déterministe de Chaboche et la méthode probabiliste du modèle proposé par Castillo et al.

Une comparaison et une discussion critique des résultats obtenus pour l'analyse de la fatigue des données utilisant les deux méthodes sont faites et des conclusions pratiques sont données.

MOTS-CLES : fatigue uniaxiale; loi d'endommagement; durée de vie; calage, loi de Weibul.

1. Introduction

Bien que le phénomène de rupture par fatigue des composants mécaniques soumis à des sollicitations mécaniques cycliques ait été découvert il y a plus d'un siècle par Wöhler et malgré les publications abondantes dans la littérature, La modélisation des lois d'endommagement pour la prévision de durée de vie en fatigue demeure toujours un événement difficile à appréhender en termes de fiabilité. Aucun modèle de prévision de durée de vie ne semble faire l'unanimité Narguededjim [12], Cullimore [7], Edwards et Picard [8], Fernandez-Canteli et al. [9], Huck et al. [10], Tide et Van Horn [13] et Warner et Hulsbos [14].

Parmi les lois déterministes d'endommagement proposées depuis plusieurs décennies, il en est une, la loi de Chaboche, qui a toujours semblé prometteuse. Les aspects attractifs de cette loi sont multiples : évolution et cumul non linéaires du dommage, influence des "petits" cycles (cycles

au-dessous de la limite d'endurance) dès que le dommage est initié, effet de séquence (influence de l'ordre d'apparition des cycles) et effet de la contrainte moyenne Lemaitre et al, [11]. La mise en œuvre de la loi de Chaboche se heurte à un problème important du point de vue des paramètres matériau à déterminer. Elle nécessite la connaissance de la courbe S-N du matériau dont elle réalise une régression linéaire dans un repère particulier propre à la loi. C'est à l'étude de la probabilisation de ce modèle déterministe de Chaboche que s'est attaché ce travail.

2- Présentation de la loi de Chaboche

2.1. Expression différentielle de la loi

L'incrément δD du dommage par fatigue généré par δN cycles d'amplitude σ_a et de valeur moyenne σ_m est donnée par :

$$\delta D = [1 - (1 - D)^{\beta+1}]^{\alpha} \left[\frac{\sigma_a}{M_0(1-b\sigma_m)(1-D)} \right]^{\beta} \delta N \quad (1)$$

où :

b , β et M_0 sont des coefficients propres au matériau ; b est la pente du diagramme de Haigh de traction, modélisé linéairement suivant :

$$\sigma_A(\sigma_m) = \sigma_{-1}(1 - b \sigma_m)$$

$\sigma_A(\sigma_m)$ est l'amplitude de la limite de fatigue du matériau sous contrainte moyenne σ_m , σ_{-1} est la limite de fatigue du matériau en traction alternée symétrique ($R = -1$)

le coefficient α est défini par :

pour un cycle situé au-dessus de la limite d'endurance du matériau (et appelé "grand" cycle) : $\sigma_a > \sigma_A(\sigma_m)$.

$$\alpha = 1 - a \frac{\sigma_a - \sigma_A(\sigma_m)}{Rm - \sigma_m - \sigma_a}$$

pour un "petit" cycle ($\sigma_a \leq \sigma_A(\sigma_m)$) :

$$\alpha = 1 - a \left(\frac{\sigma_a - \sigma_A(\sigma_m)}{Rm - \sigma_m - \sigma_a} \right) = 1$$

2.2. Intégration de la loi différentielle

Le cumul de dommage est réalisé cycle par cycle pour l'ensemble des cycles rencontrés au cours du chargement. La durée de vie du matériau est établie par intégration de la loi différentielle d'endommagement (1) en sachant que le dommage initial est nul pour un matériau vierge et qu'il est égal à l'unité lorsque l'amorçage de fissure apparait. Les valeurs distinctes du paramètre α en fonction du type de cycle rencontré ("petit" ou "grand" cycle) génèrent deux formalismes différents d'intégration du dommage.

Sous amplitude constante, l'intégration conduit à l'expression de la courbe S-N au sens de la loi de Chaboche ; celle-ci est donnée par :

$$N_f = \frac{1}{a M_0^{-\beta} (1 + \beta) K} \left[\frac{1 - b \sigma_m}{\sigma_a} \right]^{\beta} \quad (2)$$

$$\text{où } K = \frac{1 - \alpha}{a} = \frac{\sigma_a - \sigma_A(\sigma_m)}{Rm - \sigma_m - \sigma_a}$$

N_f est le nombre de cycles à l'amorçage d'une fissure au sein du matériau sous le chargement d'amplitude constante défini par le cycle (σ_a, σ_m).

3. Principe du calage de la loi

Le cumul de dommage nécessite la détermination des paramètres matériau β et $M_0^{-\beta}$. Cette étape constitue le calage de la loi.

L'application d'une sollicitation de traction-compression alternée symétrique d'amplitude constante ($\sigma_m = 0$; $R = -1$) simplifie l'expression (6) de la durée de vie N_f du matériau :

$$N_f = \frac{1}{a M_0^{-\beta} (\beta + 1) K} \left[\frac{1}{\sigma_a} \right]^\beta \quad (3)$$

Dans ce travail, une comparaison théorique et pratique est effectuée entre les résultats, de la durée de vie en fonction de la contrainte, obtenus par l'application du modèle de Chaboche et celui proposé dans cet article. L'applicabilité et la fiabilité de ces deux procédures est analysé et les avantages et les inconvénients des deux méthodes sont discutées.

3.1. La modélisation du champ S-N

Le modèle S-N dépend de deux variables liées: La durée de vie en fatigue, N , et l'étendu de la contrainte $\Delta\sigma$.

Le problème consiste à développer un modèle de régression non linéaire et non déterministe pour décrire le modèle S-N et d'estimer les paramètres du modèle. Dans cet article, nous associons le modèle de Chaboche, qui est un modèle déterministe et celui de Castillo et al. [2] qui est stochastique de Weibull. Le choix du modèle de Castillo n'est pas arbitraire, mais basé sur les hypothèses suivantes qui conduisent à une équation fonctionnelle Castillo et al [1].

Principe du maillon faible. La durée de vie d'une pièce est la durée de vie de son élément le plus faible.

Indépendance. Les résistances à la fatigue de deux sous-éléments non-chevauchés sont des variables aléatoires indépendantes.

Stabilité. La fonction de distribution cumulative (cdf) du modèle doit être valable pour toutes les longueurs, mais avec des paramètres différents.

Valeur limite. La cdf devrait englober l'extrême, à savoir, le cas d'une longueur de fissure allant à l'infini. Ainsi, la cdf doit appartenir à une famille de fonctions asymptotique.

La portée limitée des variables aléatoires impliqués. Les variables $\Delta\sigma$ et N ont une extrémité inférieure finie, qui doit coïncider avec la fin théorique inférieure de la cdf sélectionné.

Compatibilité. Dans le champ des courbes S-N, la fonction de répartition, $F(N^*; \Delta\sigma^*)$, de la durée de vie à amplitude de contrainte donnée doit être compatible avec la fonction de répartition de l'amplitude de la contrainte à durée de vie donnée, $F(\Delta\sigma^*; N^*)$. Bien que lors des essais standards, Avec : $\Delta\sigma^*$ est fixe et la durée de vie aléatoire, associée N^* est déterminée, ici $\Delta\sigma^*$ est interprété comme la contrainte nécessaire pour avoir défaillance à N^* cycles.

La distribution de Weibull et le modèle suivant satisfont les six conditions ci-dessus:

$$N_f(\sigma_a)^\beta = \lambda + \delta (-\ln(1 - P))^\beta \quad (4)$$

Où :

N_f est la durée de vie mesurée en cycles.

σ_a est la contrainte.

$F = F(N_f / \sigma_a)$ est la probabilité de défaillance conditionnelle.

β est le paramètre de forme de la distribution de Weibull,

δ est le paramètre d'échelle

λ est paramètre de position. Il fixe la position de la courbe de probabilité nulle.

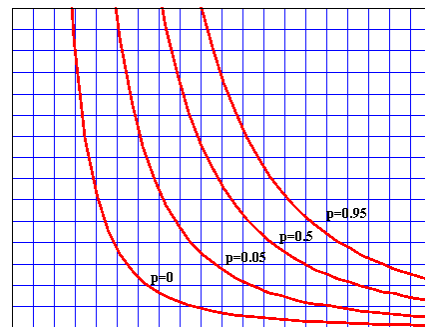
Les paramètres β , δ et λ sont à estimer.

Comme on peut le constater sur la Fig. 1, les courbes isoprobables, c'est à dire, les courbes reliant des points avec la même probabilité de défaillance, sont représentées par des hyperboles équilatérales.

L'expression analytique du champ des courbes S-N permet la prédiction de la rupture par fatigue sous chargement d'amplitude constante.

La fonction de répartition de la durée de vie en fatigue N_f à contrainte σ_a donnée devient :

$$F(N_f/\sigma_a) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{N_f(\sigma_a)^\beta - \lambda}{\delta}\right)^\beta\right) \quad (5)$$



Champ de courbes S-N représentant la même probabilité de défaillance

2.2. Estimation des paramètres

Le modèle permet, dans une première étape, l'estimation de β qui définit la forme de la distribution de Weibull. Ensuite, dans une deuxième étape, les autres paramètres λ et δ peuvent être estimés.

D'après (2), sachant que : $\sigma_a^\beta, N_f(\sigma_a)^\beta$ suit une loi de

Weibull de paramètres λ, β et δ Donc :

$$E(N_f \sigma_a^\beta / \sigma_a) = \mu(\sigma_a)^\beta = \lambda + \delta \Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right) = K \quad (6)$$

Où μ est la moyenne conditionnelle de N_f .

L'expression (3) suggère d'estimer premièrement β en minimisant :

$$S(\beta, K) = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \left(N_{ij} - \frac{K}{\sigma_{ij}^\beta}\right)^2$$

Par rapport à β et K , où m est le nombre de contraintes et n le nombre d'essais considéré pour chaque niveau de contrainte.

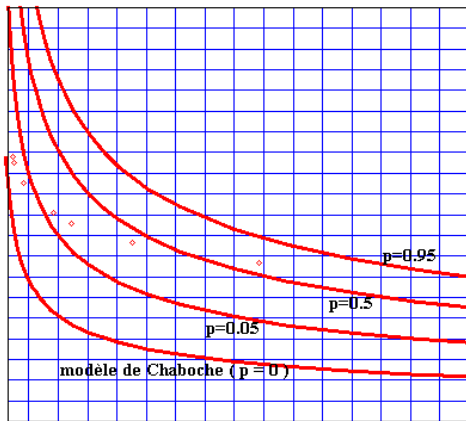
Une fois β est déterminé l'équation (5) montre que la variable aléatoire $N \sigma^\beta$ suit une loi de Weibull de paramètre λ , β et δ .

Ceci nous permet de regrouper l'ensemble des données en un unique ensemble par transformation. Ce qui nous aide à surmonter la limitation du nombre peu élevé des données Castillo et al. [1] et permet d'obtenir de bonnes estimations. En outre, les autres paramètres λ et δ de la loi de Weibull sont estimées par les méthodes classiques Castillo et al. [2]. L'estimation des paramètres peut être obtenue par le maximum de vraisemblance.

Application

Les prévisions de durée de vie sont faites pour l'acier Managing 300CVM soumis à la séquence de chargement d'amplitude variable.

Le calage de la loi sur la courbe S-N du modèle proposé conduit à des prévisions se démarquant fortement, surtout pour les niveaux de durée de vie importants, de celles obtenues par la loi de Chaboche.



champ de courbes S-N pour acier managing 300CVM

Conclusion

Un nouveau formalisme de loi non linéaire et non déterministe d'endommagement par fatigue a été proposé. Il constitue une alternative à la loi de Chaboche car il permet de s'affranchir du problème de calage, rencontré pour cette dernière, sur les données matériau que constitue sa courbe S-N.

Bibliographie :

- [1] Castillo E, Iglesias A, Ruiz-Cobo MR. Functional equations in applied sciences. Mathematics in science and engineering, vol. 199. Amsterdam: Elsevier; 2005.
- [2] Castillo E, Ramos A, Koller R, López-Aenlle M, Fernández-Canteli A. A critical comparison of two models for assessment of fatigue data. Int J Fatigue 2008;30(1):45–57.
- [3] Castillo E, Hadi AS. Modeling lifetime data with application to fatigue models. J Am Stat Assoc 1995;90(4311):1041–54.
- [4] Castillo E, Fernández Canteli A, Hadi AS. On fitting a fatigue model to data. Int J Fatigue 1999(21):97–106.
- [5] Castillo E, Lopez Aenlle M, Lamela MJ, Fernandez Canteli A. Evaluation of fatigue life data by normalising procedures. In: European conference on fracture, San Sebastian; 2000.
- [6] Castillo E, López-Aenlle M, Ramos A, Fernández-

Canteli A, Kieselbach R, Esslinger V. Specimen length effect on parameter estimation in modelling fatigue strength by Weibull distribution. Int J Fatigue 2006:1047–58.

[7] Cullimore MSG. The fatigue strength of high tensile wire cable subjected to stress fluctuations of small amplitude. Memoires Assoc Int de Ponts et Charpentes 1976;32(1):49–56.

[8] Edwards AD, Picard A. Fatigue characteristics of prestressing strand. Proc Inst Civil Eng 1972;53:323–36.

[9] Fernandez Canteli A, Esslinger V, Thürlimann B. Ermüdungsfestigkeit von Bewehrungs- und Spannstrahlen. Bericht No. 8002-1, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich; 1984.

[10] Huck M, Schütz W, Zenner H. Ansatz und Auswertung von Treppenstufenversuchen im Dauerfestigkeitsbereich. Industrieanlagen – Betriebsgesellschaft mbH, Bericht b-TF-742B; February 1978.

[11] Lemaitre J., Chaboche J.L. Mécanique des matériaux solides, 2ème édition, Paris, Dunod, 2004. 544 p.

[12] Ngargueuedjim K., Contribution à l'étude des lois d'endommagement en fatigue, Thèse de doctorat de l'INSA de Lyon N° 03 ISAL 0025, 2003.

[13] Tide RHR, van Horn DA. A statistical study of the static and fatigue properties of high strength pre-stressing strand, Fritz Engineering Laboratory, Report No. 309.2, Lehigh University; June 1966.

[14] Warner RF, Hulsbos CL. Fatigue properties of prestressing strand. PCI J 1966;11(2):

Thème 11 :
Conception et production intégrées

AIDE AU CHOIX AU STADE DE LA CONCEPTION PRELIMINAIRE BASEE SUR L'ANALYSE DE FIABILITE

« Application à deux éoliennes à entraînement direct et indirect »

HAMID ZAGHAR, MOHAMMED SALLAOU, ALI CHAÂBA

Department Mechanics & Structures
 ENSAM, Moulay Ismail University B.P. 15290 EL Mansour, Meknes-Morocco
 E-mail: zagharhamid@yahoo.fr

Introduction et contexte

On vise d'introduire l'analyse de la fiabilité dès la phase de la conception préliminaire, en utilisant la modélisation de Markov. Il est prévu que cette méthode aidera dans la comparaison entre différentes technologies éoliennes point de vue fiabilité. La qualification du modèle global sera réalisée en fonction de trois critères qui sont le critère d'appréciation qu'est relativement lié au besoin exprimé par l'utilisateur, et qui représente la raison de son existence, le critère coût, et le critère fiabilité.

La démarche que nous cherchons à mettre en œuvre doit fournir aux concepteurs une aide pour la conduite de la conception, et l'exploitation des connaissances liées au produit pour l'évaluation des solutions. Pour cela on s'appuie sur une démarche de conception préliminaire basée sur l'utilisation de connaissances déjà capitalisées (Sallaou. M, et al), qui consiste à générer et analyser la connaissance nécessaire à partir de l'analyse du besoin et la définition du cahier de charges, afin d'aboutir à la génération des solutions valides. On propose d'étudier deux éoliennes de même puissance à entraînement direct et indirect. (Arabian. H, et al)

Tableau 14. Caractéristiques des éoliennes sélectionnées.

	Vestas V39/500		Enercon E40	
	Indirecte	Directe	Indirecte	Directe
Technologie				
Puissance (Kw)	500	500		
Diamètre du rotor (m)	39	40		
Vitesse de rotation (tr/mn)	30	12-34		
Eoliennes considérées	804	900		

Modélisation de Markov

Les systèmes sont décomposés point de vue fiabilité en deux catégories: réparable et non réparable. Pour les non réparables, le paramètre approprié à calculer est la probabilité d'être en fonctionnement, et pour les autres le facteur approprié est la disponibilité. Une éolienne est un système réparable, et en acceptant qu'elle fonctionne au cours de sa durée de vie utile, le processus de Markov semble le meilleur outil pour étudier sa fiabilité. La fonction du taux de défaillance pour la majorité des systèmes obéit à la courbe en baignoire, il est raisonnable de considérer que la plupart des composants se situent dans la vie utile (Tavner. PJ, et al), cette hypothèse permet de définir ces taux de transition comme l'inverse des

durées moyennes de fonctionnement et de réparation. Dans cette modélisation, tous les états de performance du système sont pris en compte. L'utilisation de leurs taux de transitions permet d'aboutir à la probabilité de résidence dans chaque état. Dans la forme la plus simple, un modèle à deux états : fonctionnement «Ok» et panne «Ko» peut être considéré.

Un système constitué de deux parties mécanique représenté par «M», et électrique représenté par «E», pourrait être traité comme un système à deux composants. Il est supposé qu'après une panne électrique ou mécanique, le système sera à l'arrêt sans causer de défaillances dans l'autre partie, l'état de défaillance «E» et «M» à la fois est négligé. Le taux de transition entre l'état 1 et 2 est l'agrégation de tous les composants électriques de la série considérée point de vue fiabilité, et de même pour les composants mécaniques.



Figure 32. Modèle de Markov d'un système à 2 composants.

La défaillance de l'un des composants peut conduire à une défaillance du système, alors ces deux composants sont considérés en série point de vue fiabilité, de sorte que leurs taux de défaillance et de réparation peuvent être combinés.

$$\lambda = \lambda_M + \lambda_E \quad (1)$$

$$\mu = \frac{\lambda}{\sum_i \left(\frac{\lambda_i}{\mu_i} \right)} = \frac{\mu_M \mu_E (\lambda_M + \lambda_E)}{\mu_M \lambda_E + \mu_E \lambda_M} \quad (2)$$

En utilisant l'approche d'équilibre de fréquence, le modèle à trois états de la (figure 1) pourrait se résumer à un modèle à deux états. (Billinton. R, et al)

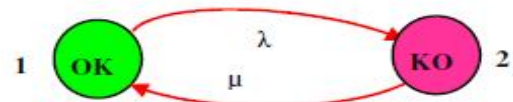


Figure 33. Modèle de Markov réduit.

On applique cette méthode à la (figure 1) pour obtenir la probabilité, p(n), pour tous les états, n :

$$P(1)(\lambda_M + \lambda_E) = P(2)\mu_E + P(3)\mu_M$$

$$P(2)\mu_E = P(1)\lambda_E$$

$$P(3)\mu_M = P(1)\lambda_M$$

$$P(1) + P(2) + P(3) = 1 \quad (3)$$

L'état «Ko» de la (figure 2) peut être déduite de regroupement des états 2 et 3 de la (figure 1), donc :

$$P_{Ok}(1) = P(1) = \frac{\mu_M \mu_E}{\lambda_E \mu_M + \lambda_M \mu_E + \mu_M \mu_E} \quad (4)$$

$$P_{Ko}(2) = P(2) + P(3) = \frac{\lambda_E \mu_M + \lambda_M \mu_E}{\lambda_E \mu_M + \lambda_M \mu_E + \mu_M \mu_E} \quad (5)$$

L'interprétation de la (figure 2) montre que la probabilité d'état «Ok», est identique à l'étude d'état de disponibilité, elle pourrait être calculée comme:

$$P_{Ok}(1) = \frac{\mu}{\lambda + \mu} \quad (6)$$

Définition des composants

La première étape dans une étude d'un système est sa décomposition en différentes entités en plusieurs niveaux. L'organigramme technique permet de décrire le système de manière ordonnée et hiérarchique. C'est un inventaire de tous les blocs fonctionnels du système étudié et de milieu extérieurs. Il montre comment la fonction de service sera réalisée par un ensemble de fonctions technique assurées par des blocs fonctionnels. La figure 3 montre une telle décomposition. On limite l'étude sur les composants: pales, multiplicateur, génératrice, convertisseur, pitch et orientation.

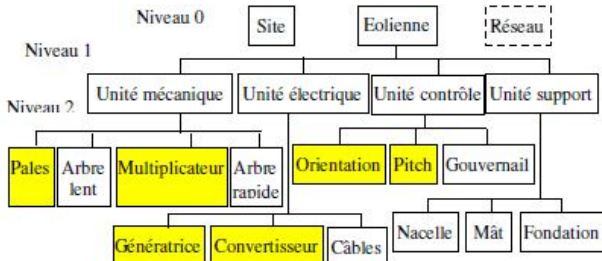


Figure 34. Organigramme technique d'une éolienne indirect

Vision énergétique

La loi d'intégralité des parties, définies par la méthode TRIZ (Savransky. S.D), permet de distinguer pour un système donné, quatre éléments principaux essentiels à la réalisation des fonctions requises, dans le but d'une organisation logique, qui va limiter les confusions et les divergences de description. Cette loi stipule que la réalisation d'une fonction est issue de la transformation d'énergie, qu'est ensuite transmise, un opérateur réalise en fin l'action. La loi d'intégralité des parties considère qu'un système est plus évolué (optimal) lorsqu'il contient une fonction de contrôle assurée par un composant contrôleur.

La fonction principale des composants pitch et orientation est d'éviter l'arrêt de fonctionnement dans des conditions météorologiques défavorables. Le système pitch permet d'optimiser les performances par le contrôle d'angle de calage β , alors que le système orientation permet d'ajuster la position de la nacelle selon la direction des vents.

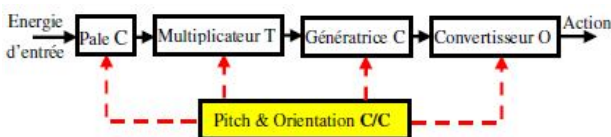


Figure 35. Loi d'intégralité des parties pour une éolienne

Le contrôleur correspond à la maîtrise du fonctionnement de système selon la vitesse et l'orientation du vent. Il est décomposé en un composant d'acquisition permettant de «prélever la vitesse» et d'une commande permettant de «arrêter la transmission de l'énergie mécanique» de l'unité de transformation (Jérôme. P, et al). Les schémas blocs peuvent être utilisés pour l'allocation de la fiabilité, en traduisant l'objectif de fiabilité du système global en objectifs spécifiques pour ses composants qui sont plus faciles à maîtriser.

Pour modéliser la fiabilité d'un système il faut analyser ses performances par l'identification des différentes interactions entre les principaux composants. Les diagrammes basés sur les flux énergétiques montrent chaque composant comme un bloc séparé, et ces blocs et leurs interactions pourront être combinés soit en série, parallèle ou en série-parallèle.

Le contrôle est réalisé sur l'ensemble des composants, or après une panne du composant pitch et/ou orientation dans les conditions normales, le système est capable de continuer dans une situation non-optimale. Alors dans ce cas ces deux composants peuvent être considérés comme des blocs en parallèle avec les autres, si un composant en série est en panne alors ces deux composants doivent également être connectés en série. L'agrégation en série des six composants dérive un simple modèle de Markov.

Les composants en série peuvent être associés en un seul bloc nommé unité «U» avec taux de défaillance équivalent, le chemin principal constitué de «U» est la voie de réussite du système indépendamment des voies parallèles créées par les composants pitch et orientation.

Basé sur les diagrammes de fiabilité, un système à trois composants peut être considéré. Donc 2^3 états montrent tous les états de performance possibles, qui peuvent être catégorisés dans les états «Ok», «Degraded» et «Ko». Il est évident que si ces trois composants sont dans l'état «Ok», entraîne le système dans l'état «Ok». Les systèmes pitch et/ou orientation sont dans l'état «Ko», permet l'état «Ok» en performance non-optimale. L'ordre est (pales, multiplicateur, génératrice, convertisseur, pitch, orientation) respectivement. Tout arrêt d'un composant de «U» abouti à l'état «Ko» isolément de l'état de pitch et orientation.

Même procédure peut être effectuée pour le concept direct, possédant un convertisseur totalement nominale, et une génératrice synchrone multipolaire avec un rotor bobiné ou à aimant permanent excité, mais sans multiplicateur.

Modélisation et calcul des probabilités d'État

Un modèle à deux états semblable à celui de la figure 2, peut être construit avec des taux équivalents de défaillance et de réparation calculés en fonction des taux et de type d'interaction entre les composants.

Le graphe de Markov dérivant de ses 8 états pour une éolienne à entraînement indirect est représenté ci-dessous.

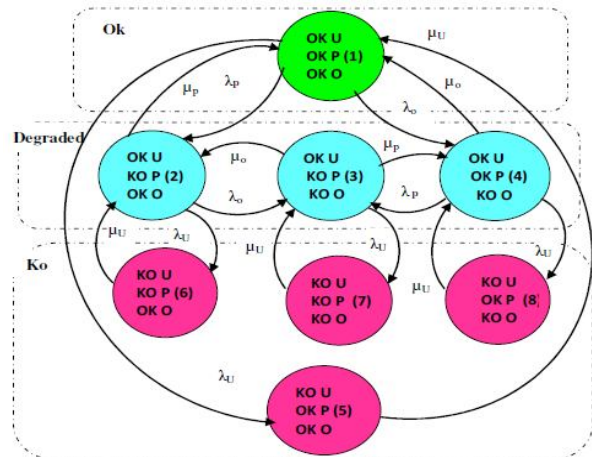


Figure 36. L'espace d'état d'une éolienne.

Les données de fiabilité « λ », et les temps d'arrêt « μ » pour les éoliennes choisies sont basés sur les données LWK.

Tableau 15. Données de fiabilité des systèmes considérés.

	Vestas 39/500		Enercon E40	
	λ /an	μ /an	λ /an	μ /an
Pales	0,162	265,3	0,240	135
Multiplicateur	0,168	269,2	-	-
Génératrice	0,085	170,7	0,354	143,7
Convertisseur	0,254	508,1	0,317	430,7
Pitch	0,095	559,9	0,292	512

Orientation	0,097	436,7	0,116	348,3
-------------	-------	-------	-------	-------

Les probabilités d'états peuvent être obtenues en calculant le déterminant de la matrice R des taux de transition de telle sorte que son élément $r_{ij} = \lambda_{ij}$.

$-(\lambda_o + \lambda_p + \lambda_u)$	λ_p	0	λ_o	λ_u	0	0	0
μ_p	$-(\lambda_o + \lambda_u + \mu_o)$	λ_o	0	0	λ_u	0	0
0	μ_o	$-(\lambda_u + \mu_p + \mu_o)$	μ_p	0	0	λ_u	0
μ_o	0	λ_p	$-(\mu_o + \lambda_p + \lambda_u)$	0	0	0	λ_u
μ_u	0	0	0	$-\mu_u$	0	0	0
0	μ_u	0	0	0	$-\mu_u$	0	0
0	0	μ_u	0	0	0	$-\mu_u$	0
0	0	0	λ_u	0	0	0	$-\lambda_u$

Calcul de la probabilité de l'état de fonctionnement P_{Ok} :
On met 1 dans la première ligne de la colonne 8 qui correspond à l'état de fonctionnement et tous les autres à 0:

$$P_{Ok} = P_1 = \frac{\Delta_{Ok}}{\Delta} \quad (7)$$

Calcul de la probabilité de l'état dégradé par le calcul de $\Delta_{degraded}$, On met 1 dans les lignes 2, 3, 4 de la colonne 8 qui conviennent à l'état dégradé, et tous les autres à 0.

$$P_{degraded} = P_2 + P_3 + P_4$$

$$P_{degraded} = \frac{\Delta_{degraded}}{\Delta} \quad (8)$$

Calcul de la probabilité de l'état de défaillance P_{Ko} par le biais que le système est stochastique d'où :

$$P_{Ko} = 1 - P_{Ok} - P_{degraded}$$

Qualification des solutions

Les critères de qualification performances, disponibilité et coût forment les composantes principales de l'indice de qualité défini par la norme ISO : (Spinnler. G)

$$IQ = \frac{C_r \cdot \text{disponibilité}}{C_{Total}} \quad (9)$$

Le critère d'appréciation de la fonction de service est l'énergie produite par an (Epa). Le site peut être caractérisé par la distribution statistique de Weibull. L'énergie par an disponible par unité de surface sur le site est :

$$E_{pa} = \frac{8760}{1000} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot \int_{V_i}^{V_f} V^3 \cdot f(V) \cdot C_p \cdot \eta_g \cdot A \cdot dV \quad (10)$$

Les modèles des coûts proposés dans cette étude couvrent les aspects de conception et de fabrication. (Harrison. R, et al), (Fingersh. L, et al).

$$C_{TE} = \sum_{i=1}^{nc} C_{ci} \quad (11)$$

Synthèses des résultats

Le calcul des probabilités de transitions des deux modèles dérivés des deux concepts choisis montre que le modèle Vestas 39/500 est plus disponible qu'Enercon E40. La probabilité que ces deux concepts soient dans l'état dégradé est très faible. D'où des modifications des architectures d'agencement des différents composants sont nécessaires dont le but d'augmenter le nombre d'états dans l'état « degraded » en faveur de l'état « Ko », et par conséquent augmenter d'avantage la disponibilité de ces concepts.

Tableau 16. Probabilités de transition.

	P_{Ok}	$P_{degraded}$	P_{Ko}
Vestas 39/500	0,91	0,0004	0,0896

Enercon E40	0,889	0,0008	0,1102
-------------	-------	--------	--------

Tableau 17. Différents résultats des deux éoliennes étudiées.

	Vestas 39/500	Enercon E40
Total(\$)	170798	213817
Epa(Kwh)	7787	8192
Disponibilité	0,9104	0,8898

Vestas V39/500 possède un meilleur indice de qualité, et ce la malgré qu'elle possède plus de composants. Alors un dépassement remarquable des valeurs de la disponibilité et de l'indice de qualité pour l'éolienne indirect, permet d'avoir une tendance de choix pour ce type de concept.

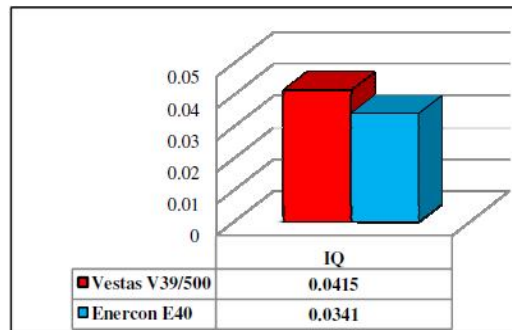


Figure 37. Indice de qualité des deux éoliennes considérées

Conclusion

Il n'est pas facile de conclure définitivement que ce soit les éoliennes direct ou indirect sont les plus fiables, mais la méthode d'analyse proposée montre une manière de comparer les deux concepts point de vue fiabilité. Basé sur les données et modèles, l'étude de disponibilité des concepts peut être faite pour améliorer les jugements, et donc une aide aux choix des solutions afin d'améliorer les conceptions futures. La technologie des multiplicateurs a été changé au cours des dernières années, surtout après que la norme technique AGMA 6006 est introduite dans leur conception, ce qui devrait améliorer les indices de fiabilité pour l'avenir des éoliennes indirect (Zaghar. H, et al).

Références

Arabian H, Tavner P.J, Oraee H, "Reliability comparison of direct-drive and geared drive wind turbine concepts". Wind Energ. 2010; 13:62-73 c 2009 John Wiley & Sons, Ltd. DOI: 10.1002/we

Billinton R, Allan RN, "Reliability Evaluation of Engineering Systems", 2nd ed. Plenum Press: New York, 1996

Fingersh L, Hand M, Laxson A. Technical Report NREL/TP-500-40566 December 2006

Harrison R, Jenkins G. "Cost Modeling of Horizontal Axis Wind Turbines", (Phase2), ETSU W/34/00170/REP, University of Sunderland, 1994

Jérôme P, Sallaou M, Nadeau J. P, Fadel G. M, "Energy Based Functional Decomposition in Preliminary Design", Journal of Mechanical Design, copyright© 2011 by ASME, May 2011, Vol. 133/051011-1

Sallaou M, Pailhès J, Nadeau J.P, « Taxonomie des connaissances en conception préliminaire », CFM 2009, 02-03/08/2009, Marseille, France

Savransky S.D, "Engineering of creativity: Introduction to TRIZ Methodology of Inventive Problem Solving", CRC Press, 2000

Spinnler G, «Conception des machines: Principes et applications». Presse universitaire polytechnique, romandes, 2001

Tavner PJ, Xiang J, Spinato F. "Reliability analysis for wind turbines". Wind Energy 2007; 10: 1-18. Published online 12 July 2006 in Wiley Inter-science DOI: 10.1002/we. 204

Zaghar H, Sallaou M, Chaaba A, "Preliminary design support by integrating a reliability analysis for wind turbine", 2012, 4, 233-240 doi:10.4236/epe.2012.44032

CONCEPTION DES PSEUDO-ARTICULATIONS À COL PARABOLIQUE

J. F. DEBONGNIE

Université de Liège, A&M, Méthodes de Fabrication
Chemin des Chevreuils 1, 4000 Liège, Belgique

1. Introduction

Le laboratoire de Méthodes de Fabrication de l'Université de Liège s'était déjà consacré dans le passé à l'étude de pseudo-articulations à col *circulaire* [3,4], dans le but de les utiliser dans certains micromécanismes médicaux dans lesquels il fallait éviter le frottement et les particules d'usure, au prix, naturellement, d'une amplitude de mouvement limitée. Ces travaux ont été étendus récemment par l'auteur au cas des cols *elliptiques* [1]. Nous présentons ici nos résultats dans le cas de cols *paraboliques*.

Notre démarche est la suivante :

- Tout d'abord, on calcule la solution exacte au sens de la Résistance des Matériaux – elle est souvent compliquée.
- On dégage la forme asymptotique de cette solution pour de très faibles épaisseurs de col.
- La solution générale est alors présentée comme une correction de la solution asymptotique par un facteur dépendant de l'épaisseur relative.
- Par voie d'une analyse numérique, on dégage une *expression simplifiée* suffisamment précise du facteur correctif.

Cette démarche originale fournit des solutions très bien approchées et beaucoup plus simples que celles de la littérature [2,5,6], ce qui constitue un argument appréciable au niveau de la *conception*.

2. Géométrie

Nous nous proposons dans ce qui suit d'étudier le comportement élastique de cols paraboliques tels que celui de la figure 1.

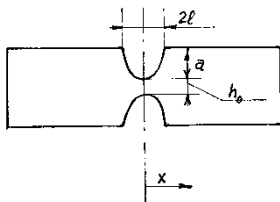


Figure 1 – Col parabolique.

Le col a une épaisseur minimale h_0 . Pour le réaliser, on a découpé d'un bloc rectangulaire, symétriquement de chaque côté, des entailles paraboliques de profondeur a et de longueur 2ℓ . Le rapport h_0/a est supposé relativement petit et, en tout cas, inférieur à 0,5, ce qui suffit à tous les besoins pratiques. Nous utiliserons la coordonnée x prise suivant l'axe moyen de l'articulation, l'origine étant le point le plus étroit du col. L'épaisseur du col perpendiculairement au dessin est notée b . Comme le montre la figure 1, l'épaisseur du col dans le plan du dessin a la forme générale

$$h = h_0 + 2a \frac{x^2}{\ell^2} = h_0(1 + \xi^2) \quad (1)$$

en faisant usage de la variable réduite

$$\xi = \sqrt{\frac{2a}{h_0}} \frac{x}{\ell} \quad (2)$$

3. Flexion pure dans le plan du dessin

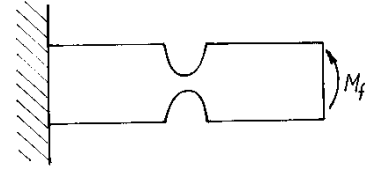


Figure 2 – Flexion pure

3.1 – Forme générale

Sous l'effet d'un moment uniforme M_f , la rotation d'extrémité $\alpha_f(\ell)$ est donnée par

$$\alpha_f(\ell) = \frac{12M_f}{Eb} \int_{-\ell}^{\ell} \frac{dx}{h^3} = \frac{M_f}{Eb} I_1 \quad \text{où} \quad I_1 = 12 \int_{-\ell}^{\ell} \frac{dx}{h^3} \quad (3)$$

Le calcul complet de cette intégrale, assez long, peut être consulté dans la référence [7]. Le résultat est

$$I_1 = \frac{\ell}{2a} \frac{\sqrt{2a}}{h_0^{5/2}} \mathcal{I}_1 \quad (4)$$

avec

$$\mathcal{I}_1 = 9 \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} + 12 \frac{\sqrt{\frac{h_0}{2a}}}{1 + \frac{h_0}{2a}} \left(1 - \frac{1}{4} \frac{1 - \frac{h_0}{2a}}{1 + \frac{h_0}{2a}} \right) \quad (5)$$

expression fort lourde et peu pratique.

3.2 – Valeur asymptotique

Pour les faibles valeurs du rapport h_0/a , on obtient à partir de (6) le résultat suivant :

$$\mathcal{I}_1 \approx \mathcal{I}_{1,as} = \frac{9\pi}{2}$$

ce qui donne

$$\alpha_f(\ell)_{as} = \frac{9\pi}{2} \frac{\ell}{2a} \frac{\sqrt{2a}}{h_0^{5/2}} \frac{M_f}{Eb} \quad (6)$$

3.3 – Coefficient correcteur

Pour les valeurs usuelles de h_0/a , c'est-à-dire allant jusqu'à 0,5, proposons-nous d'écrire la solution sous la forme

$$\alpha_f(\ell) = \alpha_f(\ell)_{as} \cdot \frac{1}{K_1(h_0/a)} \quad (7)$$

ce qui revient à dire

$$K_1 = \frac{9\pi}{2\mathcal{I}_1} \quad (8)$$

Un ajustement numérique donne l'expression suivante de K_1 :

$$K_1 \approx K_{1,app} = 1 + 0,0264 \left(\frac{h_0}{a} \right)^2 \quad (9)$$

avec une erreur inférieure à 0,018% pour $h_0/a \leq 0,5$. Le calcul peut donc se faire simplement par la formule

$$\alpha_f(\ell) = \frac{9\pi}{2} \frac{\ell}{2a} \frac{\sqrt{2a}}{h_0^{5/2}} \frac{M_f}{Eb} \cdot \frac{1}{K_{1,app}} \quad (10)$$

On notera que le déplacement de flexion en $x = \ell$ est donné par

$$v_f(\ell) = \ell \alpha_f(\ell) \quad (11)$$

4. Raideur en torsion

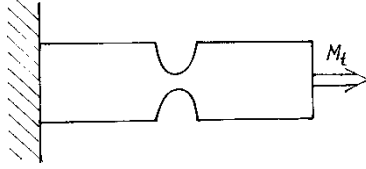


Figure 3 – Torsion

Pour un moment de torsion M_t appliqué à l'extrémité du col, la rotation de torsion $\psi(\ell)$ se calcule par

$$\psi(\ell) = \int_{-\ell}^{\ell} \frac{3M_t}{Gb h^3} dx = \frac{1}{4} \frac{M_t}{Gb} I_1$$

où l'on retrouve la même intégrale qu'en flexion pure, ce qui permet d'écrire directement

$$\psi(\ell) = \frac{9\pi}{8} \frac{\ell}{2a} \frac{\sqrt{2a}}{h_0^{5/2}} \frac{M_t}{Gb} \cdot \frac{1}{K_1} \quad (12)$$

avec le même K_1 que ci-dessus.

5. Raideur en extension

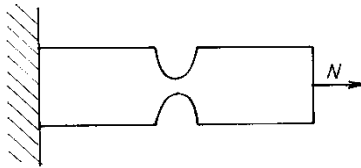


Figure 4 – Extension

5.1 – Expression générale

Sous l'effet d'un effort normal d'extrémité N , le déplacement axial d'extrémité $u(\ell)$ vaut

$$u(\ell) = \frac{N}{Eb} \int_{-\ell}^{\ell} \frac{dx}{h} = \frac{N}{Eb} I_2 \quad (13)$$

On calcule sans grande difficulté [7] la valeur de I_2 :

$$I_2 = 2 \frac{\ell}{2a} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} \quad (14)$$

5.2 – Valeur asymptotique

Pour les très petites valeurs de h_0/a , on déduit de (13) et (14)

$$u(\ell)_{as} = \frac{N}{Eb} \pi \frac{\ell}{2a} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} \quad (15)$$

5.3 – Coefficient correcteur

Pour le cas général, on peut écrire

$$u(\ell) = u(\ell)_{as} \cdot \frac{1}{K_2} \quad (16)$$

avec

$$K_2 = \frac{\pi}{2 \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{2a}{h_0}}} \approx 1 + 0,56 \sqrt{\frac{h_0}{a}} \quad (17)$$

la valeur approchée étant exacte à 1,61% près pour $h_0/a \leq 0,5$.

6. Raideur en flexion pure dans le plan transverse

La rotation due à un moment uniforme M_{fT} dans le plan perpendiculaire à celui du dessin est donnée par

$$\beta(\ell) = \frac{12M_{fT}}{Eb^3} \int_{-\ell}^{\ell} \frac{dx}{h} = \frac{12M_{fT}}{Eb^3} I_2 \quad (18)$$

Il s'agit de la même intégrale qu'en extension, ce qui nous permet d'écrire directement

$$\beta(\ell)_{as} = \frac{12M_{fT}}{Eb^3} \pi \frac{\ell}{2a} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} \quad \text{et} \quad \beta(\ell) = \beta(\ell)_{as} \cdot \frac{1}{K_2} \quad (19)$$

7. Raideur en translation latérale pure dans le plan

On peut obtenir la translation d'une extrémité sans rotation parasite en appliquant une charge latérale Q au droit du col, ce qui se réalise par l'artifice représenté en figure 5. Le moment de flexion a alors pour expression $M_f = -Qx$. La déformée inclut un terme de flexion et un terme de cisaillement : $v = v_f + v_c$.

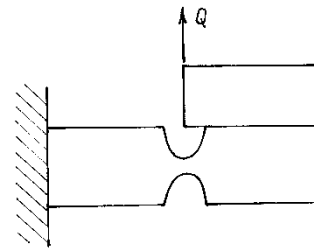


Figure 5 – Translation latérale pure

7.1 – Contribution de la flexion

7.1.1 – Expression exacte

On a

$$v_f(\ell) = \int_{-\ell}^{\ell} \alpha_f dx = - \int_{-\ell}^{\ell} x \frac{d\alpha_f}{dx} dx \quad \text{où} \quad \frac{d\alpha_f}{dx} = - \frac{12Qx}{Eb h^3}$$

Tous calculs faits (voir [7]), cela donne

$$v_f = \frac{Q}{Eb} I_3 \quad (20)$$

avec

$$I_3 = 3 \left(\frac{\ell}{2a} \right)^3 \left(\frac{2a}{h_0} \right)^{3/2} \left[\operatorname{arctg} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} + \frac{\sqrt{\frac{h_0}{2a}} \left(1 - \frac{h_0}{2a} \right)}{\left(1 + \frac{h_0}{2a} \right)^2} \right] \quad (21)$$

7.1.2 – Valeur asymptotique

Pour les très faibles valeurs de h_0/a , on obtient

$$v_f(\ell)_{as} = \frac{Q}{Eb} \cdot \frac{3\pi}{2} \left(\frac{\ell}{2a} \right)^3 \left(\frac{2a}{h_0} \right)^{3/2} \quad (22)$$

7.1.3 – Coefficient correcteur

Dans le cas général, nous écrivons encore

$$v_f(\ell) = v_f(\ell)_{as} \cdot \frac{1}{K_3} \quad \text{avec } K_3 \approx 1 + 0,455 \left(\frac{h_0}{a} \right)^{1,44} \quad (23)$$

l'expression approchée de K_3 étant correcte à moins de 0,25% pour $h_0 / a \leq 0,5$.

7.2 – Contribution du cisaillement

Elle s'évalue par

$$v_c(\ell) = \int_{-\ell}^{\ell} \frac{Q}{5 \frac{Gbh}{6}} dx = \frac{6Q}{5Gb} \int_{-\ell}^{\ell} \frac{dx}{h} = \frac{6Q}{5Gb} I_2 \quad (24)$$

On retrouve encore la même intégrale qu'en extension, ce qui permet d'écrire directement

$$v_c(\ell) = \frac{6Q}{5Gb} \pi \frac{\ell}{a} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} \frac{1}{K_2} \quad (25)$$

Cette contribution est en général négligeable devant celle de flexion.

8. Raideur en translation latérale pure hors plan

Il s'agit de la même sollicitation que ci-dessus, mais dans la direction transversale au plan du dessin. La charge appliquée sera ici notée R et le déplacement w se décomposera encore en un terme de flexion w_f et un terme de cisaillement w_c . Les calculs se font comme ci-dessus.

8.1 – Contribution de la flexion

8.1.1 – Expression exacte

Le calcul donne [7]

$$w_f(\ell) = \frac{12R\ell^3}{Eb^3a} \left(1 - \sqrt{\frac{h_0}{2a}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} \right) \quad (26)$$

8.1.2 – Valeur asymptotique

Pour les très faibles valeurs de h_0 / a , on obtient

$$w_f(\ell)_{as} = 12 \frac{R\ell^2}{Eb^3} \frac{\ell}{a} \quad (27)$$

8.1.3 – Coefficient correcteur

Dans le cas général on peut écrire

$$w_f(\ell) = w_f(\ell)_{as} \frac{1}{K_4} \quad (28)$$

avec

$$K_4 = \frac{1}{1 - \sqrt{\frac{h_0}{2a}} \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{2a}{h_0}}} \quad (29)$$

Ce coefficient peut être approché par l'expression suivante

$$\frac{1}{K_4} \approx 1 - 1,111 \sqrt{\frac{h_0}{a}} + 0,470 \frac{h_0}{a} \quad (30)$$

à vrai dire pas tellement plus simple et conduisant à une erreur inférieure à 0,7% pour $h_0 / a \leq 0,5$.

8.2 – Contribution du cisaillement

Le déplacement dû à la déformation de cisaillement vaut

$$w_c(\ell) = \frac{6R}{5Gb} \int_{-\ell}^{\ell} \frac{dx}{h} = \frac{6R}{5Gb} I_2 \quad (31)$$

où l'on retrouve l'intégrale I_2 que nous avons rencontrée en extension. On a donc immédiatement

$$w_c(\ell) = \frac{6R}{5Gb} \pi \frac{\ell}{2a} \sqrt{\frac{2a}{h_0}} \frac{1}{K_2} \quad (32)$$

Il faut noter que cette contribution n'est en général pas négligeable devant celle de flexion.

9. Conclusions

Les résultats qui précèdent permettent de traiter toute sollicitation du col. Il faut en effet remarquer que tout champ de flexion peut être décomposé en une flexion simple (moment constant) et une translation pure (moment linéairement variable).

Notre approche fournit les solutions exactes, en général compliquées et les solutions asymptotiques, qui peuvent être considérées comme de premières approximations. L'idée de relier, comme nous l'avons fait, les solutions exactes aux solutions asymptotiques par un coefficient correcteur et de donner de ce dernier une approximation simple est la principale originalité de la présente communication. Cette approche permet d'obtenir une évaluation rapide des raideurs, ce qui est particulièrement commode au niveau de la conception où il faut nécessairement procéder par essais et corrections.

Références

- [1] J.F. Debongnie – « Comportement des articulations flexibles à col elliptique » -VII^{èmes} journées d'études techniques 2012, Marrakech, mai 2012. <http://hdl.handle.net/2268/121676>
- [2] N. Lebontiu – *Compliant mechanisms – design of flexure hinges*, CRC press, Boca raton Florida, 2002.
- [3] P. Merken – “La fonction guidage en micromécanique” - Thèse de D.E.A., Université de Liège, 2006. <http://hdl.handle.net/2268/33713>
- [4] P. Merken et J.F. Debongnie – « Le col circulaire comme articulation flexible » - 6^{ème} congrès national de mécanique théorique et appliquée, Gent, mai 2003. <http://hdl.handle.net/2268/16101>
- [5] J.M. Paros et L. Weisbord – « How to design flexure hinges » - *Machine Design* **25** (1965), p. 151-156.
- [6] S. Henein – *Conception des guidages flexibles* – Presses polytechniques et universitaires romandes, collection META, Lausanne, 2001.
- [7] J.F. Debongnie – « Pseudo-articulations à col parabolique » - Rapport LMF/D52, Université de Liège, 2012. <http://hdl.handle.net/2268/126088>

OPTIMISATION DE LA CONCEPTION D'UNE TRANSMISSION CONTINÛMENT VARIABLE À DÉRIVATION DE PUISSANCE INTÉGRÉE DANS UN VÉHICULE

A. AÏT TALEB*, A. CHAËBA, M. SALLAOU

Équipe M2I, Département de génie mécanique & structures
ENSAM-BP 4024, Marjane II, Meknès Maroc.

*auteur correspondant : mjidait@yahoo.fr

Résumé : Afin d'adapter le régime de leurs moteurs (source du mouvement) avec la situation du terrain à parcourir, les véhicules routiers sont équipés de boîtes de vitesse dans leurs chaînes de traction. L'inconvénient principal de ces boîtes à rapports discrets réside dans le changement discontinu d'un rapport à l'autre conduisant à une perte au niveau du rendement du moteur. Cependant, afin d'améliorer la qualité de l'air, les émissions de polluants rejetées par les échappements de ces véhicules sont limitées par la réglementation. Dans cet objectif et pour plus de confort de conduite, les transmissions continuellement variable à dérivation de puissance s'imposent et tendent à devenir une alternative vis-à-vis aux boîtes de vitesse classiques.

Le présent travail a pour objectif principal d'établir une démarche de conception d'une transmission continûment variable en partant d'un cahier des charges donné et en tenant compte du cycle de conduite. Cette démarche doit passer par une formulation des critères d'optimisation tels que le rendement, l'encombrement et/ou le coût relatifs à la transmission à concevoir ; en déterminant les variables de conception, elle aboutira finalement au choix des composants de cette transmission.

Mots clés : *Chaîne de traction, Conception, Cycle de conduite, Transmission mécanique, Train épicycloïdal, Variateur de vitesse.*

Introduction

La prise de conscience collective des dérèglements climatiques a conduit les pouvoirs publics à mener une politique de réduction des émissions de gaz à effet de serre. Principal responsable de ces modifications, le secteur des transports a été la cible de différentes démarches incitatives et légales visant à réduire les émissions de dioxyde de carbone des véhicules. Il est le responsable de 70% de la consommation de carburant aux USA produisant ainsi 28% des émissions à effet de serre, les véhicules légers et utilitaires comptent majoritaires [L. Cheah, 2011], [L.Serveau, 2006]. C'est dans ce contexte que les constructeurs automobiles se sont engagés à réduire les émissions de CO₂ de leur gamme de véhicules, ce qui devrait se traduire par une faible consommation de carburant [G. ALIX, 2008]. Parallèlement à cet engagement, les émissions de polluants locaux tendent à être réduites par la mise en place de normes de plus en plus strictes (Euro 4, Euro 5 puis Euro 6). Aux USA, le nouveau programme d'économie de carburant implémenté en 2010

impose aux constructeurs automobiles et véhicules légers (Pickup, minibus,...etc) une augmentation d'économie de consommation de 18% d'ici 2016, en passant de 28,8 miles par gallon à 34,1 mpg [L. Cheah, 2011].

Les progrès technologiques représentent un moyen privilégié pour faire face à cet ensemble de contraintes environnementales. Plusieurs solutions techniques existent, les plus prometteuses restant l'amélioration du moteur thermique et/ou de la transmission. Schématiquement, on perçoit donc deux méthodes visant à réduire les émissions de CO₂ :

Amélioration du rendement global du moteur thermique ;

Amélioration du rendement de la chaîne de traction.

Transmission continûment variable à dérivation de puissance

Une transmission continûment variable à dérivation de puissance (CVPST : Continuously Variable Power Split Transmission) est obtenue en combinant une unité à variation continue (CVT : Continuously Variable Transmission) à un train épicycloïdal (PGT : Planetary Gear Train) et un réducteur classique à rapport fixe (FR : Fixed Ratio). Elle opère dans un circuit de puissance mécanique à trois branches, où l'une de ces branches est connectée à l'entrée ou à la sortie de la transmission et les deux autres sont reliées par un variateur. Selon le mode de leurs connexions, ces transmissions sont classées en deux catégories, entrée-couplée (Input-Coupled, IC) et sortie-couplée (Output-Coupled, OC). En plus, le sens de flux de puissance permet de les classer en trois types : Type I, Type II et Type III [A. Ait taleb et al 2012]. D'où, on peut montrer l'existence et l'énumération d'un grand nombre de configurations possibles d'architectures de ces transmissions [A. Ait taleb et al, 2012].

Cycles de conduite

Plusieurs familles de cycles de conduite représentatifs des conditions normales d'utilisation et de fonctionnement des véhicules ont été développées et elles sont ensuite utilisées pour la mesure des émissions de polluants. Ces familles correspondent à différents stades d'évolution de la méthode d'analyse et à différentes bases de données à partir desquelles ils ont été construits [R. JOUMARD, 2009]. L'objectif de ces cycles est clairement la description représentative des conditions d'utilisation des véhicules dans leur diversité : en particulier, on ne cherche pas à décrire l'ensemble des conditions en un seul cycle moyen, mais par un ensemble de cycles spécifiques (urbains, routiers et autoroutiers, etc.).

Cycles réglementaires européens et américains

3.3.1 Cycles européens ECE15 et EUDC

Le cycle ECE15 et son extension extra-urbaine EUDC se caractérisent par un profil en segments de droite limitant de ce fait la description des transitoires (Figure 1). L'ensemble appelé NEDC (New European Driving Cycle) est actuellement utilisé en Europe et dans certains pays (Pologne, Russie, Turquie, Arabie Saoudite, Chine, Hong Kong, Inde, Singapour, etc.).

États-Unis, ainsi que dans de nombreux pays d'Amérique latine, en Corée du sud, Taiwan, etc. pour contrôler les émissions des véhicules légers (figure 2). L'intérêt de ces cycles sera montré ultérieurement lors de la détermination des variables de conception en utilisant une approche d'optimisation.

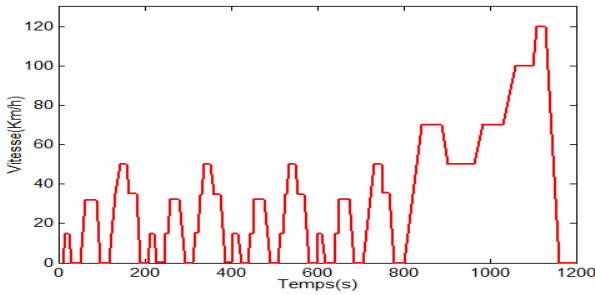


Fig. 1 : Cycle Européen NEDC urbain et extra-urbain (véhicules légers, sur banc à rouleaux)

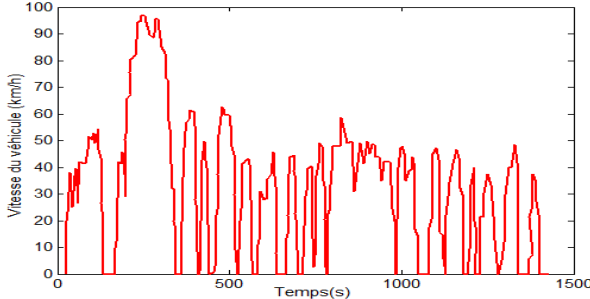


Fig. 2 : Cycles Américains FTP 75 (urbain) pour véhicules légers sur banc à rouleaux

Analyse du système de transmission CVPST

La configuration de base du système CVPST est présentée dans la référence [V. H. Mucino, 2001]. Les paramètres définissant la géométrie de la configuration sont les diamètres (ou rayons) des quatre roues dentées. Ces quatre paramètres plus les diamètres variables des poulies sont utilisés pour définir d'autres rapports. τ_{CVT} , τ_{FR} , τ_{PGT} et τ_{CVPST} .

4.1 Flux de puissance

Un facteur important d'analyse des flux de puissance appelé facteur de recirculation de puissance permet d'identifier pour chaque architecture le type de flux d'énergie [A.J.Fox, 2003]. Ce flux est défini par la nature du rapport de la puissance (P_{cir}) à travers le circuit de contrôle (ce circuit est réalisé par le variateur) et la puissance de sortie (P_s) [V. H. Mucino, 2001] :

$$\gamma = \frac{P_{cir}}{P_s} \quad (1)$$

Le coefficient de croisement c_0 définit le point pour lequel les puissances à travers la CVT et le PGT sont égales.

$$\tau_{CVTm} = c_0 \cdot (\tau_{CVTmax} - \tau_{CVTmin}) + \tau_{CVTmin} \quad (2)$$

Conception d'une CVPST

En se basant sur l'architecture de ladite transmission indiquée dans le paragraphe précédent, l'objet de ce paragraphe consiste à déterminer les variables de conception à savoir les rapports τ_{FR} et τ_{PGT} .

5.1 Démarche classique

Pour concevoir le système CVPST, les deux autres rapports τ_{FR} et τ_{PGT} devront être déterminés. Dans ce travail, on

admet que dans les applications automobiles, les transmissions entrée couplée avec un flux de type III sont généralement adoptées [V. H. Mucino, 2001]. Si les valeurs spécifiques du rapport de la transmission ($\tau_{CVPSTmin}$, $\tau_{CVPSTmax}$) sont imposés par le cahier des charges, il est possible de déterminer les rapports τ_{FR} et τ_{PGT} .

$$\left. \begin{aligned} \tau_{FR} &= \tau_{CVTmin} \cdot \left(\frac{1 + \tau_{PGT} - \tau_{CVPSTmin}}{\tau_{CVTmin}} \right) \\ \tau_{PGT} &= \frac{\tau_{CVPSTmin} - n_{CT}^{-1} \cdot \tau_{CVPSTmax}}{\tau_{CVPSTmin} \cdot (\tau_{CVPSTmax} - 1) + n_{CT}^{-1} \cdot \tau_{CVPSTmax} \cdot (1 - \tau_{CVPSTmin})} \end{aligned} \right\} n_{CT} = \frac{\tau_{CVTmax}}{\tau_{CVTmin}} \quad (3)$$

5.2 Démarche optimisée

La conception des CVPSTs, comme celui en cours d'étude peut s'améliorer grâce à des moyens plus efficaces d'évaluation des données et des paramètres de conception à l'égard de l'approche standard. Ici, une approche que nous qualifions d'« optimisée » est mise au point au moyen d'algorithmes d'optimisation qui permettent de déterminer les variables de conception en maximisant le rendement global de la transmission. Des cycles de conduite (fig. 1, 2) ont été considérés pour tenir compte des conditions de fonctionnement du véhicule.

5.2.1 Formulation du problème d'optimisation :

Une forme analytique pour le processus d'optimisation peut être obtenue en choisissant la fonction objectif à maximiser comme :

$$\phi(\tau_{PGT}, \tau_{FR}) = \int_I \eta^2(\tau_{PGT}, \tau_{FR}, \tau_{CVPST}) \cdot \rho(\tau_{CVPST}) d\tau_{CVPST} \quad (4)$$

$I = (\tau_{CVPSTmin}, \tau_{CVPSTmax})$, η est le rendement mécanique de la CVPST et ρ est la fonction densité de probabilité des vitesses durant un cycle de conduite sur lequel, toute la gamme du rapport de transmission est balayée (fig.3, 4).

5.2.2 Processus d'implémentation numérique d'optimisation :

Afin de résoudre numériquement le problème d'optimisation défini en (5.2.1), l'intégrale de l'équation (4) a été discrétisée comme :

$$\phi = \sum_{i=1}^N \eta_i^2(\tau_{PGT}, \tau_{FR}, \tau_{CVPST}) w_i \quad (5)$$

Où l'intervalle d'intégration I a été uniformément réparti en N sous intervalles d'amplitudes égales $\Delta_{\tau_{CVPST}}$ et w_i représentent les coefficients de pondération liés au cycle de conduite du véhicule (fig. 5), tel que : $\sum w_i = 1$.

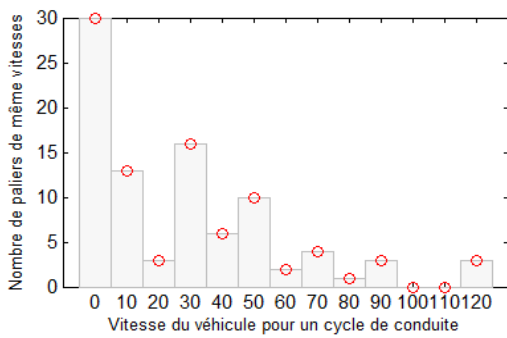


Fig. 3 : Densité de vitesse sur le cycle Européen NEDC

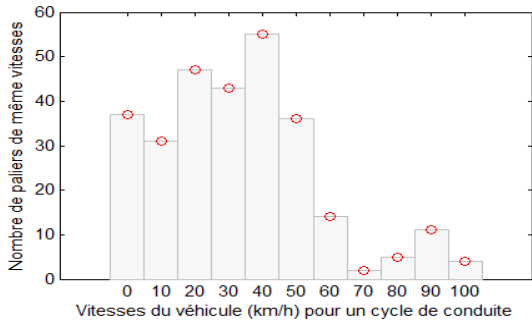


Fig. 4 : Densité de vitesse sur le cycle Américain FTP75

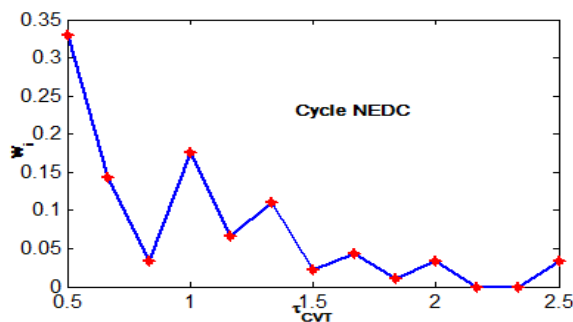


Fig.5 : Coefficients de pondération w_i

5.3 Exemple de conception

Un exemple montrera comment utiliser ces équations pour le choix des valeurs des deux rapports τ_{PGT} et τ_{FR} d'une transmission continuellement variable à dérivation de puissance (CVPST), étant donné que le rapport de transmission global recherché de la CVPST est considéré qu'il soit variable en continue de 1 à 2.5 et que la CVT standard ait une marge de rapports allant de 0.5 à 2.5.

a. Démarche classique

En utilisant les équations (4), nous obtenons : $\tau_{PGT} = 0.33$ et $\tau_{FR} = 0.5$; donc $\tau_{CVTm} = 1.5$. Le coefficient correspondant de croisement est : $c_0 = 0.5$.

b. Démarche optimisée

Pour simplifier le calcul, nous avons optimisé le rendement global de la transmission, mais, avec les rendements η_{CVT} , η_{FR} constants. Un premier test d'optimisation, nous a donné des valeurs non définitives suivantes : $\tau_{PGT} = 0.6667$, $\tau_{FR} = 0.2$, donc $\tau_{CVTm} = 0.3$. Après, nous avons tracé le rendement global de la transmission en fonction des

variables de conceptions τ_{PGT} et τ_{FR} et des rapports τ_{CVT} , τ_{CVPST} dans les deux cas optimisé et non optimisé.

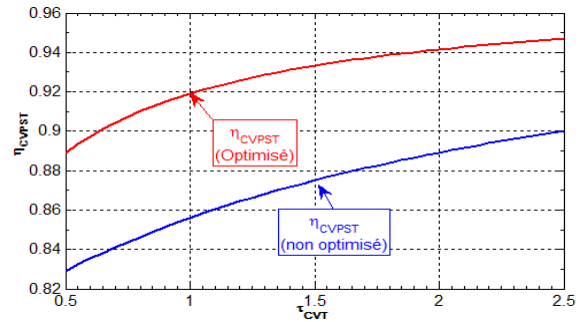


Fig. 6 : Rendement de la transmission dans les cas optimisé et non optimisé

6. Conclusion

Cet article fournit une comparaison entre une démarche de conception standard où le rendement de la transmission a été considéré égal à l'unité et une autre démarche optimisée qui prend en compte le cycle de conduite du véhicule et dont les rendements de la CVT et FR sont considérés constants, mais différents de l'unité. La comparaison des rendements de la transmission en fonctions des variables de conception déterminées par les deux démarches montre que le rendement optimal a gagné 6% de plus par rapport au rendement standard. Par conséquent, la consommation de carburant a diminué. En plus, la raison de base du PGT montre que son encombrement est amélioré.

7. Bibliographie

- L. Cheah, J. H. (2011). Meeting U.S. passenger vehicle fuel economy standards in 2016 and beyond. Energy Policy 39, 454-466.
- L.Serveau. (Février 2006). Inventaire des émissions de polluants atmosphériques en France.
- G. ALIX. (2008). Comparaison de concepts de moteur diesel en vue de leur hybridation Bilan des émissions de CO2 suivant l'usage en véhicule. LYON: Thèse de Doctorat, L'ECOLE CENTRALE DE LYON.
- A.Ait taleb, A. C. (2012). Identification et Analyse des Architectures des Transmissions Continuum Variables à Dérivation de Puissance. Revue de Mécanique Appliquée et Théorique, Vol Spécial (en cours de presse).
- R. JOUMARD, M. A. (1999). Influence du cycle de conduite sur les émissions unitaires de polluants des voitures particulières. LTE : Laboratoire Transports et Environnement, INRETS, case 24, 69675 Bron cedex, France.
- V. H. Mucino, Z. L. (2001). Design of continuously variable power split transmission systems for automotive applications. Mech Engrs Vol 215 Part D, 469-478.
- A. J.Fox. (2003). Design and Analysis of a modified Power Split Continuously Variable Transmission. University, Morgantown, West Virginia: Master Thesis, submitted to the College of Engineering at West Virginia.

QUANTIFICATION DE LA RÉSISTANCE À L'USURE ABRASIVE DES PASTILLES EN DIAMANT

REGAD YOUSSEF¹, ELKIHIL BACHIR¹, DELAUNOIS FABIENNE², BENBOUAZZA ABDELKADER¹, FABRICE DAGRAIN³

¹EGIMPM, Equipe Génie Industriel Maintenance et Production Mécanique, Université Mohamed 1^{ère} Ecole Nationale des Sciences Appliquées d'Oujda, BP 669, 60000 OUJDA, Maroc.

youssefregad@gmail.com

²UMONS, Faculté Polytechnique, Laboratoire Métallurgie, Université de Mons, Service de Métallurgie, Rue de l'Épargne, 56 7000 Mons, Belgique.

Fabienne.DELAUNOIS@umons.ac.be

³UMONS, Faculté Polytechnique, Service de Génie Civil et Mécanique des Structures, Rue du Joncquois 53, 7000 Mons, Belgique.

fabrice.dagrain@umons.ac.be

Résumé : L'optimisation des conditions opératoires par outil de coupe doit contribuer largement au développement et à la productivité des techniques avancées de l'usinage, du creusement de mines à ciel ouvert ou souterraines, des tunnels, des forages à grandes profondeurs, etc. Car leur mise en œuvre nécessite une maîtrise suffisante du déroulement du processus et en particulier de l'évolution de l'usure des outils. De plus, les progrès techniques, ont développé l'emploi de matériaux très durs ou réfractaires d'usinabilité difficile, le découpage ou la destruction de roches de plus en plus résistantes, nécessitant des matériaux à outils très résistants. Malheureusement, des taux d'usure inattendus au niveau des outils et de faibles taux d'avance ou de production peuvent aussi en être la conséquence.

Abstract: The optimization of operating conditions by cutting tool must contribute significantly to the development and productivity of advanced machining, digging open pits and underground tunnels, drilling depths, etc.. Because their implementation requires sufficient knowledge of how the process and in particular the evolution of tool wear. In addition, technological advances have developed the use of hard materials and refractory difficult mach-inability, cutting or destruction of rocks more resistant, requiring highly resistant materials tools. Unfortunately, unexpected wear rates at low levels and tools to advance or production may also be the consequence.

Mots clés : Grinding ratio, Usure, Energie Spécifique, Outil de coupe, Résistance de l'outil, Usure abrasive, Usure par impact, Usure sévère.

Introduction

Dans la plupart des travaux de génie civil ou de génie minier, la surface terrestre a besoin d'être modifiée, travaillée ou enlevée, et ce, afin d'en connaître le contenu (nature des terrains), ou d'en extraire des substances utiles solides (minerais, roche ornementale), liquides (eau,

pétrole) ou gazeuses (gaz naturel). Ces activités impliquent par exemple, le creusement de mines à ciel ouvert ou souterraines, de tunnels, des forages à grandes profondeurs, etc. de nos jours, la main d'œuvre est remplacée par des techniques de creusement qui ont toutes leurs avantages spécifiques et leurs applications. Cependant l'usure des outils reste le problème commun à toutes ces techniques. Le développement de machines de plus en plus puissantes et perfectionnées permet le découpage ou la destruction de roches de plus en plus résistantes. Malheureusement, des taux d'usure inattendus au niveau des outils et de faibles taux d'avance ou de production peuvent aussi en être la conséquence.

Dans l'industrie, les principales pertes d'énergie sont essentiellement dues aux phénomènes de frottement et d'usure. Dans le domaine des mines et des carrières, l'usure abrasive revêt une importance considérable. La maîtrise de ce problème, le développement de nouvelles connaissances en matière à détruire de manière à réduire les coûts d'entretien, les coûts en matériel et personnel, les coûts d'immobilisation,

Dégradation des surfaces et usure

Les mécanismes de dégradation des surfaces rencontrés sont nombreux et variés comme on peut le constater dans le tableau 1 et la figure 1. L'usure correspondant à l'ensemble des phénomènes conduisant à des pertes de masse ou à des évolutions géométriques significatives du contact pouvant s'accompagner d'effets secondaires liés au jeu dans le mécanisme en mouvement, à la perte de cote, à l'émission de débris, à l'endommagement de surfaces [1].

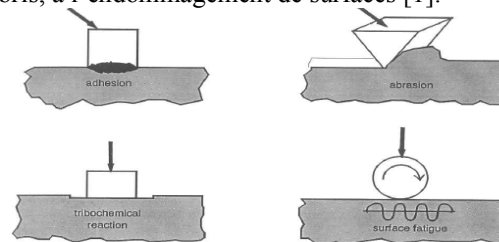


Fig.1 : Quatre essentiels mécanismes d'usure (d'après Zum Gahr 1987)

Forme d'usure	Manifestation	Constances d'apparition
Usure par adhésion	Des particules sont transférées d'un corps sur l'autre ; si les matériaux sont de natures différentes, le transfert s'effectue préférentiellement du corps le plus tendre, ou le moins tenace, sur le corps le plus dur.	Frottement donnant lieu à des liaisons (jusqu'à la soudure) dont la résistance mécanique est supérieure à celle de l'un au moins des matériaux.
Usure par surcontraintes : déformations plastiques, fractures, égrègements.	Modifications géométriques et dimensionnelles (en général sans perte de poids) Fissurations, décohésion-écaillage superficiel, émission de particules.	Pressions moyennes élevées, ou surpressions locales, entraînant dépassement de la limite d'élasticité, Contraintes anormalement élevées par rapport aux caractéristiques mécaniques des

		matériaux.
Usure par fatigue des surfaces	Piqûres, cavités, pouvant intéresser des profondeurs de plusieurs dixièmes de millimètres.	Contacts soumis à des chargements cycliques avec des sollicitations de roulement, de chocs, ou de glissement en régime lubrifié.
Usure par abrasion-érosion	Pertes de poids et/ou de cote Rayures, sillons cavités... dus à des effets de coupe ou de déformation.	Abrasion à deux corps : les rugosités, défauts de surface, labourent ou abrasent l'antagoniste ; Abrasion à trois corps : des particules dures et pulvérulentes sont présentes à l'interface ; ces particules sont libres de se mouvoir entre les surfaces ou sont enchâssées dans l'une d'entre elles.
Usure par fretting corrosion	Coloration des surfaces Usure par abrasion avec perte de cote.	Ensembles mécaniques soumis à vibrations ; Pièces soumises à des mouvements relatifs alternés de faible amplitude.

Tab.1: différentes formes d'usure [1].

En réalité ces mécanismes, dits d'usure, sont des mécanismes de transformations tribologiques de surface avec ou sans détachement de particules ; et l'usure, au sens de la mécanique, se traduit par l'émission de débris hors du contact dans le respect de la conservation des débits.

Evaluation de l'usure

De nombreux auteurs [2-3] ont proposé des modèles pour décrire et évaluer l'usure. Les relations empiriques proposées se présentent sous la forme (loi d'Archard) :

$$V = K \frac{FL}{H} \tag{1}$$

- V : le volume de matière enlevée ;
- K : le coefficient d'usure ;
- L : la distance de glissement ;
- F : la charge normale appliquée ;
- H : la dureté du matériau.

Cependant, on observe quelques écarts par rapport à la relation empirique précédente (1), car le volume V n'est en général pas une fonction linéaire de la distance de glissement [4]. D'autre part, dans un couple frottant, la substitution d'un matériau de dureté H par un matériau ayant la même dureté ne conduit pas forcément à un volume d'usure identique. De plus, pour les matériaux fragiles, l'usure est contrôlée essentiellement par les mécanismes de rupture puisque l'enlèvement de matière se produit par l'intersection des fissures latérales ou par leur propagation jusqu'à la surface. Evans et al. [5], Moore et al. [6] ou encore Zum Gahr [7] ont établi des expressions pour déterminer le volume d'usure par rayage des matériaux fragiles sous la forme suivante :

$$V = \alpha \cdot K_c^n \cdot H^m \tag{2}$$

Où :

α dépend des conditions expérimentales et des caractéristiques mécaniques des matériaux,

$$-2 < n < -3/4 \text{ et } -1/2 < m < 1/2.$$

Ces relations ne font intervenir que certaines conditions de sollicitation (charge normale F, longueur glissée L ; autrement dit le produit vitesse par temps de frottement) ou encore que certaines propriétés volumiques des premiers corps (dureté H, ténacité K_c) loin de représenter l'ensemble de paramètres prépondérants agissant dans un contact. Ces modèles ont cependant l'avantage d'introduire des grandeurs facilement identifiables et mesurables alors que l'approche par les débits de troisième corps est beaucoup plus délicate à évaluer quantitativement.

Rôle des particules sur la résistance à l'abrasion

Zum-Gahr [7] précise en s'appuyant sur la figure 2, que dans le cas de composites, les caractéristiques intrinsèques des particules peuvent jouer un rôle essentiel sur la résistance à l'abrasion. Il montre également dans le cas de particules non isotropes que leur orientation et leur taille sont des paramètres non négligeables.

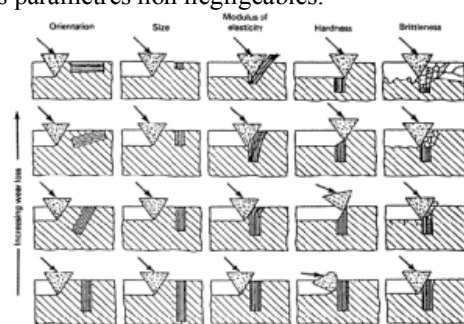


Fig.2 : Effet de l'orientation, de la taille, du module élastique, de la dureté et de la fragilité sur la résistance à l'abrasion [7].

Ainsi une particule de dureté supérieure à celle de la matrice permet d'accroître la résistance à l'abrasion du composite, alors qu'une particule incorporée parallèlement à la surface sera plus facilement éliminée que la même particule incorporée perpendiculairement à la surface.

Le coefficient de frottement et la perte de masse sont des caractéristiques essentielles pour caractériser le comportement tribologique des matériaux. Dans la littérature, les résultats rapportés ont été obtenus grâce à des dispositifs souvent différents et dans des conditions expérimentales diverses (pression, vitesse...) ainsi que des frotteurs de différentes natures.

Etat des connaissances en termes de dispositifs permettant la caractérisation de l'usure des outils

La caractérisation de la résistance à l'usure des outils se base actuellement sur deux critères : la résistance de l'outil à l'usure abrasive et la résistance de l'outil à l'usure par impact. Ces deux résistances se déterminent chez les fabricants de pastilles à l'aide de différents types de dispositifs expérimentaux ou de machines-outils.

La première méthode est généralement mise en œuvre sur des tours instrumentés pour la réalisation de tests d'abrasion (tours horizontaux, figure 4) ou des tests d'usure sévère (tours verticaux). Ces tests sont effectués, par exemple, à l'école des Mines de Paris, chez Dennis Tool Company, chez Diamond Innovations. Notons qu'on arrive aussi de rencontrer des tests d'usure sur machines-outils de meulage [8], ou sur étiau limeur [9], figure 3.

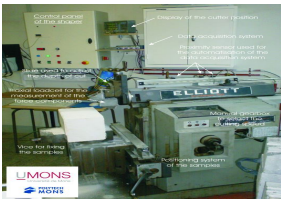


Fig.3 : Etai limageur, (GCMS UMONs). **Fig.4 :** Banc d'essai pour effectuer les tests par abrasion.

Méthode de test d'usure par abrasion

Pour effectuer une étude sur l'usure des outils, en suivant la première méthode, c'est-à-dire, le test d'usure sévère et le test par abrasion, en utilisant les instruments adéquats disponibles dans ce service (GCMS-UMONS). Le plan expérimental suivi a été le suivant :

Utilisation du Tour conventionnel équipé de trois capteurs :
 Capteur de fin de course,
 Capteur des forces (Fx, Fy, Fz) et le troisième capteur étant le débitmètre pour le suivi de la lubrification de l'outil, figure 4):

Le but de ce travail est de réaliser différents tests d'usure sur trois échantillons (3 types des pastilles en diamant : H20, CT30 et H6P), en utilisant un seul type de pierre. Après chaque 1 km parcouru, on change un des paramètres de la machine. Les paramètres sont :

- la vitesse périphérique,
- la vitesse d'avance,
- la vitesse de rotation.

Après chaque 100 m, on pèse la pastille et on enregistre la variation des trois forces sur la nuance en test.

Evaluation de la dureté des 3 pastilles au moyen d'un duromètre Equotipe Leeb,

Utilisation du Picnomètre AccuPyc - II 1340, pour mesurer la densité (ou la masse volumique) de chaque échantillon de pastille.

Remarque : Les points importants à prendre en compte sont les suivants :

- Le type des pastilles à tester : les dents de PDC Imprégnés ;
- Les matériaux abrasifs utilisés : Granite Clair Saint Solvay, Grès de Fontainebleau ;
- La lubrification : eau ;
- Le but principal de cette étude est d'interpréter le Grinding ratio et l'énergie spécifique.

Résultats

Notre objectif a été de réaliser des tests d'usure sur les trois pastilles en suivant l'influence de :

- la structure de la pastille (masse volumique et dureté) ;
- d'une variation des paramètres de la machine sur la même pastille, à savoir la nuance H20 (paramètres suivis : vitesse périphérique, vitesse de rotation et vitesse d'avance).

Résultats obtenus pour le premier test sur les trois pastilles (Tab.2) :

		Paramètres			Masse perdue (g)
		V _a (mm/s)	V _r (tr/s)	Masse Initiale (g)	
Pastille1 H20	Arête 1	0,032	83,4	13,5749	0,0378
	Arête 2	0,032	>		0
	Arête 3	>	83,4		0
Pastille2 CT30	Arête 1	0,032	83,4	13,4159	0,0984
	Arête 2	0,032			0
	Arête 3		83,4		0
Pastille3 H6P	Arête 1	0,032	83,4	13,4629	0,0883
	Arête 2	0,032			0
	Arête 3		83,4		0

Tab.2 : Suivi de la masse perdue en (g) des trois pastilles et la comparaison de la pente entre les trois pastilles

On peut déduire que la pastille H20 est la plus résistante parmi les trois nuances puisqu'elle ne perd que 0.0378 g. Pour cette raison, cette nuance de pastille sera utilisée dans le test des paramètres de la machine.

Résultats obtenus pour le deuxième test sur H20 (Fig.5) :

La méthodologie appliquée a été la suivante : on parcourt une distance de passe de 1 km sur chaque arête de la pastille H20 pour laquelle on a fixé un des paramètres de la machine (vitesse périphérique, vitesse de parcours) comme il est montré dans la figure 5.

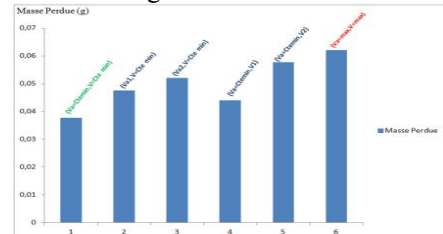


Fig.5 : Suivi de la masse perdue en (g) pour la nuance H20 et Variation de Va (vitesse d'avance) et V (vitesse périphérique) sur H20.

Conclusion

D'après ces résultats, on peut dire que la vitesse d'avance et la vitesse périphérique jouent un rôle très important sur l'usure de l'outil. Ainsi on comprend rapidement à l'analyse de ces résultats qu'il est très difficile de comparer les résultats fournis par ces différentes méthodes expérimentales étant donné le nombre de paramètres variant entre chacune des méthodes. Il serait dès lors utile d'uniformiser les procédures de tests et d'analyse des résultats.

RÉFÉRENCES

- [1] M.CARTIER, P.KAPSA, Usure des contacts mécaniques, Techniques de l'Ingénieur, BM5065 à BM5061 (2001).
- [2] J.F.ARCHARD, Contact and rubbing of flat surfaces, Journal of Applied Physics, volume 24, Issue 8, (1953), pp.981-988.
- [3] M.CARTIE, Guide d'emploi des traitements de surface appliqués aux problèmes de frottement, Edition Tec&Doc2000
- [4] H.HOUMID BENNANI, Contribution à l'étude de l'adhérence et des caractéristiques mécaniques et tribologiques de quelques couches minces dures, U.F.R. des Sciences et Technologies de l'université de Franche Comté, (1998).
- [5] A.G.EVANS, M.C.LU, S.SHMAUDER, M.RUHLE, Some aspects of mechanical strength of ceramic/metal bonded system, Acta Metallurgica, volume 34, Issue 8, (1976), pp.1643-1655.
- [6] R.A.MOORE, F.S.KING, Abrasive wear of brittle solids, Wear, volume 60, (1980), pp.123-140.
- [7] K.H.ZUM GAHR, Microstructure and wear of materials, Tribology series 10, Elsevier (1987).
- [8] X.S Li, J.N Boland. The wear characteristics of superhard composite materials in abrasive cutting operations. Wear 259 (2005) 1128-1136.
- [9] Van quickelberghe f.dagrain F., Tshibangu J.P., Richard T. A new procedure to analyse the wear of cutting elements. Eurock 2006, Liège, May 9-12, 2006.

ANALYSE DES TOLÉRANCES GÉOMÉTRIQUES PAR LA MÉTHODE DES DOMAINES.

MOUHSSINE CHAHBOUNI, SAID BOUTAHARI, DRISS AMEGOUZ

Laboratoire de Productique, Energétique et Développement Durable (LPEDD)
Ecole Supérieure de Technologie de Fès, Route d'Immouzer
BP 2427, 30000, Fès, Maroc
said.boutahari@usmba.ac.ma
mouhssine.chahbouni@usmba.ac.ma
driss.amegouz@usmba.ac.ma

Résumé

L'analyse des tolérances est une étape importante dans la conception d'un mécanisme. Elle consiste au calcul des tolérances cumulées. L'analyse des tolérances doit être intégrée dans la conception d'un assemblage, pour s'assurer du respect des conditions fonctionnelles et éviter des coûts de fabrication excessifs.

Nous proposons, dans cette communication, une méthode d'analyse des tolérances de position se basant sur le modèle des domaines. Un modèle de calcul des tolérances cumulées est développé.

Ce modèle est validé sur un exemple de mécanisme réel.

Abstract

The tolerance analysis is an important step in the design of a mechanism. It involves the calculation of cumulative tolerances. The tolerance analysis must be integrated into the design of an assembly, to ensure compliance with the functional requirements and avoid excessive manufacturing costs.

We propose in this paper a method for analyzing positional tolerances based on the domain model. A model for calculating accumulated tolerances is developed.

This model is validated on a real example of a mechanism.

Mots-clés : analyse des tolérances, assemblabilité, méthode des domaines

INTRODUCTION

L'analyse des tolérances est un processus d'estimation de la propagation des tolérances de fabrication dans un mécanisme. Du fait des variations dimensionnelles et géométriques inhérentes à la fabrication, une analyse préalable des tolérances s'avère indispensable pour estimer l'accumulation des tolérances et éviter ainsi les défaillances dues à la propagation des tolérances et la non faisabilité des assemblages.

On traitera dans cette communication, une méthode d'analyse des tolérances géométriques se basant sur la méthode des domaines.

MÉTHODES DE MODÉLISATION DE LA GÉOMÉTRIE RÉELLE

Plusieurs modèles mathématiques sont développés pour modéliser la géométrie réelle et les zones de tolérances. Requicha [1] a développé un modèle variationnel dans lequel une pièce est représentée par une famille de solides fonctionnels. Ces solides sont construits par décalage des surfaces nominales de la pièce étudiée. Le modèle vectoriel initié par Wirtz [2] est basé sur le principe de l'élément de substitution. Un élément de substitution est une caractéristique géométrique idéale, obtenu à partir de points mesurés sur la surface réelle d'une pièce et dont les caractéristiques sont sa position, son orientation, sa dimension et sa forme. le tolérancement cinématique fut développé pour effectuer le transfert de cotes et l'analyse de variations géométriques dans le domaine des procédés d'usinage. Ce modèle de tolérancement original proposé par C. Fortin et L. Rivest se base sur l'analogie entre le tolérancement et la robotique et plus précisément entre la zone de tolérance et l'espace de travail d'un robot manipulateur [3].

MÉTHODE DES DOMAINES

La méthode des domaines permet l'analyse de tolérances géométriques des systèmes mécaniques. Les tolérances dimensionnelles et géométriques des pièces étant fixées, la méthode permet de définir les relations entre tolérances fonctionnelles et tolérances spécifiques à chaque surface de liaison ou fonctionnelle. Cette méthode a été développée et appliquée à des mécanismes avec liaisons en série et en parallèle dans [4].

Cette approche se basant sur les torseurs de petits déplacement permet de spécifier les domaines jeux et les domaines écarts.

Domaines écarts

Une surface quelconque présente 6 composantes d'écarts: 3 translations et 3 rotations. Ces écarts étant de faibles amplitudes par rapport aux positions relatives des surfaces, il est possible de les caractériser par un torseur de petits déplacements où $\overline{\delta\theta}$ est le vecteur rotation et $\overline{\delta(M)}$ est le vecteur translation.

$$\begin{Bmatrix} \overline{\delta\theta} \\ \overline{\delta(M)} \end{Bmatrix}_M = \begin{pmatrix} r_x & t_x \\ r_y & t_y \\ r_z & t_z \end{pmatrix} \quad (1)$$

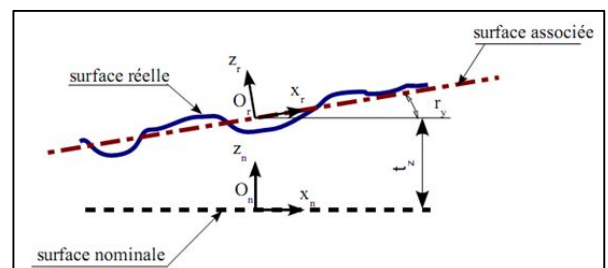


Fig.1 : Ecart d'une surface plane

Domaines jeux

Soit une liaison entre deux pièces. Cette liaison est réalisée par l'intermédiaire de deux Surfaces en contact. Le torseur jeu d'une liaison exprime les degrés de liberté possibles entre les deux pièces grâce au jeu de la liaison. La forme du torseur jeu dépend de la nature des surfaces en contact.

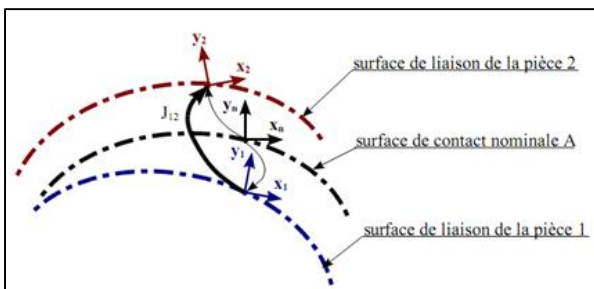


Fig.2 : Jeu entre deux pièces

Le torseur jeu de cette liaison est noté J_{1A2} :

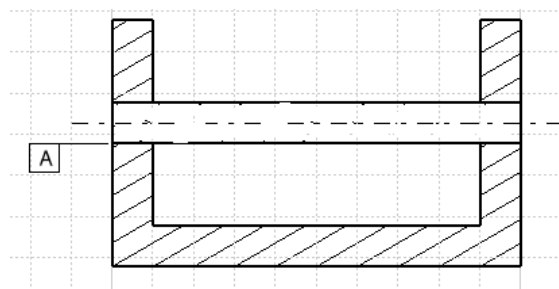
$$J_{1A2} = \begin{Bmatrix} r_x & t_x \\ r_y & t_y \\ r_z & t_z \end{Bmatrix} \quad (2)$$

APPLICATION DE LA MÉTHODE DES DOMAINES A UN MÉCANISME

L'objectif de cet exemple est d'appliquer une méthode d'analyse des tolérances géométriques se basant sur la méthode des domaines jeux et écarts à un mécanisme rencontré plus fréquemment en pratique (montage d'un arbre dans un palier).

Présentation du mécanisme

Pièce 1



Pièce 0

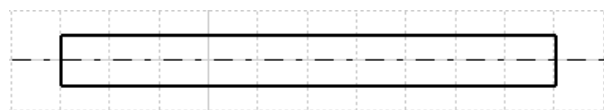


Fig.3 : Dessins de définition des deux pièces du mécanisme

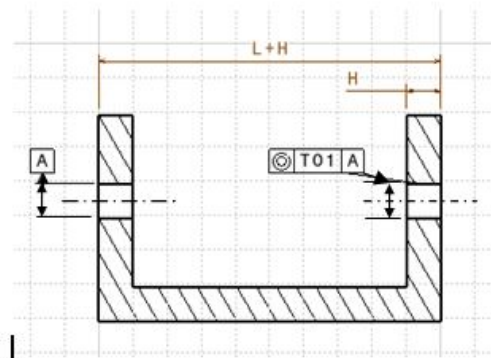


Fig.4 : Spécification géométrique de coaxialité.

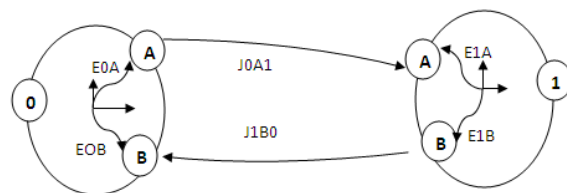


Fig.5 : Graphe de liaison du mécanisme

Etude des Domaines écarts

La pièce (1) ne possède aucune tolérance géométrique, donc les domaines écarts de cette pièce sont nuls : $E_{1A} = E_{1B} = 0$

La pièce (0) comporte deux surfaces qui interviennent dans l'assemblage, la surface A et la surface B (se sont des surfaces cylindriques), la surface B possède une tolérance géométrique de coaxialité par rapport à la surface de référence A. Donc le domaine écart de la surface A est nul : $E_{0A} = 0$.

L'axe qui passe par les deux trous de la pièce (0) est le suivant :

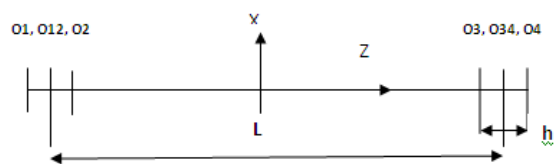


Fig6 : représentation du repère du mécanisme

La surface B est une surface cylindrique d'axe (OZ), le torseur écart de cette surface est de la forme suivante :

$$E_{0B} = \begin{Bmatrix} r_x & t_x \\ r_y & t_y \\ 0 & 0 \end{Bmatrix}_{(O34, x_B, y_B, z_B)} \quad (3)$$

Pour respecter la tolérance de coaxialité affectée à la surface cylindrique B, il faut que le déplacement des points O3 et O4 suivant les deux axes X et Y ne dépassent pas de l'intervalle de tolérance divisé sur 2 ($to1/2$).

Le domaine écart de cette surface au centre de la liaison pivot glissant est de la forme suivante :

$$(E0B) \text{ au point } O34 = \left\{ \begin{array}{l} -t_{01}/2 \leq t_x + \frac{h}{2}r_y \leq t_{01}/2 \\ -t_{01}/2 \leq t_x - \frac{h}{2}r_y \leq t_{01}/2 \end{array} \right\} \quad (4)$$

Pour analyser la condition fonctionnelle par la suite on doit exprimer tous les domaines jeux et écarts au centre de mécanisme, par conséquent le domaine écart E0B au centre du mécanisme O est le suivant :

$$\left\{ \begin{array}{l} -t_{01}/2 \leq t_x + \frac{L+h}{2}r_y \leq t_{01}/2 \\ -\frac{t_{01}}{2} \leq t_x + \frac{L-h}{2}r_y \leq t_{01}/2 \end{array} \right\} \quad (5)$$

Etude des domaines jeux

Il s'agit de deux liaisons pivot glissant d'axe Z.

Le domaine jeu au centre de la liaison (0-1) au niveau de B est :

$$\left\{ \begin{array}{l} -J01/2 \leq t_x + \frac{h}{2}r_y \leq J01/2 \\ -J01/2 \leq t_x - \frac{h}{2}r_y \leq J01/2 \end{array} \right\} \quad (6)$$

Le domaine jeu au niveau de la surface B au centre de mécanisme (point O) est :

$$J0B1 = \left\{ \begin{array}{l} -J01/2 \leq t_x + \frac{L+h}{2}r_y \leq J01/2 \\ -\frac{J01}{2} \leq t_x + \frac{L-h}{2}r_y \leq J01/2 \end{array} \right\} \quad (7)$$

Le domaine jeu de la liaison (0-1) au niveau de la surface A au centre du mécanisme (point O) est :

$$J1A0 = \left\{ \begin{array}{l} -\frac{J01}{2} \leq t_x - \frac{L+h}{2}r_y \leq J01/2 \\ -\frac{J01}{2} \leq t_x - \frac{L-h}{2}r_y \leq J01/2 \end{array} \right\} \quad (8)$$

Vérification de la condition d'assemblage

D'après le graphe de liaisons nous avons la condition de boucle suivante :

$$E0A + J0A1 - E1A + E1B + J1B0 - E0B = 0 \quad (9)$$

Puisque : $E0A = E1A = E1B = 0$

La condition fonctionnelle se réduit à :

$$J0A1 + J1B0 = E0B \quad (10)$$

D'une manière générale pour que le mécanisme soit assemblé il suffit que le domaine écart résultant soit à l'intérieur du domaine jeu résultant :

$$E0B \subset J0A1 + J1B0 \quad (11)$$

Si l'Assemblage est sans jeux, la condition d'assemblabilité est le respect de la condition fonctionnelle de coaxialité.

Si l'assemblage est avec jeux en considérant que les liaisons pivots glissants comportent un jeu entre l'arbre est

l'alésage. Dans ce cas le domaine écart $E0B$ doit être à l'intérieur du domaine du domaine jeu résultant de $J0A1$ et de $J1B0$.

Pour trouver le domaine jeu résultant on utilise la somme de Minkowski.

La représentation du domaine jeu et domaine écart Résultats est la suivante :

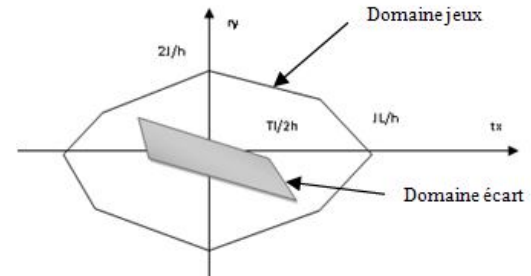


Fig 7. Représentation de domaine jeu et écart résultant

Soit la condition limite suivante :

$$tl/2h = J1/h$$

$$\text{Soit : } t = 2j \quad (12)$$

CONCLUSION

Dans ce travail, on a présenté un modèle simple d'analyse des tolérances des mécanismes basé sur la méthode des domaines.

Ce modèle peut être adapté à tous les défauts géométriques, en particulier les tolérances de position faisant l'objet de cette communication sans prise en compte des défauts de forme.

RÉFÉRENCES

- [1] Requicha A.A.G. Toward a Theory of Geometric Tolerancing. *The International Journal of Robotics Research*, pp 45-60, 1983.
- [2] Wirtz A. Vectorial tolerancing. *Proceeding of CIRP Seminar on CAD/CAM*, 1989.
- [3] Rivest L., Fortin C. et Desrochers A. Tolerance for 3D analysis : presenting a kinematic formulation. *3rd CIRP Seminar on Computer-Aided Tolerancing*, pages 51-74, 1993.
- [4] Petit J-P. Spécification géométriques des produits: méthode d'analyse de tolérances. Application en conception assistée par ordinateur, Thèse de Doctorat de Génie Mécanique, Université de Savoie, 2004

DEVELOPPEMENT ET OPTIMISATION D'UNE STRATEGIE DE MAINTENANCE DEPENDANTE DU PLAN DE PRODUCTION POUR UN SYSTEME A MULTI-PRODUIT

L. MIFDAL¹, Z. HAJEJ², S. DELLAGI³, N. REZG⁴

¹LGIPM, Université Paul Verlaine de Metz, 57045 France
lahcen.mifdal6@etu.univ.lorraine.fr

²LGIPM, Université Paul Verlaine de Metz, 57045 France
Hajej@univ-lorraine.fr

³ LGIPM, Université Paul Verlaine de Metz, 57045 France
Dellagi@univ-lorraine.fr

⁴LGIPM, Université Paul Verlaine de Metz, 57045 France
Nidhal.rezg@univ-lorraine.fr

Résumé : Dans ce travail nous nous intéressons à une problématique industrielle. Le problème étudié, consiste à élaborer une stratégie optimale de maintenance combinée à un plan optimal de production. Ceci pour un système à multi-produit dans l'optique de satisfaire plusieurs demandes aléatoires tout en tenant compte de la dégradation de la machine en fonction de la cadence de production. Premièrement, nous avons développé un modèle analytique qui permet de minimiser le coût total de stockage et de production. Deuxièmement, nous avons décrit un modèle qui a pour but de minimiser le coût total des actions de maintenance tout en tenant compte de l'influence du plan optimal de production obtenu sur la dégradation de la machine.

Abstract: This paper addresses the production and maintenance problem of multiple-product manufacturing system satisfying several random demands corresponding to every product. The goal of this study is to establish an optimal production planning and maintenance strategy, taking into account the influence of the production rate on the degradation rate. Analytical models are developed in order to minimize sequentially the production/holding costs and the total maintenance cost.

Mots clés : Plan de production, stratégie de maintenance, optimisation, taux de dégradation, système mécanique, multi-produit.

INTRODUCTION

Aujourd'hui, la compétition entre les entreprises se traduit par la révision des stratégies industrielles courantes dans le but d'améliorer les plans de production et de maintenance. En réalité, la non-satisfaction du client dans les délais est due souvent à une demande aléatoire ou à une défaillance soudaine de système de production. Par conséquent, il est nécessaire de développer des politiques de maintenance intégrées à la production, sous des contraintes liées au stockage, à la demande et au taux de défaillance. Grâce aux stratégies optimales de maintenance et de production, le

système industriel est capable de répondre à la demande aléatoire du client et de réduire simultanément les coûts de production et de maintenance. L'une des premières actions d'un processus de prise de décision hiérarchique d'une entreprise est le développement des plans optimaux (production, maintenance).

Il est question de trouver le meilleur plan de production et la meilleure stratégie de maintenance requise par l'entreprise pour satisfaire les clients. C'est une tâche complexe car il existe une variété d'incertitudes liées à ce processus de décision. Généralement, elles sont dues à des facteurs externes et internes. Les facteurs externes peuvent être associés à l'incapacité de définir précisément le comportement de la demande pendant les périodes de production. Les facteurs internes peuvent être associés à la disponibilité des ressources matérielles de la société. Dans ce contexte, [1] ont traité un problème stochastique de planification au niveau de la production sous des contraintes de l'inventaire.

Dans le même contexte de couplage production/maintenance, [2] et [3] ont présenté des modèles analytiques permettant d'avoir des stratégies de maintenance intégrée à la production une optimisation conjointe entre une politique de maintenance. Une optimisation conjointe entre une politique de maintenance préventive et la gestion d'un stock, dans le cas d'une ligne de production constituée de N machines a été présentée par [4]. [5] ont étudié l'optimisation stochastique de la gestion de production couplée à des activités de maintenances correctives et préventives.

Dans cet article nous nous intéressons à un système manufacturier à multi-produit ; ce problème a été traité par [1]. Ils avaient mis au point un modèle d'optimisation dynamique stochastique pour résoudre un problème de planification de la production pour un système à multi-produits, multi-périodes avec des contraintes sur les variables de décision et de planification sur un horizon fini. [6] ont développé un modèle de Markov d'un processus de décision qui détermine en même temps les calendriers d'entretien et de production pour un système produisant plusieurs produits.

Basé sur les travaux de [7] et [8] ce travail consiste donc à déterminer de nouvelles politiques de maintenance conjointes avec la gestion opérationnelle du système de production. La clef de cette étude est d'élaborer des modèles analytiques pour avoir un plan optimal de production et un plan optimal de maintenance tout en considérant, l'influence de la cadence de production sur la dégradation de l'équipement

DESCRIPTION DU PROBLEME

Dans cette étude on s'intéresse au problème d'optimisation du plan de production et de maintenance. Le système manufacturier considéré dans cette étude consiste en une machine M produisant plusieurs produits afin de satisfaire plusieurs demandes aléatoires. Le problème est présenté dans la figure.1. De point de vue fiabilité, nous présumons que la loi de dégradation de la machine M est de type Weibull dont le taux de défaillance est croissant avec le temps et selon l'usage. La machine M est soumise à une politique de maintenance préventive dans le but de réduire

l'occurrence de ses pannes. Le plus dans cette étude par rapport à ce qui existe dans la littérature est que le taux de défaillance de la machine dépend à la fois du temps et de la cadence de production.

Premièrement, nous établirons un plan de production économique satisfaisant une demande aléatoire. Deuxièmement, en utilisant le plan optimal de production obtenu, nous déterminerons le nombre optimal de périodes de maintenance préventive. L'utilisation du plan de production optimal dans la maintenance est justifiée par le fait de prendre en compte l'influence de la cadence de production sur l'évolution du taux de défaillance de la machine.

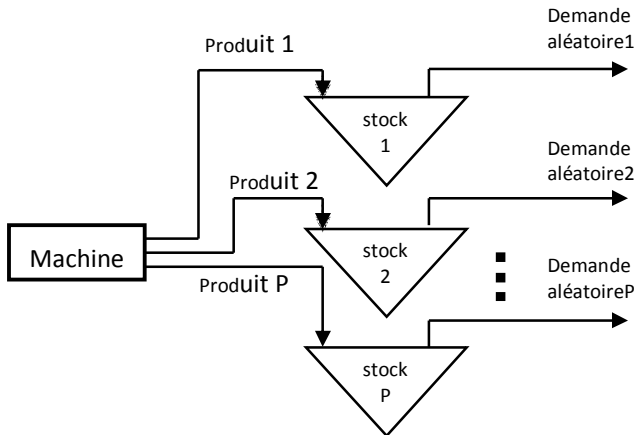


Fig.1: Problem description

NOTATIONS

- H L'horizon fini de production
- P Le nombre total de type de produit à produire
- m Le nombre de sous-périodes j dans la période k
- Δt Longueur de période de production
- $S_i(k)$ Le niveau de stock du produit i à la fin de la période k
- $u_{ij}(k)$ La cadence de production du produit i à la sous-période j dans la période k
- $y_{ij}(k)$ Une variable binaire qui égale à 1 si le setup du produit i est effectué à la sous-période j dans la période k , et 0 sinon
- U_{imax} La cadence de production maximale du produit i
- Cp_i Le coût unitaire de production du produit i
- Cs_i Le coût unitaire de stockage du produit i
- st_i Le coût de setup du produit i
- θ_i La probabilité du taux de service du produit i
- Mp Le coût d'une action de maintenance préventive
- Mc Le coût d'une action de maintenance corrective
- N Nombre d'action de maintenance préventive durant l'horizon H
- T Période d'intervention pour une action de maintenance préventive
- $\lambda_{jk}(t)$ La fonction du taux de défaillance à la sous-période j dans la période k
- $F(.)$ Le coût total moyen de production et de

stockage pendant l'horizon H

$\Gamma(.)$ Le coût total de la maintenance

$\phi(.)$ Le nombre moyen de panne

um Unité monétaire

up Unité produite

PRODUCTION POLICY

4.1 Le problème stochastique

Formellement, le problème stochastique de production est défini comme suit:

$$Min F(U)$$

$$U = (u_{ij}(k), i=1..P, j=1..m, k=1..H-1)$$

Avec:

$$F(U) = \sum_{k=1}^{H-1} \sum_{i=1}^P \sum_{j=1}^m y_{ij}(k) \times \left(st_i + Cp_i \times E \left\{ (u_{ij}(k))^2 \right\} \right) + \sum_{k=1}^H \sum_{i=1}^P Cs_i \times E \left\{ (S_i(k))^2 \right\}$$

(P1)

Sous les contraintes suivantes:

$$S_i(k+1) = S_i(k) + \sum_{j=1}^m y_{ij}(k) \times u_{ij}(k) - d_i(k) \quad i=1, \dots, P, k=1, \dots, H$$

(1)

$$Prob[S_i(k+1) \geq 0] \geq \theta_i \quad i=1, \dots, P, k=1, \dots, H$$

(2)

$$0 \leq u_{ij}(k) \leq U_{imax} \quad i=1, \dots, P, j=1, \dots, m, k=1, \dots, H-1$$

(3)

$$y_{ij}(k) \in \{0, 1\} \quad i=1, \dots, P, j=1, \dots, m, k=1, \dots, H-1$$

(4)

$$\sum_{i=1}^P y_{ij}(k) = 1 \quad \forall j=1, 2, \dots, m, k=1, \dots, H-1$$

$$\sum_{j=1}^m y_{ij}(k) = 1 \quad \forall i=1, 2, \dots, P, k=1, \dots, H-1$$

(5)

4.2 Le modèle déterministe

Coût de production et de stockage

$$F(U) = \sum_{k=1}^{H-1} \sum_{i=1}^P \sum_{j=1}^m y_{ij}(k) \times \left(st_i + Cp_i \times (u_{ij}(k))^2 \right) + \sum_{k=1}^H \sum_{i=1}^P Cs_i \times \hat{S}_i(k)^2 + \sum_{i=1}^P Cs_i \times (\sigma_{di})^2 \times \frac{H \times (H+1)}{2}$$

Avec : $U = (u_{ij}(k), i=1..P, j=1..m, k=1..H-1)$

L'équation d'équilibre de l'état de stock

$$\hat{S}_i(k+1) = \hat{S}_i(k) + \sum_{j=1}^m y_{ij}(k) \times u_{ij}(k) - \hat{d}_i(k)$$

$$\forall i=1, \dots, P, k=1, \dots, H-1$$

IDENTIFICATION DES ÉTATS COMPATIBLES ENTRE LES DIFFÉRENTS MODES DE FONCTIONNEMENT

EL GHADOUALI¹, O. KAMACH², B. AMAMI¹

¹ Laboratoire LIST, Faculté des Sciences et Techniques de Tanger, BP: 416 Tanger, Maroc.

elghadouali.asmae-etu@uae.ac.ma

b_benaissa@hotmail.com

² Laboratoire LTI, Ecole Nationale des Sciences Appliquées de Tanger, BP: 1818 Tanger, Maroc.

okamach@ensat.ac.ma

Résumé : Le travail présenté dans cet article porte sur la gestion des modes de fonctionnement des systèmes à événements discrets (SED). Les systèmes étudiés présentent plusieurs modes de fonctionnement suscitant ainsi une complexité de l'explosion de l'espace d'états. De ce fait, nous proposons une approche multi-modèle, où chaque modèle décrit un système dans un mode de fonctionnement donné. Nous supposons qu'un seul mode soit actif à la fois, tandis que les autres doivent être inactifs. Le problème de commutation peut être défini comme un problème de recherche des états compatibles, lorsque le comportement du système physique bascule d'un mode de fonctionnement à l'autre. Pour cela, nous proposons une équation fondamentale permettant de trouver les états compatibles lorsqu'une commutation a eu lieu.

Abstract: This work deals with operating mode management applied to discrete event systems (DES). Studied systems present several operating modes thus causing complexity of state space explosion. Therefore, we propose a multi-model approach; each model describes a system in a given operating mode. We assume that only one attempted operating mode is activated at a time, whilst other modes must be inactivated. The commutation problem may be defined as search the compatible states, when controlled physical system behavior switches from one operating mode to another. For this purpose, we propose a fundamental equation to find compatible states when a switching occurs.

Mots-clés : système à événement discret, multi-modèle, gestion des modes de fonctionnement.

INTRODUCTION

Une décomposition abstraite en modes est une méthode courante en industrie pour réduire la complexité d'un système et le décrire. Nombreux travaux sur SED ont tenté d'apporter une aide à la conception d'un système à travers une gestion de mode [1]. Cependant, la gestion des modes de fonctionnement reste un problème encore non parfaitement maîtrisé dans la décomposition modale [2]. Les travaux de [3], [4] ont apporté les premières démarches formelles introduisant le concept de gestion des modes. Cependant, rares sont ceux qui ont pris en compte les problèmes de commutation entre ceux-ci et de validation qui en découlent. En restant dans ce contexte, nous proposons une approche multi-modèle en assurant une sûre commutation. Le problème de commutation est résolu comme un problème de compatibilité entre les différents

modes de fonctionnement d'un système physique lorsque son comportement bascule d'un mode de fonctionnement à un autre. Le problème de compatibilité est traité comme un problème de stabilité pour les systèmes continus et hybrides, et il s'agira pour les SED de cohérence d'états courants [5], [6] lorsqu'un mode génère un événement activant l'autre mode. Pour répondre au problème de compatibilité, nous nous basons sur des démarches mathématiques et sur la théorie des automates à états finis et des langages. Nous proposons une équation fondamentale pour trouver les états compatibles lorsque le système bascule d'un mode de fonctionnement à un autre. Notre approche permet de matérialiser très simplement le mécanisme de suivi et de validation de l'alternance entre les différents modes de fonctionnement d'un système.

Ce papier est organisé comme suit: La section 2 présente le principe de l'approche multi-modèle. La section 3 introduit le problème de compatibilités entre les différents modes de fonctionnements. Finalement, des conclusions sont formulées dans la section 4.

APPROCHE MULTI-MODELE

Notre approche multi-modèle part du principe qu'il est toujours possible de modéliser un système complexe par des modèles plus simples. Nous supposons que le système ne peut être engagé que dans un mode de fonctionnement à la fois. Alors, le système peut être que dans un mode, appelé mode actif, à chaque instant. Le passage d'un mode à un autre revenant à activer un mode et à désactiver le mode courant. La commutation entre ces modes de fonctionnements intervient suite à l'occurrence d'événements particuliers que nous qualifions des événements de commutation. Alors, l'activation et désactivation d'un mode de fonctionnement est consécutive à l'occurrence d'un événement de commutation. Nous considérons deux types de modes : un mode nominal dans lequel le système remplit parfaitement sa tâche, et un mode dégradé dans lequel le système poursuit sa tâche en dépit d'une défaillance. En effet, chaque système admet qu'un seul mode de bon fonctionnement (nominal); par contre, il peut avoir plusieurs modes de défaillances (dégradé). Nous supposons que le mode nominal sera toujours considéré comme le premier mode sélectionné.

Soit i un indice de mode de fonctionnement, alors pour $i \in I$ où $I = \{1, 2, \dots, n\}$, avec $n \in \mathbb{N}$ et $n \geq 2$, l'ensemble des modes de fonctionnement, nous définissons le modèle automate $G_i = (Q_i, \Sigma_i, \delta_i, q_{i,0}, Q_{i,m})$ qui décrit le mode de fonctionnement i , avec : Q_i : ensemble fini d'états dans le mode i ; Σ_i : caractérise l'ensemble des événements, dit alphabet; $\delta_i : Q_i \times \Sigma_i \longrightarrow Q_i$ est la fonction partielle de transition; $q_{i,0}$ état initial du mode i ; $Q_{i,m}$: ensemble des états finaux du mode i , $Q_{i,m} \subseteq Q_i$. Pour tout $q \in Q_i$ et $\sigma \in \Sigma_i$, on note par $\delta_i(q, \sigma)!$ (resp. $\delta_i(q, \sigma)^{-1}$) si $\delta_i(q, \sigma)$ existe (resp. n'existe pas). Cette fonction peut être étendue de la façon suivante : $\delta_i : Q_i \times \Sigma_i^* \longrightarrow Q_i$ telle que $\forall s \in \Sigma_i^*$ et $\forall \sigma \in \Sigma_i$ $\delta_i(q, s\sigma) = \delta_i(\delta_i(q, s), \sigma)$ et $\forall q \in Q_i, \delta_i(q, \varepsilon) = q$.

L'alphabet global Σ du système est l'union de tous les alphabets des automates élémentaires de modèles G_i

augmenté de l'ensemble Σ_c des événements de commutation, sachant que $\Sigma_c \cap \Sigma_i = \emptyset$ (pour $i \in I$) mais que $\Sigma_i \cap \Sigma_j$ peut être non vide (composants communs entre modes).

COMPATIBILITE ENTRE LES DIFFERENTS MODES

Dans notre approche (multi-modèle), chaque modèle caractérise la typologie et le comportement du système engagé (qui peut avoir évolué) dans ces différents modes (voir la figure 1). En effet, ce système n'a pas besoin de tous les composants de chaque mode. Il y a des ressources communes engagées dans l'exploitation de deux modes, et certaines ressources ne contribuent pas à la production en mode i , mais elles interviennent lors d'une commutation de mode i au mode j . Durant cet engagement, la structure et la tâche du système restent figées. C'est à l'occurrence d'un événement conduisant à la modification de la structure (engagement ou désengagement de ressources) ou de la tâche qu'il sera envisagé d'engager le nouveau système dans un mode différent.

En considérant une typologie telle qu'il existe toujours un sous-ensemble de ressources communes entre deux modes, il sera nécessaire de suivre l'évolution de ce dernier pour déterminer correctement les états compatibles à partir desquels un raccordement fonctionnel sera permis. La mise en œuvre du suivi permet de déterminer l'état de raccordement, c'est-à-dire l'état du nouveau mode adéquat avec l'état à partir duquel l'événement de commutation a eu lieu. Alors, à partir d'un suivi des traces générées dans le mode inactif qui mènent à un événement de commutation, nous pouvons déterminer l'état courant du mode actif sans perte d'information liée à ce changement de mode. Cet état courant peut être un état compatible de départ ou retour adéquat dans le modèle nouvellement activé.

Chaque état existant dans le mode actif est décrit par l'ensemble des activités des ressources engagées dans ce mode. Pour déterminer les activités d'un état compatible, nous traitons les informations concernant les activités de chaque état courant du mode actif. Tout d'abord, nous définissons la notion d'état compatible.

Définition 1 :

Un état q_i du mode i est le produit cartésien de toutes les activités des ressources engagées dans ce mode.

Par exemple, nous supposons que deux ressources $R1$ et $R2$ interviennent dans le mode i ayant respectivement les activités suivantes $(a_1^1, a_2^1), (a_1^2, a_2^2)$

Un état q_i du mode i s'écrit $q_i = (a_l^1, a_k^2)$ avec $l, k \in \{1, 2\}$.

Définition 2 :

Un état q_i du mode i est compatible avec un état q_j du mode j , lorsque les ressources communes de ces deux états ayant les mêmes activités.

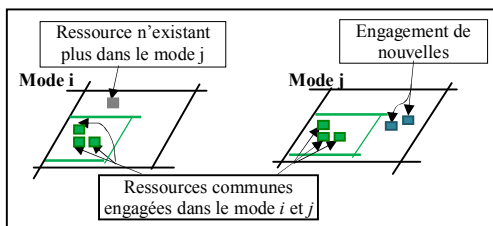


Fig. 1: Common resources of the modes i and j

Formellement, soient $E_{a,i}, E_{a,j}$ respectivement l'ensemble des activités des deux états q_i, q_j , avec : $\forall a_i^k \in E_{a,i}, \forall a_j^k \in E_{a,j}$ telles que

$$E_{a,i} = (a_i^1, a_i^2, \dots, a_i^n), E_{a,j} = (a_j^1, a_j^2, \dots, a_j^m)$$

Soit $R_{ij} = (a_i^l, a_i^{l+1}, \dots, a_i^k)$, avec $l \geq 1$ et $k \leq \min(n, m)$, l'ensemble des activités des ressources communes engagées dans l'état q_i du mode i .

L'état q_i est compatible avec l'état q_j ssi $E_{a,i} \cap E_{a,j} = R_{ij}$ (1)

Pour décrire parfaitement la structure de notre modèle actif $G_j = (\mathcal{Q}_j, \Sigma_j, \delta_j, q_{j,0}, \mathcal{Q}_{j,m})$, nous proposons une représentation matricielle que nous qualifions une matrice de compatibilité. Cette matrice décrit les transitions possibles par rapport les activités d'états existants.

Définition 2 :

La matrice de compatibilité M_{cpt} est une matrice à coefficients entiers appartenant à l'ensemble $\{0, +1, -1\}$ telle que : chaque colonne (k) correspond à une transition (modélisée par un événement σ_k), et chaque ligne (l) à une activité a_l possible dans le modèle G_j .

Un élément courant de M_{cpt} s'écrit ainsi comme suit :

$$M_{cpt}(l, k)_{(l,k) \in \mathbb{N}^2} = \begin{cases} 1 & \text{si } \exists a \in E_a / \delta_j(a, \sigma_k) = a_l \\ -1 & \text{si } \delta_j(a_l, \sigma_k) \in E_a \\ 0 & \text{si } \delta_j(a_l, \sigma_k) = \text{! (n'existe pas)} \end{cases} \quad (2)$$

Avec E_a est l'ensemble des activités du mode j .

Pour déterminer l'état compatible dans le modèle active G_j , il est nécessaire de calculer les évolutions possibles des ressources communes dans le modèle source G_i . Ce calcul nécessite lui-même de connaître aussi les états finaux de ce modèle. Pour cela, nous définissons une séquence d'activation S_i , c'est une séquence d'événements générés sur l'alphabet Σ_i^* du mode i à partir de son état initial. Bien entendu, il n'est pas question d'appliquer notre proposition à l'ensemble des séquences possibles, d'autant plus que certaines séquences sont infinies. Pour cela, nous limitons sur les traces appartenant au langage $L(G_i, \Sigma_c)$ ayant comme origine l'état $q_{i,0}$ et qui se terminent par l'événement de commutation lorsqu'on quitte le mode depuis un état q_i . Le langage $L(G_i, \Sigma_c)$ généré dans le modèle G_i est représenté par l'expression suivante :

$$L(G_i, \Sigma_c) = \{s \in \Sigma_i^* \mid \delta_i(q_{0,i}, s\sigma), \sigma \in \Sigma_c\} \quad (4)$$

Le comportement dynamique de notre système, c'est-à-dire son évolution par rapport à l'occurrence des événements, est spécifique par la définition suivante. Cette définition nous permet de faire une recherche séquentielle (recherche dans un vecteur). Notre but est de chercher le nombre d'apparition d'un événement du modèle cible (active) dans un vecteur des événements d'une séquence d'activation générée dans le modèle source (inactive). Pour cela, on doit parcourir tout le vecteur, événement par événement, et le comparer avec les événements de la séquence d'activation.

Définition 3 :

La fonction de projection P_{Σ_j} permet d'observer l'occurrence des événements communs entre deux modes différents i et j . Cette fonction est donnée comme suit :

$$P_{\Sigma_j} : L(G_i, \Sigma_c) \rightarrow (\Sigma_i \cap \Sigma_j)^*$$

$$S_i \sigma \rightarrow P_{\Sigma_j}(S_i \sigma) = \begin{cases} P_{\Sigma_j}(S_i) \sigma & \text{si } \sigma \in \Sigma_i \cap \Sigma_j \\ P_{\Sigma_j}(S_i) & \text{sinon} \end{cases} \quad (5)$$

Dans notre cas (multi-modèle), cette fonction de projection P_{Σ_j} observe seulement l'occurrence des événements des ressources communes. Toutefois, la considération et l'évolution de l'ensemble des ressources communes imposent de connaître toute l'histoire passée depuis la première sélection de mode. Or, le mécanisme de suivi permet de conserver la trace des événements ayant mené l'une de ces ressources communes à une commutation de mode. De ce fait, nous avons utilisé les informations portées sur l'état accessible du mode inactif après le déroulement de la séquence d'activation S_i . En effet, un événement est associé un changement d'état (activités des ressources). Pour garder ces informations, nous définissons un vecteur d'occurrence permettant de calculer le nombre d'occurrence des événements du mode actif dans cette séquence. Ce vecteur permet de sélectionner les événements activant les états ayant des ressources parmi les ressources communes dans le mode actif.

Définition 4 :

Soit V_o le vecteur d'occurrence, c'est un vecteur résultant par la projection des événements d'une trace S_i du modèle inactif G_i dans l'alphabet Σ_j du modèle actif G_j . Sa composante numéro k correspond au nombre N de fois où l'événement $\sigma \in \Sigma_j$ se produit dans la séquence S_i . Ce vecteur peut être défini comme suit :

Soit V_o : le vecteur d'occurrence de dimension $\text{card}(\Sigma_j)^1$ tel que $V_o^k = (V_o^k)_{k=1}^{\text{card}(\Sigma_j)}$ avec : $\forall S_i \in L(G_i, \Sigma_c)$ et $\forall \sigma_k \in \Sigma_j$

$$V_o^k = \begin{cases} n & \text{si } \sigma_k \text{ se produit } n \text{ fois dans } P_{\Sigma_j}(S_i) \\ 0 & \text{si } \sigma_k \text{ ne figure pas dans } P_{\Sigma_j}(S_i) \end{cases} \quad (6)$$

Les activités d'un état donné q_j du mode j sont réparties en deux types de ressources : des ressources communes engagées dans le mode i et mode j et des ressources n'existant plus dans le mode i . Nous proposons une équation fondamentale de la compatibilité qui s'interprète comme suit : la prise en compte des informations liées à l'état initial, précisément les informations concernant l'ensemble des ressources non communes, et la sélection des états ayant des ressources parmi les ressources communes. Cette sélection se fait par le produit d'une matrice de compatibilité (2) et le vecteur d'occurrence d'événements (6) du mode j dans la séquence d'activation S_i .

Avant d'appliquer notre proposition pour déterminer l'ensemble des états compatibles d'une commutation donné, nous considérons la notation « (...) ^b ». Cet exposant s'agit d'une transformation booléenne d'un vecteur d'activités. Cette transformation se fait par la projection du vecteur des activités d'un état q_j sur l'ensemble de toutes les activités E_a existantes dans le mode actif.

Proposition :

Soit $G_j = (Q_j, \Sigma_j, \delta_j, q_{j,0}, Q_{j,m})$ le modèle cible (active), le vecteur des activités d'état compatible $E_{j,c}$ lorsqu'une commutation a eu lieu, est déterminé comme suit :

$$(E_{j,c})^b = (E_{j,0})^b + M_{cpt} \times V_o(S_i) \quad (7)$$

Où, $E_{a,0}$ est le vecteur des activités d'état initial et S_i est la séquence d'événement générés dans le modèle source G_i .

Grâce à cette proposition, on peut déterminer l'état compatible $q_{j,c}$ par son vecteur d'activités $E_{j,c}$. Or, pour faciliter le calcul, nous définissons une matrice booléenne $M_{q/a}$ qui représente la projection du vecteur des activités $E_{j,k}$ de chaque état $q_{j,k}$ existant sur l'ensemble global des activités E_j du mode actif. Cette matrice peut être définie comme suit :

$$M_{q/a} = ((E_{j,k})^b)_{k=1}^{\text{card}(Q_j)} \quad (8)$$

Avec $\text{card}(Q_j)$ le nombre des états existants dans le mode j . Alors, l'état compatible $q_{j,c}$ est donné par la projection de son vecteur d'activités sur la matrice descriptive des activités $M_{q/a}$ d'états existant dans le mode actif :

$$(q_{j,c})^b = M_{q/a} \times (E_{j,c})^b \quad (9)$$

CONCLUSION

Ce papier traite la compatibilité des états lorsqu'une commutation entre les modes de fonctionnement a eu lieu. Il expose la définition des états compatibles et donne une solution pour résoudre le problème de la gestion de l'alternance des modes de fonctionnement. La compatibilité a été considérée comme un état courant lorsqu'un mode génère un événement activant l'autre mode. Nous avons proposé une équation fondamentale capable de reconnaître ces états. Nos recherches actuelles portent sur le diagnostic d'un système multi-modèle en assurant la commutation entre les différents modes de fonctionnements.

REFERENCES

- Dangoumau N. Contribution à la gestion des modes des systèmes automatisés de production. Thèse de Doctorat l'Université des Sciences et Technologiques de Lille, France, 2000.
- Nourelfath M. et Niel E. Modular supervisory control of an experimental automated manufacturing system. *Control Engineering Practice-Journal of IFAC*, vol. 16, n° 2, pp. 205-216, 2004.
- Kamach O., Piétrac L. et Niel E. Multi-model approach to discrete events systems: application to operating mode management. *Mathematics and Computers in Simulation*, vol. 70, n° 5-6, pp. 394-407, 2005.
- Faraut G., Piétrac L. et Niel E. Formal Approach to Multimodal Control Design: Application to Mode Switching. *IEEE Transactions on Industrial Informatics*, vol. 5, n° 4, pp. 443- 453, 2009.
- Kamach O., Piétrac L. et Niel E. Repulsive/ Attractive discrete state space sets for switching management. *Studies in Informatics and Control Journal*, vol. 16, n° 1, pp. 83-96, 2007.
- Faraut G., Piétrac L. et Niel E. Identification des états incompatibles lors d'un changement de mode. 3ème Journées Doctorales / Journées Nationales MACS. pp.121-128, 2009.

1. $\text{card}(\Sigma_j)$ représente le nombre d'éléments qui existent dans l'alphabet Σ_j

CONCEPTION ET ETUDE D'UNE TURBINE RADIALE IMPULSE POUR UNE INSTALLATION OWC

A. ELMARJANI, A. OULAD ABDESLAM

Laboratoire des TURBOMACHINES-EMI
Av IbnSina BP 765, Agdal –Rabat
achraf.oas@gmail.com

Résumé

Cette étude se compose d'une conception, un dimensionnement et une analyse aérodynamique d'une turbine radiale de type impulse en échelle industrielle qui transforme l'énergie des vagues en une énergie électrique. En analysant les performances caractéristiques et en les comparant avec celles du modèle de laboratoire.

Abstract

This study consists of design and aerodynamic analysis of a impulse radial turbine in industrial scale which converts wave energy into electrical energy. By analyzing the performance characteristics and comparing them with those of the laboratory model.

Mots clés : OWC, Turbine radiale, Energie des vagues, la houle, Energie renouvelable.

Tableau des symboles

P : Puissance de la turbine
 R_r : Rayon du rotor aux aubes
 φ : Coefficient de flux
 V_R : Vitesse de flux d'air aux alentours des aubes du rotor
 U_R : Vitesse des aubes du rotor en rotation
 C_T : Coefficient de couple
 C_A : Coefficient de puissance
 ω : La vitesse de rotation du rotor
 Δp : Jauge de pression
T : Couple appliqué sur la turbine par l'air
Q : Le débit de flux d'air
 η : Le rendement aérodynamique de la turbine
h : La distance entre le rotor et le stator
f : Echelle de la turbine

1.Introduction

L'énergie de la houle constitue une forme d'énergie très présente et disponible à tout moment, puisque les mers et les océans couvrent les deux tiers de la surface de globe, son exploitation est devenue de plus en plus importante grâce à sa durabilité et son impact sans risque sur l'environnement.

L'énergie provenant de la mer prend plusieurs formes et peut être exploitée grâce à des installations qui ont été créées à cette fin. Parmi ces installations, on cite l'OWC (Oscillating Water Column) ou ce qu'on appelle la Colonne d'Eau Oscillante, c'est une usine d'énergie des vagues, qui utilise exclusivement les turbines à air pour produire de l'énergie électrique en convertissant l'énergie des vagues. sa base est une chambre ouverte des deux côtés, un côté est exposé à la mer et l'autre à l'air libre, lorsque les vagues frappent le corps de la turbine, le niveau de l'eau dans cette chambre varie soit en montant soit en descendant suite aux mouvements de va-et-vient des vagues, en conduisant l'air vers la turbine à air, ce mouvement des vagues implique deux directions pour l'air en inhalation et en exhalation, cela exige des caractéristiques spéciales que la turbine doit avoir pour garder un seul sens de rotation en dépit des deux directions opposées que l'air suit.

Ces OWC possédaient des turbines qui ont fait l'objet d'une étude approfondie pour définir celle qui augmentera le plus le rendement d'une telle installation. Actuellement, la turbine radiale de type impulse, est considérée la plus efficace, et par conséquent les études s'orientent vers l'amélioration et la réalisation de cette turbine.

Ce qui nous mène vers le sujet de mon étude « la conception et l'étude de la turbine radiale de type impulse ». La turbine travaille sur une puissance de 20KW pour une installation OWC. Au cours de ce processus, notre préoccupation est de développer cette turbine, la concevoir, et vérifier sa résistance dans les conditions de travail imposées.

2.Turbine impulse radiale

La turbine impulse possède des pales directrices fixes sur les deux côtés du rotor pour assurer le bon fonctionnement dans les conditions imposées par l'OWC, notamment pour un flux oscillant.

Elle a été proposée la première fois par McCormick[4], cette figure présente la forme de cette turbine et la direction des flux à travers les aubes et les pales directrices.

Ensuite d'autres modèles ont été élaborés dont le plus connu est le modèle de SETOGUCHI[5].

En 2008, et dans le cadre d'une coopération entre le Maroc et l'Espagne, une nouvelle géométrie des aubes et des pales directrices a été conçue, cette géométrie est appelée M16[1].

3. Spécification de la turbine

Les spécifications de la turbine constituent les données de départ de l'étude, ce sont les caractéristiques sur lesquelles on se base pour élaborer le design et dimensionner la turbine.

Pour un bon compromis entre le couple moteur et les dimensions de la turbine à l'échelle industrielle, nous avons pris une vitesse de rotation du rotor égale à 50 rad/s.

Tab.1 : Spécification de la turbine M16 à l'échelle industrielle

ω [rad/s]	R_r [m]	f	A_R [m ²]	Q [m ³ /s]	Δp [Pa]	T [N/m]
50	0,48	2,2	0,30	7,3	8097	400
P (KW)	f	C_T	C_A	φ	Q (m ³ /s)	
20	2.2	3,75	11,1	1	7,29	

Et pour les différents paramètres de fonctionnement de la turbine, on a : Le coefficient de flux φ qui est le quotient de deux vitesses, la vitesse du flux d'air aux alentours des aubes du rotor VR, et la vitesse des aubes du rotor en rotation UR. Alors, l'expression de φ est : $\varphi = \frac{V_R}{U_R}$

On aura besoin également des expressions des coefficients de couple, de puissance et de rendement en fonction de φ :

Pour le coefficient de couple :

$$C_T = \frac{T}{0.5\rho(V_R^2 + U_R^2)A_R R_R} = \frac{T}{0.5\rho(1 + \varphi^2)R_R^2 A_R \omega^2}$$

Pour le coefficient de puissance :

$$C_A = \frac{\Delta p}{0.5\rho(V_R^2 + U_R^2)} = \frac{\Delta p}{0.5\rho\omega^2 R_R^2(1 + \varphi^2)}$$

Le rendement stationnaire : $\eta = \frac{T\omega}{\Delta p Q} = \frac{C_T}{\varphi C_A}$

Ces coefficients adimensionnels ont servi pour une étude de la performance de la turbine de la géométrie M16 en inhalation et en exhalation en modèle numérique.

En ce qui concerne le facteur d'échelle, il est défini comme le rapport entre deux rayons de rotor aux aubes l'un du modèle industriel et l'autre de celui de M16 :

$$f = \frac{R_R(\text{la turbine industrielle})}{R_R(M16)}$$

Enfin, pour déterminer la hauteur des aubes, une autre formule est à exploiter :

$$\frac{R_R(\text{turbine M16})}{h} = \frac{R_R(\text{turbine industrielle})}{h} = 4.94$$

Le schéma suivant donne un aperçu sur la turbine à l'échelle qu'on a choisi :

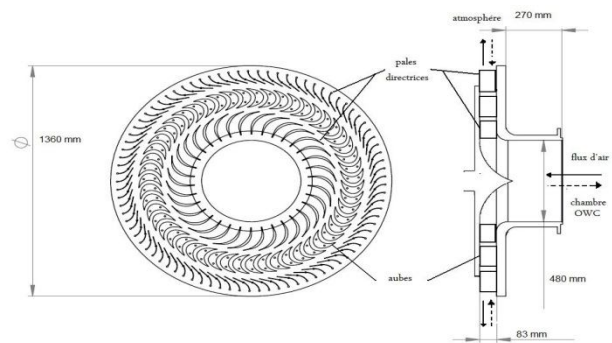


Fig.1 : Les dimensions de la turbine industrielle

4. La conception de la turbine industrielle

La turbine industrielle M16 va être fabriquée par usinage pour la plupart des pièces de la machine, et les choix adoptés sont guidés par l'intention de fournir une conception fiable pour une puissance de l'ordre de 20 kW, en restant à un niveau de simplicité de montage avec de faibles moyens techniques, y compris les fournitures (paliers, roulements, joints, tôles découpées au laser et aubages étirés).

Puisque cette partie demande plus de détails concernant la forme des pièces, on va présenter seulement la conception finale de cette turbine.

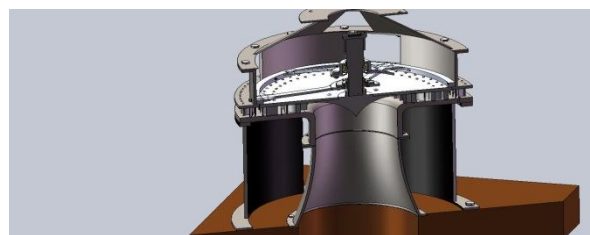


Fig.2 : Vue de l'ensemble de la turbine industrielle

5. Etude aérodynamique sur FLUENT

Le but de cette étude est de vérifier que les résultats de l'étude aérodynamique faite sur le modèle numérique restent valables sur une plus grande échelle, cette analyse est faite par le CFD Fluent après avoir modéliser et mailler la turbine sous le code commercial Gambit.

Cette étude concerne deux étapes ; l'exhalation et l'inhalation.

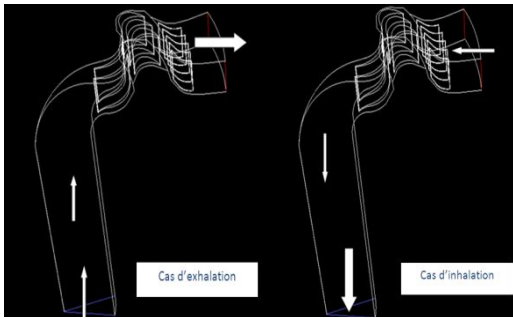


Fig.3 : Modélisation de l'exhalation et l'inhalation

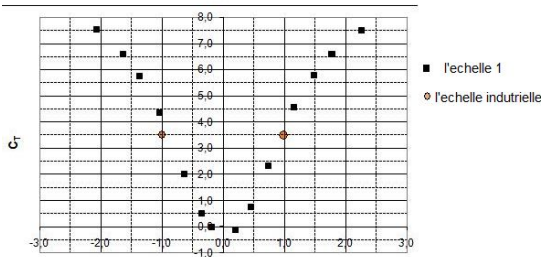


Fig.4 : Graphe de comparaison de C_T entre l'échelle 1 et l'échelle industrielle

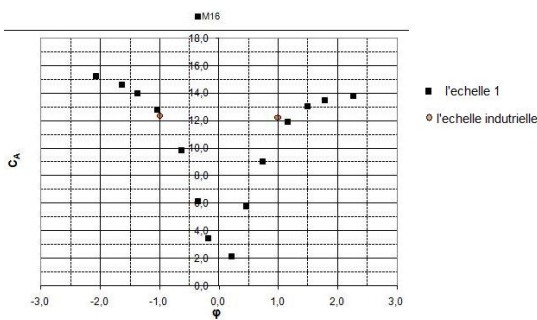


Fig.5 : Graphe de comparaison de C_A entre l'échelle 1 et l'échelle industrielle

Les résultats obtenus, servant pour confirmer la fiabilité aérodynamique de la turbine à une plus grande échelle.

Après plusieurs itérations, on a pu récupérer un nombre de résultats pour les différents paramètres de la turbine industrielle, en les comparant avec celles de la turbine échelle 1 :

Après avoir simulé le flux à l'échelle industrielle de la turbine en question à l'aide de FLUENT, on trouve approximativement pour $\phi=1$, les mêmes valeurs de C_T et de C_A que celles données à l'échelle de la M16, on a également tiré les champs de pression et de vitesse, et la valeur du couple qui vont servir ultérieurement pour le dimensionnement et le calcul de structure.

6. Conclusion

La conception que nous avons faite, tient compte de la résistance de la structure de la facilité de maintenance, de réalisation et d'entretien. Respectant ainsi les dimensions de la géométrie M16, et un ordre d'assemblage permettant son bon fonctionnement, le choix de matériaux diffère selon le fonctionnement de la partie et de sa criticité.

Nous avons également exploité FLUENT qui nous a donné des valeurs de coefficient de couple et de puissance à l'échelle industrielle similaires à celles trouvées à l'échelle 1 de la géométrie M16, ce qui nous a confirmé encore la fiabilité aérodynamique de la turbine.

Références

- [1] Bruno PEREIRAS, (2008) Estudio de una turbina de impulso radial para el aprovechamiento de la energía de l'oleaje, Valladolid, Thèse de doctorat.
- [2] A. Thakkern, F. Hourigan, T. S. Dhanasekaran, M. El. Hemry, Z. Usmani et J. Ryan, (2005) Design and performance analysis of impulse turbine for a wave energy power plant, Limerick, Ireland, John Wiley & Sons.
- [3] R.ASTIER, J.BRESCIANI, R.COSTE, L. JOURDAN, P.NEVEU, P.PERRONE, G.REY et H.LONGEOT, (1982) Construction Industrielle, Paris, 1^{ère} édition, Dunod.
- [4] Toshiaki SETOGUCHI et Manabu TAKAO, (2006) Current status of self rectifying air turbines for wave energy conversion.
- [5] T.SETOGUCHI, S.SANTHAKUMAR, M.TAKAO, T.H.KIM et K.KANEKO, (2002) A performance study of a radial turbine for wave energy conversion, IMechE.
- [6] André L. JAUMOTTE, Pierre DECOCK, Lucien MEGNINT et Georges VERDURAND, Turbines hydrauliques, Description et évolution, Techniques de l'Ingénieur, B 4 407.

HIERARCHISATION DES MODES DE DÉFAILLANCE BASEE SUR LA MÉTHODE AMDEC - APPLICATION A L'INDUSTRIE GAZIERE

A. BENAMAR¹, R. NOUREDDINE²,
M. NOUREDDINE³, F. NOUREDDINE⁴

¹LaRTFM, ENP d'Oran, BP 1523 El-M'Naouer, 31000 Oran, Algérie, benamar_dz@yahoo.fr

²Université d'Oran, BP 1524 El-M'Naouer, 31000 Oran, Algérie, noureddine.rachid@univ-oran.dz

³USTO-MB, BP 1505, El-M'Naouer, 31000 Oran, Algérie, myriam.noureddine@univ-oran.dz

⁴LGP, ENI Tarbes, 47, Avenue d'Azereix, BP 1629, 65016 Tarbes Cedex, France, farid.noureddine@enit.fr

1. Introduction

La prise de conscience des coûts directs et indirects d'une défaillance affectant un système de production explique l'intérêt de maîtriser celle-ci. Dans le contexte qui nous intéresse ici, l'AMDEC (Analyse des Modes de Défaillance, de leurs Effets et de leur Criticité) est une méthode liée à la sûreté de fonctionnement qui agit sur les modes de défaillance dominants des systèmes de production qui auraient des conséquences néfastes pour l'entreprise. Elle est essentiellement basée sur la connaissance précise du comportement normal et anormal du système. Ce travail expose les procédures liées à la mise en œuvre de la méthode AMDEC. Afin d'illustrer les concepts théoriques présentés, nous traitons une étude de cas dont le champ d'application est un compresseur d'air d'un complexe gazier. L'objectif principal recherché est la hiérarchisation des modes de défaillance critiques afin de les neutraliser en engageant des actions en conséquences.

2. La méthode AMDEC

L'AMDEC est une méthode inductive permettant de recenser les défaillances potentielles d'un système, et ce, quelles que soient les technologies, puis d'en estimer les risques de façon à les neutraliser en engageant des actions correctrices (Herrou & al2005, Lyonnet1992, Monchy2000, Renson2003, Richet & al1996, Ridoux1999, Zwengelstein2003). Cette méthode contribue à améliorer la sûreté de fonctionnement des systèmes et est utilisée de manière réglementaire dans les industries à risques et de manière contractuelle ou volontaire dans les industries manufacturières et autres. L'AMDEC sur les équipements, dite AMDEC moyen, est basée sur une démarche que nous regroupons en quatre phases séquentielles.

L'initialisation de l'AMDEC moyen représente la phase 1. Elle consiste à définir le système à étudier, à mener son analyse fonctionnelle et à définir les objectifs à atteindre. Différents niveaux peuvent être pris en compte : systèmes, sous systèmes, modules ou enfin, composants.

L'analyse des modes de défaillance et de leurs effets est l'objet de la seconde phase. Elle permet l'identification des

modes de défaillance suivant les niveaux délimités en phase 1 ainsi que la recherche des effets définis comme les résultats ou conséquences des modes de défaillance. Afin d'affiner l'analyse des modes de défaillances, il est nécessaire de rechercher les causes qui sont l'ensemble des événements conduisant au dysfonctionnement d'un composant du système. Ces trois notions sont liées par la relation linéaire suivante : Cause → Mode → Effet.

Dans la phase 3 la criticité est évaluée. L'indice de criticité C est déduit par le produit de 2 indices nominaux : C = F. G, où F représente l'indice de fréquence d'apparition d'une défaillance, et G l'indice de gravité des effets de la défaillance. On peut aussi conjuguer ces 2 indices avec un troisième noté, D, qui traduit la possibilité de détecter la défaillance. Chacun de ces indices est évalué suivant une table de cotation qui varie selon le domaine industriel d'application et dont la plus universelle utilise des valeurs de 1 à 4, (Jeannette1992, Monchy2000, Ridoux1999, Richet & al1996). Les indices F et G sont définis dans le tableau 1. Enfin, dans la dernière phase, il s'agit de décider des actions à mener suivant la valeur calculée de la criticité C. Pour ce faire, une matrice de criticité, donnée dans le tableau 2, est établie et permet de hiérarchiser les défaillances et de recenser celles dont le niveau de criticité est inacceptable. Les différentes actions correctrices menées tendent à améliorer les valeurs des indices initiaux vers des valeurs finales F' et G' afin de ramener les défaillances à un niveau acceptable.

Une fiche ou grille AMDEC résume le bilan de l'étude de l'analyse des défaillances afin de décider des actions à entreprendre.

Indice↓ Valeurs →	1	2	3	4
Fréquence (F)	Très rare	Rare	Fréquent	Très fréquent
Gravité (G)	Minimale	moyenne	Majeure	catastrophique

Tableau 1. Evaluation des indices F, G

F	1	2	3	4
G				
1	1	2	3	4
2	2	4	6	8
3	3	6	9	12
4	4	8	12	16



 Zone acceptable
 Zone inacceptable

Tableau 2. Matrice de criticité

3. Etude de cas - Analyse des défaillances du compresseur

L'application étudiée porte sur les compresseurs d'un complexe gazier, qui produit du GPL (Gaz de Pétrole Liquéfié), situé à l'ouest de l'Algérie. Selon une classification interne réalisée dans le complexe, il s'avère que ces compresseurs sont classés équipements stratégiques. En effet, la criticité de ces machines est telle que leur indisponibilité provoque un blocage de toute

l'unité. En effet, tous les instruments de commande et de contrôle des différents équipements du complexe dépendent pour l'alimentation en air de ces compresseurs. Une situation de blocage est fortement redoutée, car déjà vécue malgré une configuration en redondance passive de 3 compresseurs (Noureddine & al2009).

3.1. Descriptif

Le compresseur d'air utilisé est un compresseur à vis hélicoïdales à déplacement positif bi-étagé. Tous les blocs de compression à vis sont dotés d'un revêtement surfacique spécial de protection. Mais ce dernier peut se dégrader après une certaine durée de fonctionnement, un temps d'arrêt prolongé et/ou des attaques par les impuretés de l'air environnant. Sachant que le taux d'humidité environnant est d'environ 80%, les blocs de compression sont fortement exposés à la corrosion. Les conséquences sont une baisse des performances, voire le blocage des vis et la défaillance du compresseur.

3.2. Principe de fonctionnement

Le premier étage de compression constitue l'élément basse pression (bp) du compresseur tandis que le second étage est relatif à l'élément haute pression (hp). Les rotors sont mis en rotation par une transmission à engrenages. L'air aspiré à pression atmosphérique est filtré avant d'être comprimé dans l'élément (bp) pour subir ensuite une réfrigération intermédiaire (refroidissement à air). Après refroidissement, l'air passe dans l'élément de compression hp via un séparateur de condensat, un silencieux et un clapet anti-retour. Enfin, l'air comprimé est divisé en deux flux, le flux d'air principal qui traverse le réfrigérant final et un flux d'air secondaire utilisé comme air de régénération.

3.3. Décomposition structurelle

L'historique de la machine montre que la partie la plus critique, en termes de temps d'arrêt pour défaillance est la partie mécanique, la partie électrique apparaissant plus robuste. C'est donc suite à ces conclusions que nous limitons en priorité notre analyse à cette partie mécanique, essentiellement constituée de 9 éléments : filtre à air, électrovanne, élément bp, élément hp, Refroidisseur intermédiaire, Refroidisseur final, séparateur intermédiaire, séparateur final, sécheur.

3.4. Elaboration de la grille AMDEC

La grille AMDEC a été générée mais non présentée dans ce papier en raison de sa densité. Nous avons utilisé le barème d'évaluation de la gravité G et de la fréquence F des modes de défaillance présenté au tableau 1 et la matrice de criticité présentée au tableau 2, afin de classer les modes de défaillance dominants. Ainsi quand $C \geq 8$ dans la grille AMDEC, nous devons entreprendre des actions correctrices.

Par exemple, nous avons constaté dans cette grille AMDEC que le séparateur intermédiaire présente une criticité $C=12$. En proposant d'augmenter les inspections et d'effectuer des purges manuelles régulières, nous avons pu ramener la fréquence F de 3 à 1 et obtenu une nouvelle valeur pour C, $C'=4$. Les mêmes actions ont été proposées sur le séparateur final, ce qui a permis de passer de $C=9$ à $C'=3$. Pour les éléments bp et hp, les actions d'inspection suffisent à faire baisser $C=12$ à $C'=4$. Tandis que pour le

filtre à air, en plus des actions d'inspection, il est nécessaire d'augmenter les fréquences de nettoyage et de changement du filtre afin de passer de $C=8$ à $C'=4$.

4. Recommandations

Nous présentons dans cette section les recommandations et modifications à apporter comme actions prioritaires pour le complexe gazier. Sont particulièrement considérés les dysfonctionnements des compresseurs. En effet, l'étude AMDEC effectuée met en évidence l'influence néfaste de l'humidité condensée et des impuretés externes sur l'équipement compresseur durant leur exploitation ou pendant leur arrêt prolongé. Par conséquent, nous avons recommandé les actions prioritaires suivantes :

Attention particulière aux purges manuelles et automatiques des séparateurs intermédiaire et final avant, et pendant et la marche du compresseur qu'à l'arrêt, par l'augmentation des fréquences d'inspection et de vérification.

Surveillance accrue de l'état du filtre à air par l'augmentation des rondes d'inspection, par un nettoyage ou éventuellement un changement.

Suivi des paramètres de production compresseur par des inspections régulières plus rapprochées.

Mise en rotation manuelle de l'arbre du compresseur, à l'arrêt, pour s'assurer qu'il tourne librement et qu'il n'y a pas de frottement ou de point dur.

Diminution des arrêts prolongés des compresseurs (causes de blocage du bloc hp). Les compresseurs doivent fonctionner en alternance et les phases d'arrêt pour chacun d'eux ne doivent pas excéder 48h.

Enfin, il s'agira à moyen terme, d'évaluer les répercussions de ces recommandations sur le comportement des compresseurs et sur l'unité elle-même.

5. Conclusion

Nous avons choisi d'appliquer préférentiellement la méthode AMDEC qui est une méthode du domaine de la sûreté de fonctionnement qui a pour but de hiérarchiser les modes de défaillance les plus critiques afin de pouvoir en atténuer les conséquences sur l'outil de production. Elle est essentiellement basée sur la connaissance détaillée du comportement normal et anormal du système étudié. En choisissant d'appliquer cette méthode sur un équipement d'un complexe gazier, nous avons pu constater son efficacité et son utilisation dans les systèmes industriels. néanmoins le caractère fastidieux du traitement de données importantes a été relevé.

L'application de l'AMDEC a mis en évidence les modes de défaillance dominants sur les compresseurs de l'unité et a permis de définir des actions prioritaires aux retombées positives pour la disponibilité de ces équipements et par conséquent pour les performances du complexe gazier. En effet, parmi les recommandations que nous avons émises, les première et quatrième ont conduit à des améliorations observées. Ainsi, les défaillances correspondantes, auparavant répertoriées dans l'historique machines, ont pu être évitées. Une généralisation de l'application de la méthode AMDEC, sur les équipements du complexe gazier est à envisager, en intégrant un outil logiciel d'AMDEC.

6. Références

- Bertheau P., « Mise en œuvre de l'AMDEC moyen de production par un service maintenance », Recueil de conférences, Publications CETIM, pp. 77-88, ISBN 2-85400-230-6, 1992.
- Herrou B., Elghorba M., « L'AMDEC un outil puissant d'optimisation de la maintenance, application à un motocompresseur d'une PME marocaine », Conception et Production Intégrées, CPI'2005, CD-Rom session Thème 11-Art.153, 21 pages, Casablanca, 9-11 Novembre 2005.
- Jeannette J.P., « Analyse fonctionnelle et AMDEC, principes et objectifs », Recueil de conférences, Publications CETIM, pp. 11-18, ISBN 2-85400-230-6, 1992.
- Lyonnet P., La maintenance : mathématiques et méthodes, Edition Lavoisier, 1992.
- Monchy F., Maintenance : Méthodes et organisation, Edition Dunod, 2000.
- Ridoux M., AMDEC – Moyen, Techniques de l'ingénieur, AG4220, Juillet 1999.
- Richet D. & al, Maintenance basée sur la fiabilité : un outil pour la certification, Edition Masson, Paris, 1996.
- Renson P., « L'apport de l'AMDEC en fiabilisation des installations industrielles », Performance et Nouvelles Technologies en Maintenance PENTOM 2003, CD-Rom ST-B, 10 pages, Valenciennes, 28-29 Mars 2003.
- Zwingelstein G., « Développement de la Maintenance Basée sur la Fiabilité », Performance et Nouvelles Technologies en Maintenance, PENTOM 2003, CD-Rom SP2, 19 pages, Valenciennes, 28-29 Mars 2003.
- Noureddine R. & al, Maintenance basée sur les modes de défaillance dominants. Application à une installation gazière, 6^{ème} Conférence Internationale - Conception et Production Intégrées (CPI'2009), CD-Rom session C4-Art.28, Fès, Maroc, 19-21 Octobre 2009.

OPTIMISATION D'UNE TRANSMISSION CONTINUMENT VARIABLE À DÉRIVATION DE PUISSANCE : MINIMISATION DE LA MASSE

AÏT TALEB*, A. CHAËBA, M. SALLAOU

Équipe M2I, Département de génie mécanique & structures ENSAM-BP 4024, Marjane II, Meknès Maroc.

*auteur correspondant : mjidait@yahoo.fr

Résumé

Dans l'objectif de réduire les émissions polluantes, un système de transmission, dit « Transmission continue à dérivation de puissance » a été introduit dans la chaîne de traction des véhicules, et par suite augmenter le rendement de la chaîne. Une telle transmission permet d'obtenir une large gamme de vitesses en continu, à partir d'une vitesse d'entrée constante. Ce travail consiste à choisir une configuration optimale de celle-ci. Dans un premier temps, nous déterminons les variables de conception, en l'occurrence la raison de base du train planétaire qui est l'élément clé de la transmission, le rapport du mécanisme à rapport fixe et puis, nous formulons les critères de choix à savoir le flux d'énergie, le rendement et la masse pour chaque configuration. Ensuite, nous analysons le facteur « masse » de la transmission en fonction de la masse du train planétaire, en comparant plusieurs modèles de celui-ci. Dans cette analyse, nous considérons la masse du train épicycloïdal comme une fonction de la configuration adoptée, sachant que le rendement et la masse sont des critères importants pour le choix d'une solution d'un multiplicateur/démultiplicateur de vitesse.

Mots clés : *Chaîne de traction, Conception, Masse, Fonction de volume, Rendement, Densité de transmission, Train épicycloïdal.*

Introduction

La prise de conscience collective des dérèglements climatiques a conduit les pouvoirs publics à mener une politique de réduction des émissions de gaz à effet de serre. Principal responsable de ces modifications, le secteur des transports a été la cible de différentes démarches incitatives et légales visant à réduire les émissions de dioxyde de carbone des véhicules. C'est dans ce contexte que les constructeurs automobiles se sont engagés à réduire les émissions de CO₂ de leur gamme de véhicules. Les progrès technologiques représentent un moyen privilégié pour faire face à cet ensemble de contraintes environnementales. Plusieurs solutions techniques existent, les plus prometteuses restant l'amélioration du moteur thermique ou de la transmission. Schématiquement, on perçoit donc deux méthodes visant à réduire les émissions de CO₂. La première est de conserver la transmission à rapports discrets, et augmenter le rendement du moteur à faible charge. La seconde consiste à réduire le poids du véhicule, et modifier la transmission, qui vise à concentrer l'utilisation du moteur thermique à forte charge, ou le rendement du moteur est intrinsèquement meilleur.

Transmission continûment variable à dérivation de puissance

Une transmission continûment variable à dérivation de puissance (CVPST : Continuously Variable Power Split Transmission) est obtenue en combinant une unité à variation continue (CVT : Continuously Variable Transmission), qui assure le contrôle de la transmission, avec une gamme de rapports continus à un train épicycloïdal (PGT : Planetary Gear Train), qui joue le rôle d'un collecteur ou un dérivateur de puissance selon le type de flux d'énergie et un mécanisme à rapport fixe (FR : Fixed Ratio) qui assure la liaison entre le PGT et la CVT. Elle opère dans un circuit de puissance mécanique à trois branches, où l'une de ces branches est connectée à l'entrée ou à la sortie de la transmission et les deux autres sont reliées par un variateur. Selon le mode de leurs connexions, ces transmissions sont classées en deux catégories, entrée-couplée (Input-Coupled, IC) et sortie-couplée (Output-Coupled, OC) [S. Shembri, 2009]. En plus, le sens de flux de puissance permet de les classer en trois types : Type I, Type II et Type III [A. Ait taleb et al 2012]. D'où, on peut montrer l'existence et l'énumération d'un grand nombre de configurations possibles d'architectures de ces transmissions [A. Ait taleb et al, 2012].

Analyse de la transmission CVPST

L'étude consiste à établir une approche de conception préliminaire d'une transmission continument variable qui consiste à choisir une parmi les six configurations possibles d'une transmission continument variable entrée couplée [A. Ait taleb et al, 2012], qui répond à un cahier de charge imposant la marge du rapport global de la transmission en fonction du domaine d'utilisation. Le choix se base sur des critères tels que la masse, le rendement et le type de flux d'énergie.

Variables de conception

L'étude se rapporte à une transmission continument variable à dérivation de puissance utilisée en automobile [G. Mantriota, 2002], [V. H. Mucino, 2001], [Lu, Z. 1998], qui doit satisfaire le cahier des charge suivant : gamme du rapport global de transmission [-0.4, 1] ; le variateur à une gamme de rapports de vitesses de 0.5 à 2.5.

Dans un premier temps, nous déterminons les variables de conception pour chaque configuration, en l'occurrence la raison de base de PGT t_{PGT} et le rapport de FR τ_{FR} [G. Mantriota, 2002], qui assurent que la transmission quel que soit sa configuration son rapport global $\tau_{CVPST} = [-0.4 : 1]$. Ensuite, il est possible de déterminer le type de PGT [G. Henriot, 1979], le(s) type(s) de flux d'énergie et le rendement de PGT et de la transmission.

Configuration	1	2	3	4	5	6
τ_{PGT}	0.4282	-0.75	2.333	-1.333	1.75	0.5714
τ_{FR}	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4
Type de PGT	IV	III	IV	I	IV	IV

Tableau. 1 : Variables de conception et type de PGT pour différentes configurations

Flux de puissance

Un facteur important d'analyse des flux d'énergie appelé facteur de circulation de puissance permet d'identifier pour chaque architecture le type de flux d'énergie. Ce flux est défini par la nature du rapport de la puissance (P_{cir}) à travers le circuit de contrôle (réalisé par le variateur) et la puissance de sortie (P_s) [V. H. Mucino, 2001]:

$$\gamma = \frac{P_{cir}}{P_s} \quad (1)$$

Rendement d'une transmission continument variable à dérivation de puissance

Il est à noter que le train planétaire joue un rôle fondamental dans la constitution de ces transmissions à dérivation de puissance, son rendement est ainsi un facteur prépondérant dans la modélisation d'un tel système. C'est ainsi que l'étude et l'analyse du rendement de la transmission imposent une définition et une description plus précises du rendement du train planétaire [A. Aittaleb et al, 2012]. Le rendement global de la transmission est fonction du flux d'énergie, des rendements de PGT, CVT (variateur), de FR et de la configuration adoptée (Fig.2).

Minimisation de la masse de PGT

La maximisation de la densité de transmission par engrenages est importante en ce sens qu'elle fournit un couple de sortie élevé en tenant compte des contraintes dimensionnelles. Cela est essentiel, par exemple, dans les boîtes de vitesses des voitures de compétition ou pour réduire la taille et le poids des engrenages dans l'aérospatiale. Il ya plusieurs façons d'augmenter la capacité de charge des trains d'engrenage, y compris la conception, les matériaux et les technologies.

Une approche qui permet d'optimiser à la fois l'agencement cinématique des trains d'engrenages et la géométrie des dents pour atteindre une transmission à haute densité [A. L. Kapelevich, 2011]. Elle introduit des fonctions de volume adimensionnelles de boîte à engrenages (par exemple : PGT) qui peuvent être minimisés par l'optimisation du rapport d'engrenage interne. La capacité de charge ou la densité de transmission est définie par la durée de travail du flanc d'une dent d'engrenage, qui est limitée par le niveau des contraintes admissibles de contact. Pour une paire de roues conjuguées, la densité de transmission de la roue dentée est décrite par le coefficient K_0 [A.L. Kapelevich,

$$2011] \text{ qui est égale à : } K_0 = \frac{2 \cdot T_1}{d_1^2 \cdot b} \times \frac{u \pm 1}{u} \quad (2)$$

T_1 : couple du pignon moteur ;

d_1 : diamètre primitif du pignon d'attaque ;

b : largeur de la surface effective des roues en prise ;

$u = n_2/n_1$: rapport d'engrènement, n_2, n_1 : nombre de dents respectivement des roues motrice et réceptrice ;
+ : engrenage externe, - : engrenage interne.

Fonction de volume

Selon l'application, la densité de transmission K_0 d'un engrenage varie de 0.5 à 4.0 MPa pour les mécanismes commerciaux et de 4.0 à 12.0MPa pour l'aérospatiale, les véhicules de courses et l'automobile. La définition du volume d'engrenage est illustrée dans la Figure 1. Le poids du pignon est : $w_1 = r \times V_1 \times k_{v1}$ (3)

ρ : masse volumique ;

k_{v1} : coefficient d'utilisation du volume de pignon ;

V_1 : Volume du cylindre primitif du pignon qui est égal

$$\text{à : } V_1 = \frac{P}{4} \times d_1^2 \times b \quad (4)$$

En considérant l'équation (2) le volume s'écrit :

$$V_1 = \frac{p \times T_1 \times (u \pm 1)}{2 \cdot k_0 \cdot u} \quad (5)$$

Le volume de la roue conjuguée au pignon est :

$$V_2 = \frac{P}{4} \times d_2^2 \times b = u^2 \cdot V_1 \quad (6)$$

Le poids total des deux roues engrenées est :

$$w = w_1 + w_2 = r \times (V_1 \times k_{v1} + V_2 \times k_{v2})$$

$$w = r \times \frac{p}{2} \times \frac{T_1}{k_0} \times \frac{u \pm 1}{u} \times (k_{v1} + u^2 \times k_{v2}) \quad (7)$$

D'où la fonction de volume adimensionnelle de

$$\text{l'engrenage : } F_v = \frac{u \pm 1}{u} \times (k_{v1} + u^2 \cdot k_{v2}) \quad (8)$$

Nous supposons que les composants de PGT ont la même masse volumique ; le poids total du PGT (fig. 2) est :

$$w = r \cdot V_1 \cdot (k_{v1} + u^2 \cdot n \cdot k_{v2} + t_{PGT}^2 \cdot k_{v3} \cdot k_{bw}) \quad (9)$$

Avec, n : nombre de satellites ; $k_{bw} = b_i/b_e$: rapport effectif des largeurs des dents intérieur et extérieur.

Enfin la fonction adimensionnelle de PGT est

$$: F_{ve} = \frac{u \pm 1}{u \cdot n} \cdot (k_{v1} + u^2 \cdot n \cdot k_{v2} + t_{PGT}^2 \cdot k_{v3} \cdot k_{bw}) \quad (10)$$

Le coefficient d'utilisation du volume k_v dépend de la forme de l'engrenage (corps solide, jante, trous d'allègement, ...), pour le pignon d'entraînement (planétaire) k_v varie de 0.8 à 1, les roues entraînées (satellites) de 0.3 à 0.7 et pour les roues internes (couronne) de 0.05 à 1. Pour atteindre une pression de contact similaire (planétaire/satellite, satellite/couronne), le coefficient k_{bw} est généralement <1, de 0.7 à 0.9. Enfin, nous optimisons la fonction de volume (Fig.3) de chaque type de PGT, qui nous permet d'avoir le rapport u minimum et par la suite, nous déterminons la masse totale de PGT pour chaque configuration.

d'accélération ou dans les côtes, ce qui induit une diminution de consommation.

7. Bibliographie

L. Serveau. (Février 2006). Inventaire des émissions de polluants atmosphériques en France.

G. ALIX. (2008). Comparaison de concepts de moteur diesel en vue de leur hybridation Bilan des émissions de CO2 suivant l'usage en véhicule. LYON : Thèse de Doctorat, L'ÉCOLE CENTRALE DE LYON.

A. Ait taleb, A. Chaaba. (2012). Identification et Analyse des Architectures des Transmissions Continuent Variables à Dérivation de Puissance. Revue de Mécanique Appliquée et Théorique, Vol Spécial (en cours de presse).

Lu, Z. (1998). "Acceleration Simulation of a Vehicle with a Continuously Variable Power Split Transmission". Morgantown, West Virginia ; thesis : Faculty of the Colledge of Enginneering and Mineral Ressources at West Virginia University.

J. Fox, Andrew. (2003). Design and Analysis of amodified Power Split Continuously Variable Transmission. Morgantown, West Virginia: Thesis Submitted to the College of Engineering at West Virginia Univercity.

V.H. Mucino, Z. J. (2001). Design of continuously variable power split transmission systems for automotive applications. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineering, Part D (pp 469-478). Journal of Automobile Engineering 215.

G. Henriot. (1979). Traité théorique et pratique des engrenages I. Paris: Dunod.

G. Mantriota. (2002). Performance of a series infinitely variable transmissions with a type I power flow. Mechanism and machine theory 37, pp 579-597.

S. Schembri Volpe, G. Carbone (2009). Design Optimization of Input and Output Coupled Power Split Infinitely Variable Transmission. ASME. Journal of Mechanical Design., Vol.131 pp 1-11.

A. Ait taleb, A. Chaaba, (2012). On the mechanical efficiency assessment of planetary gear trains: Analytic formulas and an easy algorithm. Journal of Mechanical Science and Technology, Springer. (Article soumis).

A. L. Kapelevich, V. M. Ananiev,(2011). Gear Transmission Density Maximization.Proceedings of the ASME 2011 International Design Engineering Technical Conferences

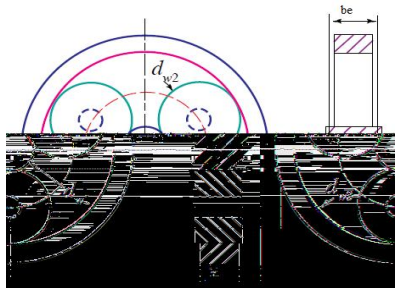


Fig.1 : Définition du volume d'engrenage : b_e =externe ; b_i =interne

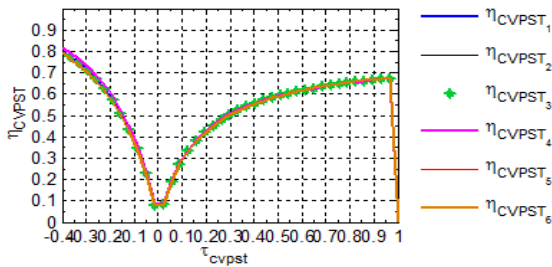
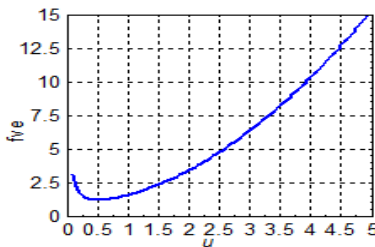


Fig.2 :Rendement global de la transmission de chaque configuration



Optimization terminated:
the current x satisfies the termination criteria
using OPTIONS.TolX of 1.000000e-012
umin= 0.50385

Fig.3 : Fonction volume en fonction du rapport interne de PGT (PGT de Type I)

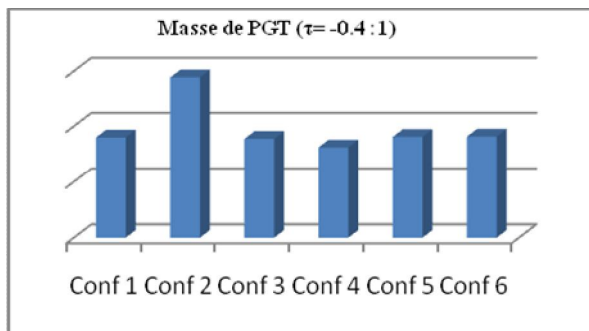


Fig.4 : Masse de PGT pour différentes configurations

Conclusion

Dans cette étude, nous avons déterminé les variables de conception qui répondent au cahier des charges. Puis, nous avons formulés des modèles de rendement, de flux et de masse pour chaque configuration de la CVPST. Les résultats obtenus ont montrés que le critère masse (encombrement) de différents types de PGT est un facteur prépondérant pour le choix de la configuration la plus optimale en terme de masse. En conclusion, diminuer la masse embarquée entraîne nécessairement une demande de puissance detraction moins importante dans les phases

L'ULTRASON POUR EVALUER LE BETON DE FIBRE (ESSAI NON DESTRUCTIVE)

BELARIBI HASSIBA¹, MELLAS MEKKI²

¹Département Génie Civil, Université Mohamed Khider, Biskra, Algérie.

farsoul@yahoo.fr

²Département Génie Civil, Université Mohamed Khider, Biskra, Algérie.

mellas@yahoo.fr

Résumé — Le béton de fibres est un matériau composite (ciment, granulats, fibres et vides) qui peut être considéré comme un matériau composite isotrope (même résistance dans toutes les directions).

Les problèmes de qualité rencontrés dans les structures en béton apparaissent à différentes phases de la réalisation des ouvrages, si pour cette raison que depuis longtemps il y a une demande accrue pour des méthodes plus précises ou considérées comme précises, en même temps, plus souples pour évaluer la qualité du béton ordinaire ou du béton de fibres

Notre travail s'inscrit dans le cadre des mesures de vitesse de son dans deux positions de mesures verticale et horizontale V_v et V_h pour différents pourcentages de fibres en variant le type de conservation d'éprouvettes de béton (air et eau)

Abstract. The fiber concrete is a composite material (cement, aggregate, fiber and empty) can be considered as a composite material isotropic (same strength in all directions). Quality problems encountered in concrete structures appear at different stages of the execution of works, if for this reason that long ago an increased demand for more accurate methods or considered accurate at the same time more flexible to assess quality ordinary concrete or fiber concrete

Our work is part of the velocity measurements in the two positions of vertical and horizontal measures V_v and V_h for different percentages of fiber by varying the type of conservation of concrete specimens (air and water).

Keywords - Concrete, fiber, in situ, non-destructive, polypropylene, ultrasonic testing, quality, evaluation.

INTRODUCTION

Le niveau élevé atteint par la physique vers le milieu du xxe siècle s'est manifesté également dans les méthodes d'essai des constructions. Un vieux désir du constructeur, celui de prévoir la charge qui provoquerait la rupture d'une structure ou d'un élément sans les détruire. Ainsi apparaît les essais non destructifs qui contrôlent la qualité directe de la construction. Dans cet article on décrira une des méthodes non destructives qui est la méthode «ultrasonique». Elle est parmi les plus utilisés en matière d'évaluation de la résistance du béton in situ [2-5-7-8].

Une revue de la littérature indique que les ondes ultrasonores ont été utilisées principalement pour prédire la résistance du béton acceptable [9]. Cependant, cette

méthode peut également être utilisée pour détecter les défauts internes de béton tels que des fissures, délaminages, et / ou alvéoles [9].

Les normes ASTM C 97-83 (ré approuvée en 1991) [1] et BS 1881 : partie 203 :1986 décrivent la méthode d'essai. Et en France, les normes P 18-414 de 1993 et P 18-418 de 1989 spécifient les méthodologies des différentes méthodes. La technique ne peut pas être employée pour la détermination de la résistance de béton fabriqué par différents matériaux dont on ne connaît pas les proportions, La détermination de la vitesse de propagation des ultrasons se fait de trois manières décrite par by Yaman et al. [10], suivant le type de l'élément à tester (comme présenter dans la figure.1).

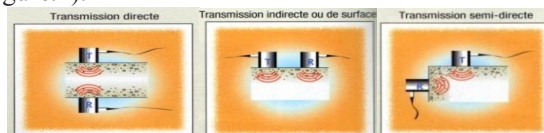


Fig.1: Trois manières de mesure par ultrason (a) semi-direct, (b) direct et (c) indirect

Une vitesse élevée de propagation des impulsions indique généralement un béton de bonne qualité. Leslie et Cheesman (1949) ont donné une relation générale entre la qualité du béton et la vitesse de diffusion des impulsions Cette relation est décrite au tableau 1.

TABL 1: Qualité du béton et la vitesse de diffusion des impulsions (1949) [4].

Qualité	Vitesse de propagation des impulsions, pi/s
Excellente	Supérieure à 15 000
Bonne	12 000-15 000
Douteuse	10 000-12 000
Mauvaise	7 000-10 000
Très mauvaise	Inférieure à 7 000

CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX UTILISÉS

1. Ciment

Le ciment utilisé est de type ciment Portland composé CPJ-CEMII.42,5 provenant de la cimenterie d'Ain-Touta (Algérie).

2. Les Graviers

Nous avons utilisé des pierres concassées de la région de Biskra, le gravier est de classe (3/7) et classe (7/15) leurs caractéristiques est les suivantes:

Propriété physique du gravier (3/15)	Propriété physique du gravier (7/15)
Masse volumique apparente = 1308 kg/m ³	Masse volumique apparente = 1330 kg/m ³
Masse volumique absolue = 2608 kg/m ³	Masse volumique absolue = 2590 kg/m ³
Coefficient de Los Angeles = 22	Coefficient de Los Angeles = 22

TAB 2 : Les caractéristiques de graviers utilisés

Le sable d'oued de la région de Biskra

3. Les Adjuvant

Dans notre étude nous avons utilisé l'adjuvant MEDFLUID (SF) Proviens de l'entreprise GRANITEX-Oued Smar, c'est un fluidifiant. Grâce à ses propriétés le MEDFLUID (SF) permet d'augmenter les résistances mécaniques du béton, augmente la fluidité et donc de faciliter sa mise en œuvre et d'éviter la formation de nids d'abeilles

4. Les Fibres

Les fibres utilisées dans notre étude sont des fibres polypropylène, les principales caractéristiques fournies par le fabricant sont:

Longueur des fibres : 12 mm

Masse volumique : 0.9 kg/m³

ANALYSE DES RÉSULTATS DE BÉTON DURCIS

Dix-huit cubes de 100 mm de cotés sont moulés avec la méthode de Scramtaiv avec des rapports eau/ciment de 0.45, 0.55, 0.65. Ce choix a été fait de telle sorte que les seules variables sont : le rapport eau/ ciment(E/C) et du pourcentage de fibres (0%,0.5%,1% et 1.5%) par volume de béton.

On a pris des mesures de vitesse de son dans deux positions verticale et horizontale Vv et Vh a cause de différentes positions de mesure dans la pratique selon l'élément à tester poteau, poutre éprouvette, ou dalle...

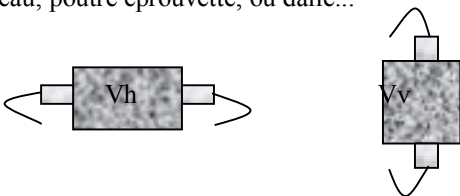


Fig. 2. Mesures de vitesse de son dans deux positions verticale et horizontale Vv et Vh.

Les valeurs de la vitesse du son des différents cubes de béton suivant l'âge et les conditions de conservations et la position de mesure, sont reportés sur les figures suivantes : On commence par présenter la variation de vitesse de son dans le béton ordinaire ou sans fibres nommé béton témoin pour pouvoir faire une comparaison avec le béton contenant des fibres.

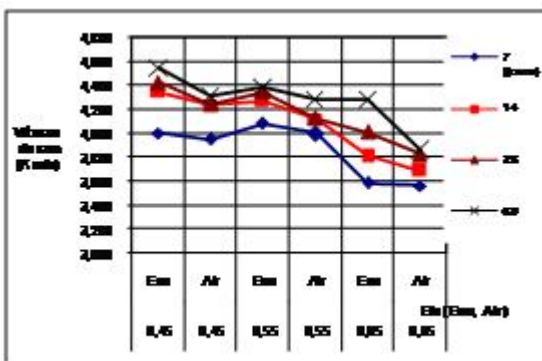


Fig. 3. La vitesse du son Vv du béton témoin MT en fonction de l'âge.

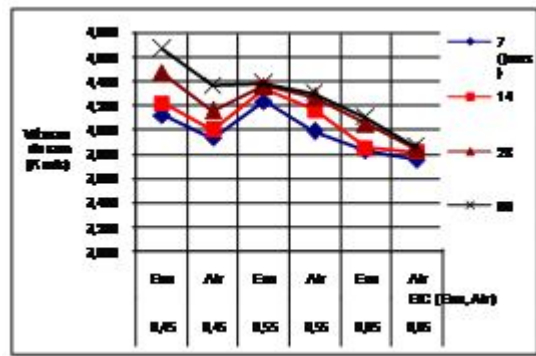


Fig. 4. La vitesse du son Vh du béton témoin MT en fonction de l'âge.

Puis les figures 5 et 6 présentent la variation de la vitesse de son dans le béton avec 0.5 % de fibre polypropylène, tandis que les figures 7 et 8 pour 1% et les figures 9 et 10 pour 1.5 %.

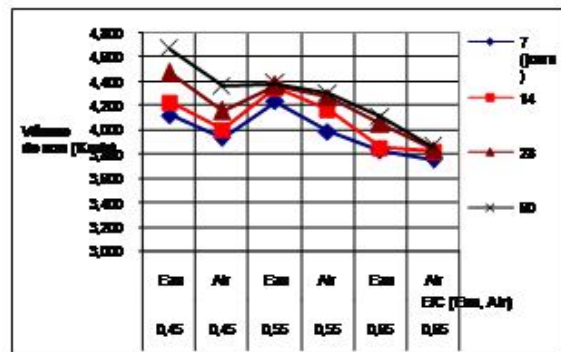


Fig. 5. La vitesse du son Vv du béton témoin M_{0,5} en fonction de l'âge.

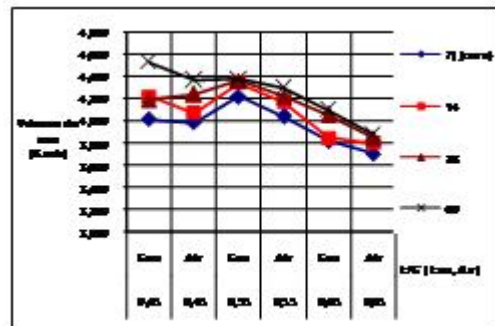


Fig. 6. La vitesse du son Vh du béton de fibres M_{0,5} en fonction de l'âge

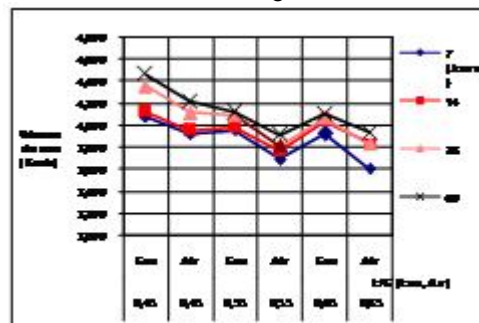


Fig. 7. La vitesse du son Vv du béton de fibres M₁ en fonction de l'âge

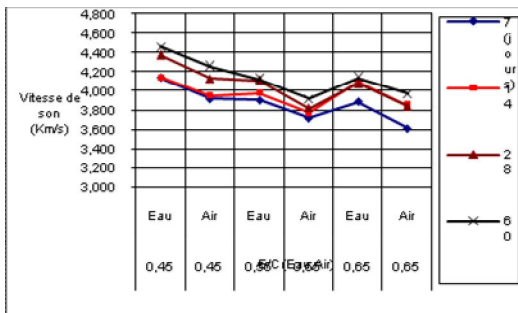


Fig. 8: La vitesse du son Vh du béton de fibres M₁ en fonction de l'âge

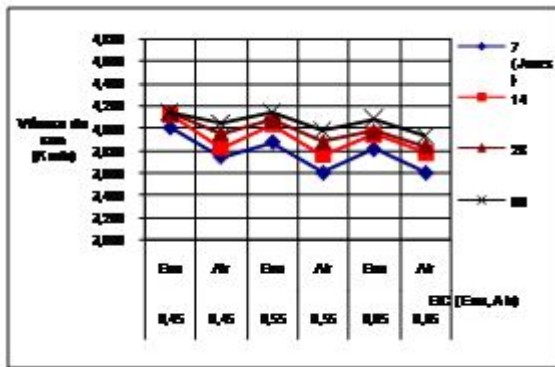


Fig. 9: La vitesse du son Vv du béton de fibres M_{1,5} en fonction de l'âge

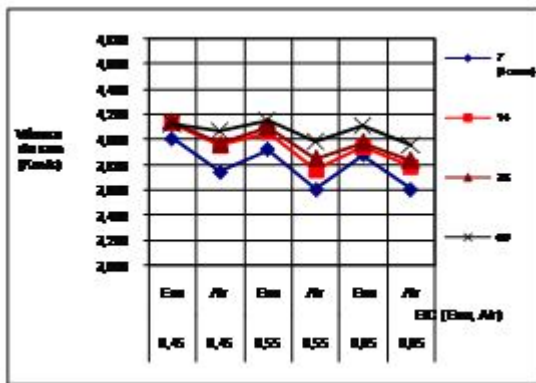


Fig. 10: La vitesse du son Vh du béton de fibres M_{1,5} en fonction de l'âge

La figure 10 suivante montre que l'introduction des fibres change le comportement des impulsions ultrasoniques pour E/C = 0.45 et un pourcentage de fibres 0.5%, elle montre aussi l'influence de condition de conservation dans l'eau e à l'air jusqu'a le jour de test présente sur la Fig. 11.

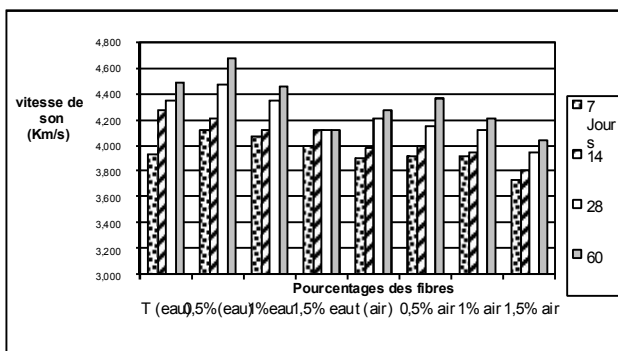


Fig.10 : Influence de pourcentage de fibres (0%,0.5%,1% et 1.5%) sur la vitesse de son en fonction de l'âge dans les deux conditions de conservation pour E/C=0.45

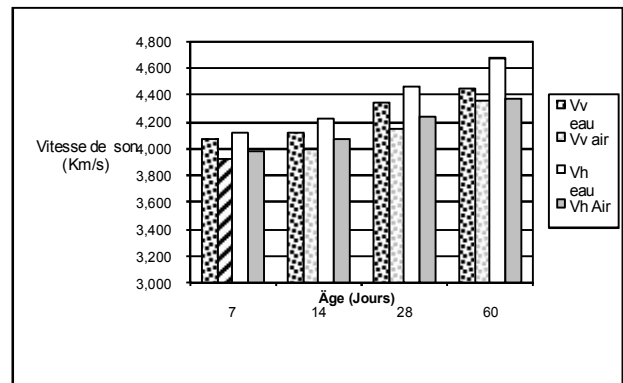


Fig.11 : Influence de pourcentage de fibres (0%-0.5%-1% et 1.5%) sur la vitesse de son en fonction de l'âge dans les deux conditions.

CONCLUSION

D'après notre étude et comparant les résultats mentionnés précédemment, nous constatons que :

La vitesse de son du béton augmente avec l'augmentation de l'âge du béton quelque soit le type de béton, mais diminue avec l'augmentation de la valeur du rapport eau/ciment et ainsi que le pourcentage de fibre.

La vitesse de son du béton conservé à l'eau est plus haute que celle du béton conservé à l'air quelque soit le pourcentage de fibres polypropylène (0%,0.5% ,1%,1.5%) cette augmentation de vitesse de son est attribué au fait que les impulsions ultrasoniques voyagent par les pores remplis par l'eau et pas tout autour des bords de pore comme elles le font dans un état sec d'après Mellas [6] .

La vitesse de son est la plus élevée dans le cas de E/C = 0.45 et le pourcentage de fibres égale à 0,5% part apport aux autres pourcentages.

On peut dire que la méthode ultrasonique est méthode non destructive est fiable pour évaluer l'état de l'ouvrage.

REFERENCES

- ASTM C 150-84 BS12(1989) *Method of testing cement, chemical testing.*
- H. Tomsett, Br. J. Non-destruct. Test. 18 (1976) 82.
- Limaye HS. *Nondestructive testing of concrete and masonry using an FFT analyzer.* In: Proceedings of the ISA 90, vol. 45, advances in instrumentation and control, New Orleans, LA; 1990. p. 485-9
- Leslie, J.R. et Cheesman, W. J.(1949): An Ultrasonic method for studying deterioration and cracking in concrete structures. Amer Concrete Inst, Proceedings, Vol 46, sept 1949, pp. 17-36.
- Malhotra V, Carino N. *CRC handbook on nondestructive testing of concrete.* Boca Raton, FL: CRC Press; 1991.
- Mellas. M (2003) : L'utilisation Du Microscope Electronique A Balayage Et Les Diffractons Par Rayons X Dans L'étude Des Ciments Et Bétons, Thèse de doctorat en génie civil. 2003
- R. Elvery, *Ultrasonic Testing of Concrete—the Use of the PUNDIT*, CNS Farnell/Fulton-Group Ltd., Borehamwood, UK, 1972.
- T. Naik, V. Malhota, *The Ultrasonic Pulse Velocity Method*, Handbook on Non-Destructive Testing of Concrete, 1991, p. 169.
- W Malhotra VM. *Testing hardened concrete: non-destructive methods*, ACI Monograph No. 9, Detroit, MI, 1976.
- Yaman IO, Inci G, Yesiller N, Aktan HM. *Ultrasonic pulse velocity in concrete using direct and indirect transmission.* ACI Mater J 2001;98(6):450-7

COMPARAISON DES DIFFERENTS METHODES POUR LA DETECTION DES DEFAUTS DES ROULEMENTS

BENBOUAZZA ABDELKADER ¹, HANAE AZZAOU¹, REGAD YOUSSEF ¹ ELKIHIL BACHIR ¹, DELAUNOIS FABIENNE ²

¹LGIMPM, Laboratoire Génie Industriel Maintenance et Production Mécanique, ENSAO BP 669 Complexe Universitaire Mohamed 1^{er}, Oujda Maroc.
a.benbouaza@gmail.com

²UMONS, Faculté Polytechnique, Laboratoire Métallurgie, Université de Mons, Service de Métallurgie, Rue de l'Epargne, 56 7000 Mons, Belgique

Résumé. Pour détecter les différents défauts des machines tournantes, la maintenance conditionnelle par analyse vibratoire est le meilleur outil de surveillance est de diagnostic.

Le roulement est un élément très important pour la construction des machines tournantes, il est conçu pour fonctionner à long terme, même dans des conditions de travail idéale des défauts apparaître qui nuisent le bon fonctionnement du système, due au passage répétitif des billes sur les pistes qui engendre des fortes contraintes mécaniques en entraînent peu à peu une dégradation du métal par fatigue et finissent par provoquer l'apparition des fissures et des écaillages des surfaces.

L'objectif de cet article est de faire une étude comparative de quelques méthodes pour la détection des défauts de roulement par analyse vibratoire.

Abstract: The bearing is a very important element for the construction of rotating machinery, it is designed to run on very long terms, even under ideal working faults occur that affect the proper functioning of the system, due to the passage of the balls on repetitive tracks which leads to high mechanical stresses result in gradually degradation of metal fatigue and eventually cause the appearance of cracks and spalling. This article aims to make a comparative study of some methods for the detection of bearing defects by vibratory analysis.

Mots-clés: Facteur crête, Analyse spectrale, Analyse d'enveloppe, décomposition en valeur singulier, Transformer en ondelette.

Introduction

L'analyse vibratoire est devenue un outil essentiel pour la maintenance moderne, elles permettent d'éviter des arrêts de production non programmés par une gestion en temps réel de l'état de la machine.

Les roulements, ou paliers à éléments roulants sont les composants stratégiques des machines tournantes situés entre les parties fixes et les parties mobiles de la structure, ils assurent la transmission des efforts et la rotation de l'arbre. Mais s'ils sont les plus courants, ces composants sont aussi les plus fragiles. Il faut dire que les différents éléments qui les constituent (les billes, la cage et les bagues) sont en permanence sollicités. Il peut s'agir d'un défaut de cage, de bille, de piste intérieure ou de piste

extérieure. Ces différents défauts sont caractérisés par des fréquences en fonction de paramètres connus [1].

Dans cet article l'étude est divisée en deux parties:

- On discute les différentes méthodes de détection d'un point de vue théorique,
- Application de ces méthodes sur un banc d'essai de vibration.

Méthodes de détection des défauts de roulement

L'analyse spectrale : est devenue l'outil fondamental pour le traitement des signaux vibratoires parce qu'il est beaucoup plus aisé de travailler dans le domaine des fréquences que dans le domaine des temps. De ce fait est née l'idée de l'analyse en fréquence (spectrale) où le signal amplitude/temps est converti en signal amplitude/fréquence à l'aide de la transformée de Fourier. Cette représentation permet de connaître le contenu spectral d'énergie ou de puissance, présent dans le signal à la fréquence f et donc de détecter la présence d'un défaut générant un choc périodique à une fréquence de défaut [2].

La détection d'enveloppe [3] (ou "démodulation d'amplitude"). Son principe consiste à filtrer en passe-bande le signal temporel et à réaliser ensuite la transformée de Fourier de l'enveloppe du signal obtenue. La méthode permet donc de s'affranchir des signaux parasites basse fréquence émis par d'autres défauts de la machine (balourd, désalignement, etc.), et de ne garder que les signaux émis par les défauts des roulements (à haute fréquence). Ensuite, il ne reste plus qu'à rechercher les fréquences caractéristiques des défauts sur le spectre de l'enveloppe du signal filtré... « Cette méthode est intéressante pour réaliser un diagnostic à un stade précoce et pour mettre en évidence des défauts généralement difficiles à observer (lorsque la puissance du signal est faible ou distribuée sur une large plage fréquentielle) [4].

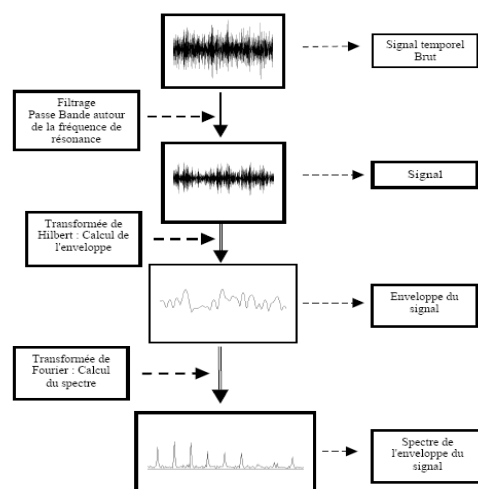


Fig. 1 : principe de détection de l'enveloppe

Transformée en ondelettes : Lorsque le signal n'est pas quasi périodique dans le temps, la transformée de Fourier n'est plus applicable. Il faut alors recourir à un autre outil mathématique : la transformée en ondelettes (TO). Cette dernière permet d'étudier simultanément l'information temporelle et fréquentielle (la méthode de l'enveloppe traitant les signaux dans un domaine puis dans l'autre mais jamais simultanément). De nombreux ouvrages décrivent la transformée en ondelettes. Dans [5], elle est notamment utilisée pour détecter les défauts dans les roulements.

La décomposition en valeurs singulières (SVD) : est un outil permettant l'extraction des composantes principales d'une matrice. Dans le cas de signaux vibratoires, ces composantes principales sont en fait liées à des structures de données maximisant l'énergie du signal. A titre d'exemple, la SVD d'une matrice composée des mesures vibratoires en différents points d'une structure, permet sous certaines conditions de retirer les modes propres spatiaux dominants présents dans ces données [6]. Dans cet article, la SVD est utilisée pour décomposer la matrice résultante de la TO en ses différentes composantes à énergie élevée : les composantes parasites de faible énergie, dues au bruit par exemple, sont alors écartées. La SVD met ainsi en évidence des « modes propres fréquentiels » correspondant aux différentes composantes de haute énergie. La SVD permet ainsi de « zoomer » et de faire apparaître les différentes fréquences caractéristiques des défauts qui n'apparaissent pas clairement lors d'une première transformée en ondelettes. Elle s'agit un peu comme un filtrage des composantes inintéressantes au profit des composantes dominantes.

Fréquences caractéristiques [7]

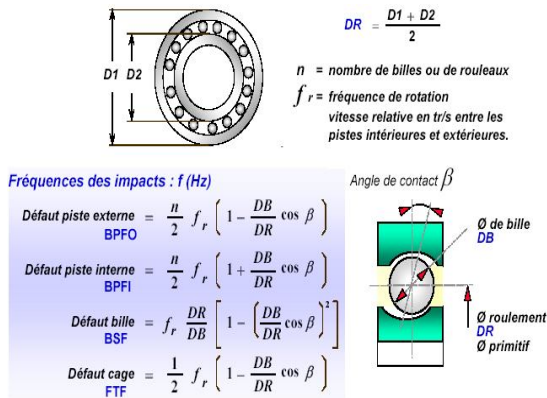


Fig. 2 : Fréquences caractéristiques

Application des différentes méthodes de détection de défauts de roulement

4.1. Description banc d'essai :

Pour faire une étude sur les différents défauts qu'on peut avoir sur un roulement (défaut de cage, de bille, de piste intérieure ou de piste extérieure) nous avons réalisé un banc d'essai au sein de notre laboratoire. Le banc est constitué de :- Moteur électrique monophasé 0,35 KW ; 2800 RPM.
 - Roulements rigides à bille 6005-2Z.

-Accouplement élastique.

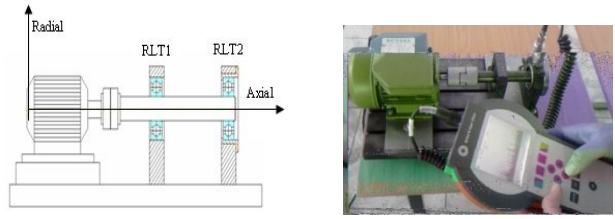


Fig. 3 : banc d'essai

Roulement à contrôler :

Pour créer un défaut sur le roulement 6005-2Z. Nous avons réalisé une rainure sur la bague externe du roulement.



Fig. 4 : Roulement à contrôler

Analyse d'enveloppe

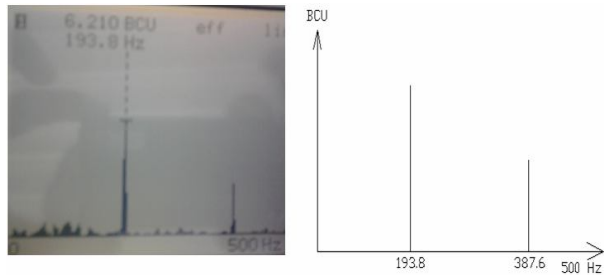
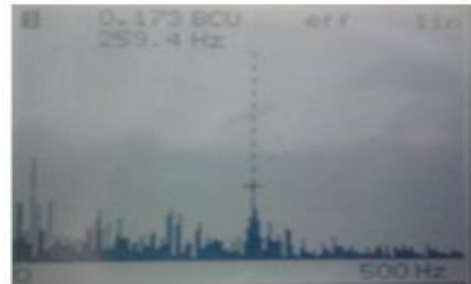


Fig. 5 : Roulement sans défaut

Fig. 6 : Roulement avec défaut sur la bague externe Il y a apparition du pic de

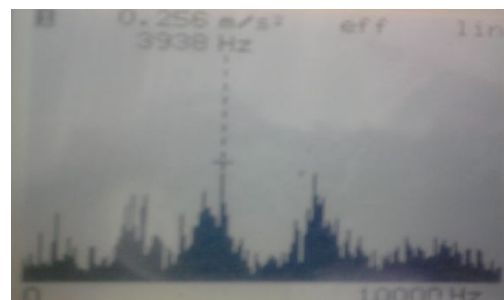


Fig. 7 : Roulement sans défaut

la fréquence du défaut de la bague externe 193,8 Hz et son multiple 387.6 Hz.

Analyse spectrale

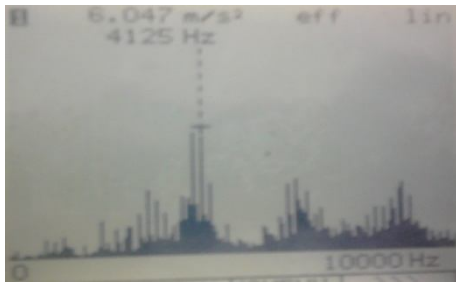


Fig. 8 : Roulement avec défaut sur la bague externe

D'après cette figure, il y a une augmentation de l'amplitude du signal par rapport au roulement sans défaut

Transformée en ondelettes

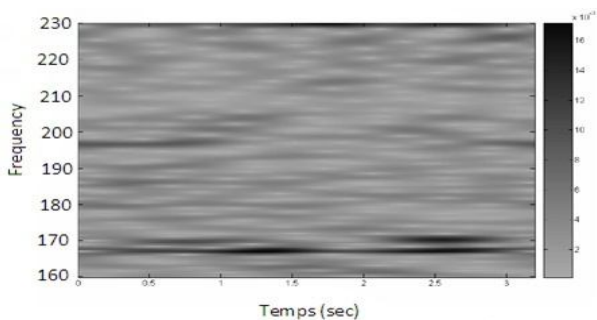


Fig. 9 : Roulement sans défaut

D'après cette figure, il semblerait qu'aucun défaut ne soit présent. En effet, aucune raie n'est réellement visible ce qui est logique puisque dans ce cas ci, le roulement est neuf.

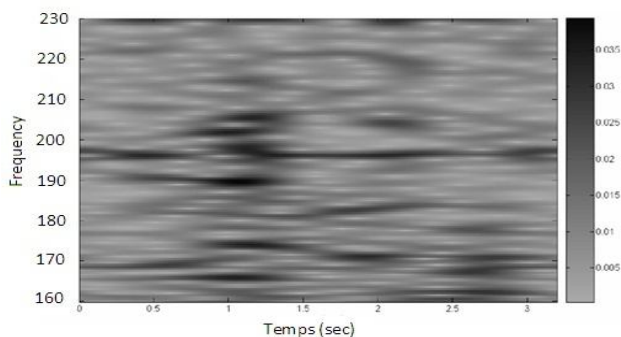


Fig. 10 : Roulement avec défaut sur la bague externe

A partir de cette figure, il est difficile de dire si un défaut est présent ou pas. On peut souligner que le niveau d'énergie a sensiblement augmenté : pour 0,016 en état de référence, on est passé à 0,025 dans le cas BPFO.

Décomposition en valeurs singulières

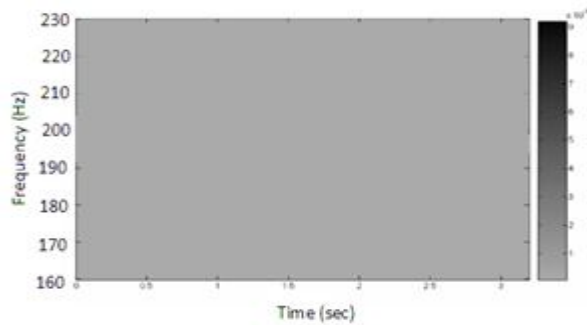


Fig. 11 : Roulement sans défaut

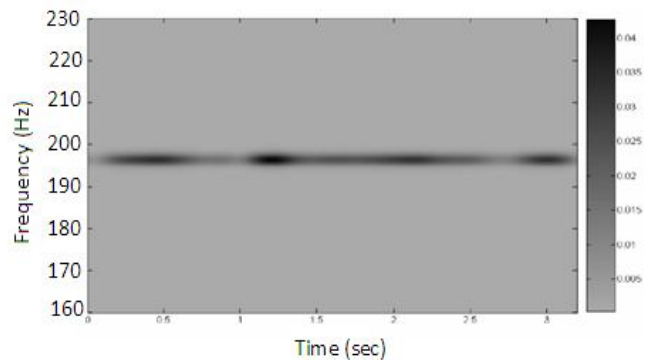


Fig. 12 : Roulement avec défaut sur la bague externe
Apparition d'une raie à 194Hz, la fréquence du défaut piste externe.

Conclusion

Le roulement est un élément très important dans la construction des machines tournantes. Son usure rapide est très coûteuse à nos entreprises. Pour établir un diagnostic sur l'état de roulement, il faut chercher tout d'abord ses caractéristiques et son type de montage.

D'après les essais réalisés, on conclut ce qui suit :

- L'analyse d'enveloppe et la décomposition en valeurs singulières sont les meilleures méthodes pour la détection des défauts de roulement.
- La fréquence du défaut de bague externe est excitée lorsqu'un élément roulant passe sur un défaut. Donc apparition de la BPFO.
- l'analyse spectrale et Transformée en ondelettes ne permettent pas de détecter l'élément défaillant.

RÉFÉRENCES

[1] COLLIENNE G., Comparaison d'un capteur sonore et d'un capteur d'accélération dans le cadre de la maintenance vibratoire, travail de fin d'études, Gramme Liège, 2004.
 [2] Philippe ESTOCQ Une approche méthodologique numérique et expérimentale d'aide à la détection et au suivi vibratoire de défauts d'écaillage de roulements à billes. Université de Reims Champagne 16 décembre 2004.

- [3] Marie-Line Zani Article maintenance préventive les roulements, des composants à surveiller de près Avril 2003.
- [4] Jacky DUMAS & Bruno BENNEVAULT 01dB-STELL (Groupe MVI technologies) DEBUTER LA MESURE VIBRATOIRE.
- [5] LESCEUX J.M., Détection précoce de défauts dans les roulements par analyse vibratoire, Revue Scientifique des ISILF – vol 10, Avril 1996.
- [6] LENAERTS V., Identification de modèles structuraux en de dynamique non linéaire, Université Liège, thèse de doctorat, 2003.
- [7] Benllali. Yacine, Hadjadj. Aoul .Elias, Khalifa. Dalila Thèse projection de la maintenance préventive conditionnelle des roulements par analyse vibratoire.

MAINTENANCE PREVISIONNELLE BASEE SUR UN MODELE D'USURE DU BROYEUR CIMENT.

H. GZIRI¹, S. ELMADANI¹, A. MOUSRIJ¹,
E. EL KIHHEL².

¹Faculté des Sciences et Techniques de Settat. BP 577
Université Hassan Premier, Settat
hgziri@gmail.com; mousrij@gmail.com;
saadelmadani@yahoo.fr

²Ecole Nationale des Sciences Appliquées
Université Mohammed Premier, Oujda
belkihel@ensa.ump.ma

Introduction

Au fil des années, les pratiques de maintenance des installations industrielles ne cessent de se développer et de se multiplier. Parallèlement, les efforts conjugués pour développer des avantages concurrentiels progressent au rythme du développement des technologies, des compétences et des organisations. La fonction de maintenance devient un vrai levier de performance et de compétitivité des entreprises, jouant un rôle fondamental dans la maîtrise du coût global des équipements, de la qualité et des délais de livraison des produits et services. La fonction maintenance n'est plus perçue comme un centre de coût mais plutôt comme un centre de profit [1]; [2]. Elle consiste de plus en plus à anticiper et à éviter l'occurrence des dysfonctionnements. Une maintenance bien gérée permet en effet de diminuer les coûts associés à ces dysfonctionnements en augmentant la fiabilité globale et la disponibilité de l'outil de production et en chassant les gaspillages dus à la fabrication des produits non-conformes[3].

Une politique de maintenance bien adaptée et bien gérée doit donc répondre aux impératifs des objectifs des systèmes de production, et permettre de garantir la disponibilité et la fiabilité de ces systèmes. La maîtrise des lois de dégradation des composants du système de production est l'un des défis que la fonction maintenance doit surmonter car cette dégradation a pour impact non seulement sur l'état du système, mais aussi sur la qualité des produits fabriqués. Dans cet article, on va faire une étude permettant d'établir une loi de dégradation des galets du broyeur ciment. Ceci dans le but d'installer une politique de maintenance prévisionnelle.

La maintenance prévisionnelle

Les entreprises opèrent des choix parmi les différents types de maintenance en fonction de multiples éléments techniques, économiques et de facteurs internes et externes. Dans [4], les auteurs présentent un cas d'étude illustrant les différentes étapes de la démarche à suivre pour la réussite de l'implantation d'un système de gestion de maintenance. Cette démarche fournit les directives utiles pour la prise de décision concernant la politique de maintenance à adopter.

En fonction de l'évolution des technologies de diagnostic et de contrôle des équipements et du suivi de leur dégradation, les gestionnaires cherchent à adopter d'avantage des politiques de maintenance prévisionnelle basées sur l'extrapolation des résultats issus de ces suivis. Des approches de maintenance prévisionnelle sont ainsi

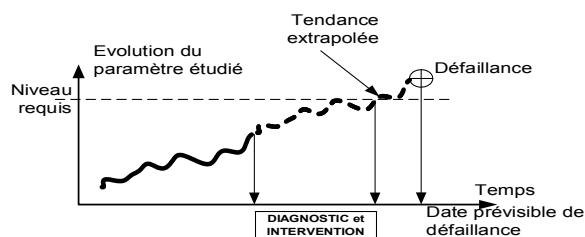


Fig. 1 : Maintenance prévisionnelle

développées subordonnées à l'analyse de l'évolution surveillée de paramètres significatifs de la dégradation du bien à maintenir. Ces actions sont donc exécutées en suivant les prévisions extrapolées de l'analyse et de l'évaluation de la dégradation (figure 1).

La mise en œuvre d'une stratégie de maintenance prévisionnelle a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche. [5], a développé un modèle de sélection de techniques de diagnostic et d'instrumentation dans un programme de maintenance prévisionnelle combinant l'analyse vibratoire et l'analyse des huiles. Ce modèle est basé sur les deux outils de recherche opérationnelle, le Processus d'Analyse Hiérarchique et l'Analyse Factorielle. Dans [6] les auteurs ont proposé quant à eux une démarche à suivre pour réussir l'implémentation d'une maintenance prévisionnelle. Carnero a par ailleurs proposé un système composé d'indicateurs pour contrôler l'instauration d'un Programme de Maintenance Prévisionnelle (PMP) afin de faciliter la détection précoce des anomalies susceptibles d'apparaître durant l'implantation de ce programme [7]. Les indicateurs proposés sont classés en quatre catégories : l'évaluation économique, la structure organisationnelle, la qualité externe (processus et produit) et qualité interne (procédures de détection, diagnostic et correction des irrégularités lors de l'implantation du PMP) et l'évolution dans le temps.

Néanmoins, les contributions scientifiques et industrielles dans ce domaine ne permettent pas de construire systématiquement une solution optimale intégrant tous les acteurs d'implantation d'une maintenance prévisionnelle. Dans ce contexte, [8] a proposé un cadre de modélisation pour formaliser la conception d'un système de maintenance prévisionnelle. Cette formalisation, basée sur l'association des trois processus fondamentaux (processus de surveillance et diagnostic, processus de pronostic et processus d'aide à la décision), aboutit à la définition d'un système intégré de maintenance prévisionnelle.

La maintenance prévisionnelle est plus que jamais au centre des débats. Sa pertinence fait l'unanimité, mais elle reste peu pratiquée sur le terrain. Elle exige en effet une instrumentation spécifique, une logistique importante à mettre en place et elle induit également des coûts non négligeables. La maintenance prévisionnelle basée sur la qualité du produit fabriqué [9] ouvre l'horizon vers d'autres approches qu'on peut adopter selon le contexte industriel et aussi en fonction des moyens dont on dispose.

Nous proposons dans cette recherche une étude de cas traitant l'installation d'une politique de maintenance prévisionnelle basée sur la loi de dégradation d'un système de production et sur le contrôle de qualité du produit fabriqué. Les non-conformités observées sur les produits

fabriqués sont souvent les conséquences de dysfonctionnements des processus de mise en œuvre et de défaillances des équipements de production.

Système de broyage ciment

Le processus de fabrication du ciment se réduit schématiquement aux trois opérations suivantes :

- Préparation du cru
- Cuisson
- Broyage et conditionnement

Le broyage a pour mission de broyer le clinker, le gypse, les ajouts et les additifs secondaires. Le broyage procède par fragmentation successive des grains pour augmenter la réactivité du clinker en augmentant la surface de contact. On introduit la matière à broyer sur un plateau tournant, sur lequel la matière est broyée par des galets. Un séparateur à air au-dessus du broyeur sépare le ciment fini.

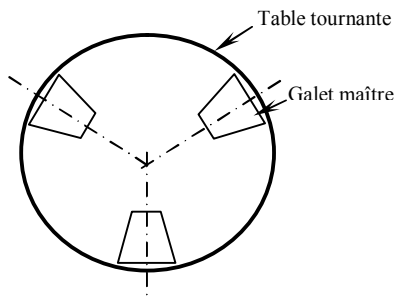


Fig. 2 : Eléments du broyeur de ciment

La figure 2 montre les trois galets qui sont destinés au broyage du ciment. La capacité du broyeur est estimée à 250 Tonnes/heure. D’où la nécessité de garantir la disponibilité à travers l’instauration d’une politique de maintenance adéquate. Le grand problème que connaît le broyeur est l’usure qui se manifeste sur les galets, ce qui se traduit par une diminution du rendement du broyeur est aussi par des arrêts pour des interventions correctives qui ne sont pas programmées. Notre objectif est d’étudier le phénomène d’usure sur les galets et voir la possibilité d’établir le lien entre l’usure les différents paramètres de fonctionnement du broyeur.

Détermination du modèle d’usure

La première étape consiste à faire un repérage des points sur le galet (figure 3), le montage des mesures est effectué à l’aide d’une règle disposée le long du galet et permet de mesurer la profondeur de l’usure en chaque point (figure 4). Le relevé des mesures en ces points est donné dans le tableau 1.

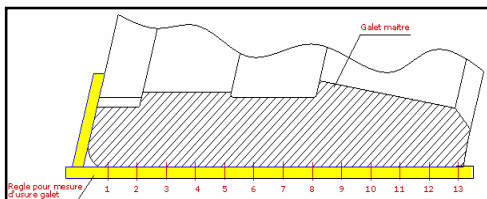


Fig. 3 : Repérage des points sur le galet

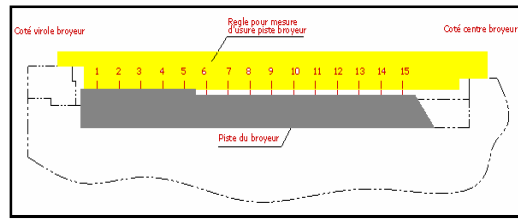


Fig. 4 : Montage de mesure

Tableau 1. Relevé des valeurs de l’usure

Date de mesure	Points de mesure N°												
	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13		
01/03/07	14	12	10,5	9	8	8,5	7	5	3	2	1		
01/05/07	17	15,5	14	11,5	10,5	10	8	6	5	4	1,5		
01/06/07	19	17	15,5	13,5	12	10	8	6	4	2	1		
01/07/07	21	19	17	14,5	13,5	11,5	9	7	5	3,5	1		
01/08/07	22	20	18	15,5	14	10	8	6	4	2	1		
01/09/07	23	21,5	19	16,5	14,5	10	8,5	7	5	4	2		
01/10/07	24	22,5	20,5	17	15	10,5	9	7,5	6	4	2		
01/11/07	29	26,5	23	19	16,5	12	8	6	4	2	1		

Choisissons quelques points d’un galet et illustrons l’évolution de l’usure en fonction du temps (figure 5).

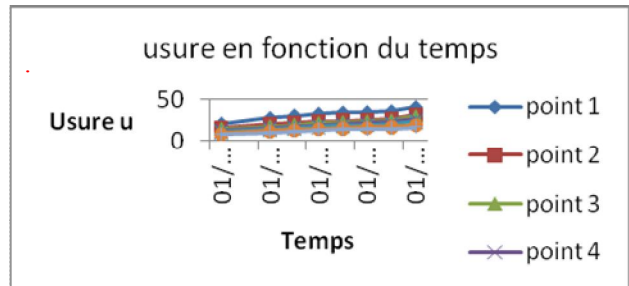


Fig. 5 : Évolution de l’usure en fonction du temps

Le graphe montre qu’au fur et à mesure que l’on s’éloigne de l’axe la valeur de l’usure augmente. Chaque point repéré est caractérisé par une vitesse linéaire. Donc on peut conclure que l’usure est influencée directement par la vitesse linéaire liée à ce point.

Les responsables du broyeur ont fixé une valeur limite de l’usure au-delà de laquelle le broyeur ne peut plus donner le produit avec une granulométrie imposée par les normes de qualité. La valeur de la profondeur de l’usure est fixée à 20. Appelons cette valeur le critère limite de l’usure (U*) ou la durée de vie en ce point.

Dans la figure 6, le traçage de la ligne correspondant à la valeur du critère limite donne pour chaque valeur de vitesse linéaire, le temps pour atteindre la valeur limite U*.

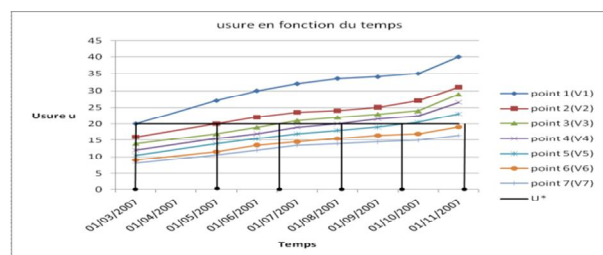


Fig. 6 : Critère limite de l’usure

À partir de ce graphe on peut faire sortir les valeurs de t qui donnent la relation liant la durée de vie t et la vitesse linéaire en prenant comme condition le critère limite de l'usure U^* . Ces valeurs sont illustrées dans le tableau 2.

Tab.2 : vitesse et durée de vie en chaque point

Point	1	2	3	4	5	6	7
R(m)	2,7	2,6	2,5	2,4	2,3	2,2	2,1
V(m/s)	6,22	5,98	5,76	5,53	5,29	5,07	4,83
T	20	75	125	160	205	255	295

La figure 7 illustre l'évolution de la durée de vie t en fonction de la vitesse.

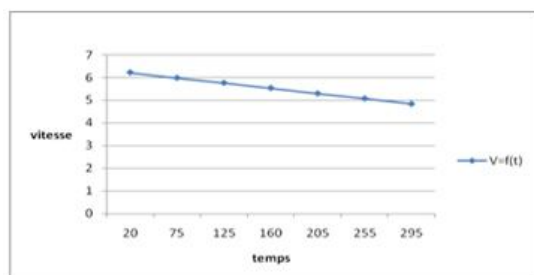


Fig. 7 : évolution du temps en fonction de la vitesse

Sur une échelle décimale, on trace la courbe d'évolution du temps en fonction de la vitesse. L'usure est linéaire en fonction du temps.

Donc on peut écrire l'équation de l'usure :

$$[1] \quad V = a.t + b$$

Où a et b sont des coefficients de la courbe d'usure.

$$a = -0,0044 \quad \text{et} \quad b = 6,31$$

$$\text{D'où } V = -0,0044t + 6,31$$

Si on impose une vitesse à la table tournante on peut estimer le temps nécessaire pour atteindre le critère limite de l'usure en chaque point. En se basant sur ce modèle et par extrapolation on peut programmer une intervention de maintenance qui se traduit par le rechargement des galets.

Conclusion

L'objet de ce travail est de répondre à des interrogations relatives à la manière d'améliorer la disponibilité des systèmes de production à l'aide d'une maintenance efficacement organisée et gérée en intégrant des aspects de mesure et contrôle. La problématique que nous essayons d'éclaircir est de savoir si c'est possible d'élaborer un modèle de dégradation du broyeur.

La première étape de cette recherche a consisté à établir le lien entre la dégradation qui se manifeste par une usure du broyeur et les paramètres de réglage telle que la vitesse de rotation. Ce lien a été établi, et on a pu trouver un modèle de dégradation du broyeur. Néanmoins l'introduction de d'autres paramètres tels que la température et l'état de la matière à broyer rend la détermination du modèle d'usure relativement difficile. Cela nous permet de dégager quelques questions :

- Comment se manifeste l'usure en tenant en compte tous les paramètres de broyage du ciment ?
- Est-il facile de deviner automatiquement un profil de dégradation pour les équipements au départ de l'établissement d'un profil de dégradation de la qualité du produit fabriqué ?

- La dégradation du broyeur suit-elle la même tendance que la dérive observée sur la caractéristique produit ?

Bibliographie

- [1] Alsyouf I., The role of maintenance in improving companies' productivity and profitability. *International Journal of Production Economics*, Volume 105, Issue, 1 2007, Pages 70-78, January.
- [2] Kutucuoglu, K., Hamali, J., Irani, Z., Sharp, J., A framework for managing maintenance using performance measurement systems. *International Journal of Operations and Production Management*, 21 (1/2), pp. 173-194, 2001.
- [3] Al-Najjar B., Alsyouf I., Improving effectiveness of manufacturing systems using total quality maintenance. *Integrated Manufacturing Systems*, 11, pp. 267-276, 2000.
- [4] Waeyenbergh G, Pintelon L, Maintenance concept development: a case study. *International Journal of Production Economics*, Volume 89, Issue 3, Pages 395-405, 18 June 2004.
- [5] Carnero M.C, Selection of diagnostic techniques and instrumentation in a predictive maintenance program. A case study. *Decision Support Systems*, Volume 38, Issue 4, Pages 539-555, January 2005.
- [6] McKone K, Weiss E, Guidelines for implementing predictive maintenance. *Production and Operations Management*, 11(2):109-124, 2002.
- [7] Carnero M.C, The control of the setting up of a predictive maintenance programme using a system of indicators. *Omega*, Volume 32, Issue 1, Pages 57-75, February 2004.
- [8] Leger J.B., Contribution méthodologique à la maintenance prévisionnelle des systèmes industriels de production : proposition d'un cadre formel de modélisation.. Université de Nancy 1, Nancy, France. Thèse soutenue en 1999.
- [9] Gziri H., Mousrij A., Riane F., Elkihel B. - élaboration d'une maintenance prévisionnelle basée sur la qualité du produit - MOSIM'08 - Paris- France du 31 mars au 2 avril 2008.

Complément du thème 3 (MATERIAUX SOLIDES ET COMPOSITES)

UN NOUVEAU MODELE DE COMPORTEMENT DES MATERIAUX COMPOSITES STRATIFIES AFFAIBLIS PAR DES DECOHESIONS DES PLIS

YAHYA BERREHILI

Equipe de Modélisation & Simulation Numérique(E.M.S.N)
Université Mohammed 1^{er}, Ecole Nationale des Sciences
Appliquées, Oujda.

Introduction

Si des résultats sur la modélisation du comportement des matériaux composites sont bien établis, grâce aux méthodes d'échelles multiples (l'homogénéisation plus précisément [5][9][13][16]), certaines situations, comme le montre ce papier, méritent de repenser entièrement la démarche de la modélisation. En effet, en considérant une structure composite stratifiée dans laquelle a été développé un endommagement par décohésion et en supposant que cette décohésion intéresse un volume fini, contenant un grand nombre de plis, on montre que le comportement effectif de ce volume n'est pas celui d'un matériau simple où les résultats sont classiques et bien connues mais celui d'un matériau à microstructure : On doit rajouter au champ de déplacement macroscopique usuel un champ de vecteur plan, représentant le glissement relatif plan des couches raides par rapport aux couches souples[2]. On s'intéresse donc, dans ce papier, à un exemple se voulant démonstratif de la nécessité de repenser entièrement de la démarche de modélisation des structures composites endommagées[8][10][11][12].

Formulation du problème

On se place dans le cadre de l'élasticité linéaire et on considère une structure composite stratifiée qui occupe dans son état non déformé un ouvert Ω de \mathbf{R}^3 . La structure est constituée d'une répartition périodique de plis élastiques et isotropes (jouant le rôle de renforts), noyés dans une matrice supposée aussi élastique et isotrope, et qui sont superposés suivant la direction \mathbf{e}_3 , troisième composante d'une base orthonormée de \mathbf{R}^3 ($\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3$).

On suppose que dans une partie noté Ω_c de Ω les plis sont parfaitement collés à la matrice alors que dans la partie complémentaire noté Ω_d ils sont supposés décollés mais qui restent en contact avec la matrice au cours de la déformation. On suppose aussi que les plis décollés peuvent glisser sans frotter, ce qui revient à exprimer que le champ de déplacement normal est continu et que le cisaillement est nul aux interfaces décollées.

Notons par n le nombre de plis, constituant la structure composite, supposé assez grand pour le paramètre relatif à la taille de la microstructure $\varepsilon=1/n$ soit assez petit. Le champ de déplacements et de contraintes, notés respectivement alors par \mathbf{u}^n et $\boldsymbol{\sigma}^n$ sont solutions du problème d'élastostatique suivant :

$$\text{Div } \boldsymbol{\sigma}^n = 0 ; \boldsymbol{\sigma}^n = \mathbf{A}\boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}^n) ; \boldsymbol{\varepsilon} = 1/2(\nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^T) \text{ dans } \Omega \setminus \Gamma_n^d$$

$$\mathbf{u}^n = 0 \text{ sur } \Gamma_c ; \boldsymbol{\sigma}^n \mathbf{n} = \mathbf{F} \text{ sur } \Gamma_s$$

$$[\mathbf{u}^n] = 0, [\boldsymbol{\sigma}^n] \mathbf{e}_3 = 0 \text{ sur } \Gamma_n^c$$

$$[\mathbf{u}^n]_3 = 0, [\boldsymbol{\sigma}^n]_{33} = 0, \boldsymbol{\sigma}^n_{13} = \boldsymbol{\sigma}^n_{23} = 0 \text{ sur } \Gamma_n^d \quad (\mathcal{P}^n)$$

La structure est supposée encasturer sur une partie Γ_c du bord $\partial\Omega$ et soumise à une densité de force \mathbf{F} sur la partie complémentaire Γ_s (voir Figure 1). La densité de force volumique est supposée négligeable.

Ces équations traduisent respectivement, l'équation d'équilibre, le comportement, la compatibilité et les conditions aux limites imposées à savoir, un encastrement sur Γ_c , une densité de force \mathbf{F} sur Γ_s et des conditions de continuité et de discontinuité, des champs de déplacement et de contrainte, sur les interfaces collées et décollées notées respectivement Γ_n^c et Γ_n^d . Les trois relations de la dernière ligne traduisant, la continuité des champs de déplacement normal $u^*_3 \mathbf{e}_3$, la continuité du vecteur contrainte $\boldsymbol{\sigma}^n \mathbf{e}_3$ et la nullité du cisaillement sur les interfaces décollées Γ_n^d . L'étude du comportement asymptotique de ces deux champs \mathbf{u}^n et $\boldsymbol{\sigma}^n$ quand n tend vers l'infini fournit le comportement effectif cherché.

Homogénéisation périodique et Analyse asymptotique

En suivant une démarche classique [5][8][9] en théorie de l'homogénéisation des milieux périodiques, on postule un développement du champ de déplacement \mathbf{u}^n de la forme :

$$\mathbf{u}^n(\mathbf{x}) = \mathbf{u}^0(\mathbf{x}, y_3) + \frac{1}{n} \mathbf{u}^1(\mathbf{x}, y_3) + \frac{1}{n^2} \mathbf{u}^2(\mathbf{x}, y_3) + \dots \quad (1)$$

où $y_3 = n x_3$ étant la variable microscopique décrivant la cellule de base unitaire \mathbf{Y} ou \mathbf{Y}/Γ (voir Figure 1.) suivant que \mathbf{x} est dans Ω_c ou dans Ω_d avec $\mathbf{Y} =]-1/2, 1/2[$ et $\Gamma = \{-\alpha/2, \alpha/2\}$ (α désigne ici le tau d'imprégnation des couches raides dans la matrice) et les $\mathbf{u}^i = (u^i_1, u^i_2, u^i_3)$, $i \geq 0$, sont des champs \mathbf{Y} -périodiques vis-à-vis de la variable "microscopique" y_3 .

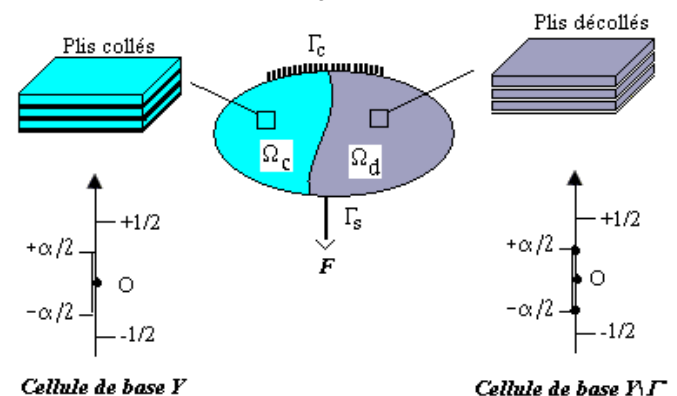


Figure 1. La structure composite stratifiée et les 2 cellules de base

En reportant le développement postulé de \mathbf{u}^n dans le problème ci-dessus (\mathcal{P}^n) et en identifiant formellement les termes de même puissance de n , on obtient une suite de problèmes imbriqués dont les inconnus sont les champs $\mathbf{u}^i(\mathbf{x}, y_3)$, $i \geq 0$. La détermination du premier terme $\mathbf{u}^0(\mathbf{x}, y_3)$ dans le développement asymptotique de $\mathbf{u}^n(\mathbf{x})$ fournit le comportement effectif cherché de la structure composite considérée. Les trois premiers problèmes d'ordres n^2 , n^1 et n^0 suffisent pour sa détermination (on peut consulter pour cela entre autres les références [2] et [14]). On obtient alors les résultats suivants.

Résultats obtenus

Les résultats obtenus dans la partie Ω_c (là où les plis sont parfaitement collées à la matrice) sont classiques et bien connus [5][8][9], i.e. $\mathbf{u}^n(\mathbf{x})$ tend vers $\mathbf{u}^0(\mathbf{x}, y) = \mathbf{u}(\mathbf{x})$ et $\boldsymbol{\sigma}^n(\mathbf{x})$ tend vers $\boldsymbol{\sigma}^0(\mathbf{x})$ (quand n tend vers l'infini) avec $\boldsymbol{\sigma}^0(\mathbf{x}) = \mathbf{A}_c^{\text{hom}} \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u})(\mathbf{x})$ et où $\mathbf{A}_c^{\text{hom}}$ est le tenseur d'élasticité homogénéisé classique obtenu en résolvant les six problèmes élémentaires classiques posés sur la cellule de base Y associé à la partie collée Ω_c (voir Figure 1.). Remarquons que ces champs limites, $\mathbf{u}(\mathbf{x})$ et $\boldsymbol{\sigma}^0(\mathbf{x})$, ne dépendent que de l'échelle macroscopique \mathbf{x} mais pas de l'échelle microscopique y_3 .

Par contre dans la partie Ω_d (là où les plis sont décollées mais en contact avec la matrice), les résultats obtenus sont différents. Le champ de déplacements limite dépend cette fois des deux échelles \mathbf{x} et y_3 . Et en notant respectivement par Y_m et Y_r les parties matrice et renfort de la cellule de base $Y\Gamma$, le champ \mathbf{u}^0 obtenu est donné par l'expression suivante :

$$\mathbf{u}^0(\mathbf{x}, y_3) = \mathbf{u}(\mathbf{x}) + \chi_r(y_3)\boldsymbol{\delta}(\mathbf{x}) \quad \text{avec} \quad \boldsymbol{\delta}(\mathbf{x}) = \delta_1(\mathbf{x})\mathbf{e}_1 + \delta_2(\mathbf{x})\mathbf{e}_2$$

pour $\mathbf{x} \in \Omega_d$, $y_3 \in Y\Gamma$, (2)

où χ_r est la fonction caractéristique associée à Y_r (partie renfort de la cellule de base $Y\Gamma = Y_r \cup Y_m$) définie par :

$$\chi_r(y_3) = \begin{cases} 1 & \text{si } y_3 \in Y_r \\ 0 & \text{si } y_3 \in Y_m \end{cases} \quad (3)$$

\mathbf{u} s'interprète ici comme étant le champ de déplacement de la matrice et $\boldsymbol{\delta}$ comme le champ macroscopique modélisant le glissement plan relatif des couches raides par rapport à la matrice.

Pour la détermination des contraintes $\boldsymbol{\sigma}^0$ on est amené à résoudre sur la cellule de base $Y\Gamma$, outre les 6 problèmes "élémentaires" classiques, 3 nouveaux problèmes élémentaires d'élasticité liés à $\boldsymbol{\delta}$. De ces problèmes élémentaires, on tire un tenseur d'élasticité homogénéisé $\mathbf{A}_d^{\text{hom}}$ (différent de $\mathbf{A}_c^{\text{hom}}$) associé au champ \mathbf{u} , un tenseur \mathbf{K} interprété comme tenseur de rigidité à l'extension associés à $\boldsymbol{\delta}$, et un tenseur de couplage de ces deux champs, $\boldsymbol{\Sigma}$ et $\boldsymbol{\delta}$, noté $\boldsymbol{\Sigma}$. Une fois ces tenseurs effectifs obtenus, il reste à résoudre le problème d'équilibre statique obtenu suivant, où les inconnues sont les champs \mathbf{u} dans Ω_c et $(\mathbf{u}, \boldsymbol{\delta})$ dans Ω_d .

$$\text{Div } \mathbf{A}_c^{\text{hom}} \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}) = 0 \quad \text{dans } \Omega_c$$

$$\text{Div } (\mathbf{A}_d^{\text{hom}} \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}) + \boldsymbol{\Sigma} \boldsymbol{\delta}) = 0 \quad \text{dans } \Omega_d$$

$$\text{Div } (\mathbf{K} \boldsymbol{\delta}) + \boldsymbol{\Sigma} \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u}) = 0 \quad \text{dans } \Omega_d \quad (\mathcal{P}^{\text{hom}})$$

Les deux premières équations sont des équations d'équilibre tridimensionnelles (la première étant classique), la troisième est une famille d'équations d'équilibre, indexée par x_3 , du type équation de plaques ($\mathbf{K} \boldsymbol{\delta}$ représentant l'effort normal). On voit que dans la deuxième équation, le terme $\boldsymbol{\Sigma} \boldsymbol{\varepsilon}(\boldsymbol{\delta})$ joue le rôle d'un champ de précontrainte du milieu, alors que dans la troisième équation, le terme $\boldsymbol{\Sigma} \boldsymbol{\varepsilon}(\mathbf{u})$ joue le rôle d'un champ de précontraintes des «coques».

Ce système d'équations doit être complété par des conditions aux limites, sur \mathbf{u} et $\boldsymbol{\delta}$, que nous ne explicitons pas ici.

Conclusion

L'étude faite en 3D sur le comportement effectif des matériaux composites stratifiés endommagés par décollement montre, en faisant une étude comparative des résultats obtenus dans Ω_c et dans Ω_d , que :

- Dans Ω_c , le résultat est classique : le champ de déplacement $\mathbf{u}^0(\mathbf{x}, y_3) = \mathbf{u}(\mathbf{x})$ est indépendant de y_3 . La taille de la microstructure n'a pas d'effet, en premier ordre, sur le comportement macroscopique de la structure Ω_c . Et le problème homogénéisée associée faisant apparaître des coefficients homogénéisés classiques A_{ijkl}^c .

- Dans Ω_d , les résultats sont différents : le champ de déplacement $\mathbf{u}^0(\mathbf{x}, y_3)$ dépendant cette fois des deux échelles, macroscopique \mathbf{x} et microscopique y_3 , donné par :

$$\mathbf{u}^0(\mathbf{x}, y_3) = \mathbf{u}(\mathbf{x}) + \chi_r(y_3)\boldsymbol{\delta}(\mathbf{x}) \quad \forall \mathbf{x} \in \Omega_d, y_3 \in Y\Gamma$$

La finesse de la microstructure se fait donc apparaître ici dès le premier ordre. Et le problème homogénéisée associée à Ω_d , non classique d'ailleurs, faisant apparaître de nouveaux coefficients homogénéisés de correction \mathbf{K} et $\boldsymbol{\Sigma}$, oubliés dans la littérature existante.

En résumé le comportement effectif d'un matériau composite stratifié endommagé par décollement des plis (mais en contact avec la matrice) est similaire à celui d'un milieu continu à microstructure dont la cinématique est décrite par deux champs de déplacement \mathbf{u} et $\boldsymbol{\delta}$.

Références

- [1] R. Abdelmoula, J.J. Marigo, 2000. The effective behaviour of a fiber bridged crack. J. Mech. Phys. Solids 48, 2419-2444.
- [2] Y. Berrehili et J.J. Marigo, Modélisation en 2D du Comportement d'un composite fibré à constituants décollés, Physical and Chemical News, 10-14, 2009.
- [3] A. Benhamida, I. Djeran-maigre, H. Dumontet, S. Smaoui, 2005. Clay compaction modelling by homogenization theory. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 42, 996-1005.
- [4] A. Benhamida, H. Dumontet, Etude micromécanique du comportement de matériaux hétérogènes par une approche itérative. 6e Colloque National en Calculs de Structures, Giens. Mai 2003. p. 523-30.

- [5] H. Dumontet, Homogénéisation et effets de bords dans les matériaux composites. Ph.D. Thesis, Université P. et M. Curie, 1989.
- [6] F. Bouchelaghem, A. Benhamida, H. Dumontet. Mechanical damage behaviour of an injected sand by periodic homogenization method. *Computational Materials Science* 38 (2007) 473–481
- [7] N. Lahellec, F. Mazerolle, J.C. michel, 2003. Second-order estimate of the macroscopic behavior of periodic hyperelastic composites : theory and experimental validation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 52 (2004) 27-49.
- [8] F. Lene, Contributions à l'étude des matériaux composites et leur endommagement. Thèse d'état, université Pierre et Marie curie, 1984.
- [9] F. Lene, Comportement macroscopique de matériaux élastiques comportant des inclusions rigides ou des trous répartis périodiquement, *Comptes Rendus Acad. Sc. Paris, série A*, n° 286, 1978, pp. 75-78.
- [10] F. Léné & D. Leguillon , étude de l'Influence d'un Glissement entre les Constituants d'un Matériau Composite sur ses Coefficients de Comportement Effectif, *Journal of Mechanics*, Vol. 20, N°3, 1981.
- [11] D. Leguillon, Quelques Modèles de Frottement Interne, Rapport GRECO, N°82/1983, CNRS, GRECO Grandes Déformations et Endommagement, 1983.
- [12] J.C. Michel , Une Modélisation du Rôle des Interfaces dans le Comportement des Composites à Matrice Métallique, *Revue Européenne des éléments Finis*, Vol. 3, N°41/1994, PP. 573-595, 1994.
- [13] J.C. Michel, H. Moulinec, P. Suquet, Effective properties of composite materials with periodic microstructure : a computational approach. *Comput Meth Appl Mech Eng* 1999;172:109-43.
- [14] J.J. Marigo and C. Pideri, The effective behavior of elastic bodies containing microcracks or microholes localized on a surface, *International Journal of Damage Mechanics* 20, Special issue of ESMC, pages 1151-1177, 2011.
- [15] Z. Jendli, F. Meraghni, J. Fitoussi et D. Baptiste, Multi-scales modelling of dynamic behaviour for discontinuous fiber SMCcomposites, *Composites Science & Technology*, pp. 97-103, 2009.
- [16] P. Suquet, 1990, Une méthode simplifiée pour le calcul des propriétés élastiques de matériaux hétérogènes à structure périodique. *C. R. Acad. Sci. Paris S[er. I]b* 311, 769-774.
- [17] R. Zouari, A. Benhamida, H. Dumontet. A micromechanical iterative approach for the behaviour of polydispersed composites. *International Journal of Solids and Structures* 45 (2008) 3139–3152.

CHERGUI M.	280, 298, 394, 565, 611	EL GHORBA M.	61, 298, 380, 394 595, 601, 614
CHEROUAT A.	165, 412, 493	EL GUERJOURA R.	315, 318, 322
CHIKOUCHE M. A.	421	EL HAD K	61, 597
CHIKOUCHE F. L.	388	EL HADIM B.	553
CHOUAIRI A.	595, 601	EL HAMI K.	289
CHOUARI A.	380	EL HAMI A.	128, 289, 535
CHOUF S.	271, 295	EL HAMMOUTI M.	261
CHOUYAKH H.	41	EL HILALI M.	553
CHOUKRI S.	110	EL JARROUDI M.	234
CH. HERBELOT	505, 514, 530	EL JID R.	217
COMBESCURE A.	104	EL KHOMRI M.	459, 461
CONG REN	403	EL KIHHEL E.	664
CONG Y.	179, 182	EL MAHI A	315, 318, 322, 580

D

DAMIL N.	32, 122, 125, 212	EL MEICH N.	351
DAGRIN FABRICE	636	EL MINOR H.	116, 188, 252, 553
DAMMAK M.	303, 437	EL MOUMEN A.	188
DAOUD K.	22	EL RHAFFARI Y	268
DARSOUNI A.	454	EL RHALEB E. H.	232
DAWOUA M. K.	44	ELAINE PRATT	13
DAYA E. M.	19	ELAJRAMI M.	16, 26, 544, 606
DEBONGNIE J. F.	630	ELAMRI A	61
DEKHLI S.	283	ELFAHIM B.	504
DELAUNOIS FABIENNE	636, 660	ELGUESSE I.	255
DELLA N.	589	ELHAD K.	298
DELLAGI S.	642	ELKIHHEL B.	636, 660
DELLAH M.	424	ELMADANI S.	664
DIAB A.	280	ELMASKAOUI Z.	209
DJEBALI S.	274, 277	ELORF A.	94, 156
DJEBBAR Y.	583	ELOUAFI J.	137
DJEMIA P.	22	ERCHIQUI F.	298, 346
DKIOUAK R.	86, 403	ESSABIR H.	252
DORBANE A.	522, 525	ESSAOUINI H.	131
DRAOUI A.	171		
DRIOUECH A.	97		
DUFAYE G.	165		
DUPRE J.-C.	156		

E

ECHAABI J.	513	FABIO CASCIATI	47
ECHCHATBI A.	409	FADILI B.	451
ED DINARI A.	212	FAKRI N.	300
EDDANGUIR A.	23	FARAVELLI LUCIA	47
EL ABBAS A.	397	FARID H.	298
EL AHMAR K.	199	FASSI FEHRI O.	255
EL AMRAOUI A	252, 623	FATMAOUI H.	94, 156, 229
EL BAHAOUI J.	131	FAZZINI M.	249
EL BAKARI A.	86	FEKRAR A.	2
EL BAKKALI L.	128, 131, 223, 226, 598	FENTAZI S.	424
EL GANAOU M.	113	FIHRI FASSI H.	143, 217
EL GHARAD A.	252, 623	FOKAM B C.	611
EL GHADOUALI A.	645		

F

G					553, 472
GABRIEL LAPLANTE	312		HRAITA M.		268
GAFOUR C.	556		HUINQIAN L.		403
GAFOUR Y.	538		I		
GAMMOUDI K.	437		IAN SILVERSIDES		312
GANGHOFFER J. F.	174, 185, 206		ICHI		451
GERAUD Y.	268		IDDAOUDI A.		150
GERMANEAU A.	156, 229		IDDER H.		140, 220
GHAFFIRI A.	94, 156, 229		IDRISS M.		315
GHAMMOURI M.	571		ILCZYSZY F.		412
GHAZI ABDELKADER	516		IMAD A.		116, 188, 252, 516, 541, 559
GHERBI M. TAHAR	469		INCHAOUH J.		451
GHERNAOUT A.	59		ION VERZEA		75
GHOUILEM KAMAL	236		J		
GLOAGUEN J. M.	568		JALAL S.		119, 209
GODA I.	185		JACQUELIN E		86, 97
GODARD F.	346		JAMAL M.		32, 212
GOUASMI S.	240		JAZAR M.		177
GUEDRI A.	583		JI V.		134
GUENFOUD MOHAMED	368		JIN S.		412
GUERAOU K.	232		JOEL RECH		490
GUERROUDJ MOHAMED	606				
GZIRI H.	409, 664		K		
H			KADDECHE M.		498
HABIBI S.	286, 547		KADRI M.		236
HACHIM A.	61, 565, 601, 608		KAHLOUCHE A		454
HADDAG B.	501		KAMACH O.		645
HADDAR M.	322		KAMBOUZ Y.		215
HADDOUT A.	338, 443		KAMGUO KAMGA H.		424
HAI-HU WEN	403		KANIT T.		116, 188
HAJEJ Z.	642		KARAMA M.		249
HAKEM A.	448, 354		KARDELLASS S.		150, 472
HAMADICHE M.	35		KARIOUI R.		150
HAMDAOUI A.	125		KARKRI M.		261
HAMDOUNI A.	177		KAROUI AREZKI		531
HAMID M.	483		KARRA C.		322
HAMIZI M	63, 190, 265		KEBIR H.		574
HAMMOUTENE M.	89		KEZMANE A.		190
HAMZA CHERIF S. M.	406		KHADDOR M.		171
HANNACHI N. E.	63, 159, 203, 265		KHAMLICH A.		86, 97, 457, 598
HARIRI. S	608		KHAMMARI KH.		143
HATERBOUCH M.	242, 620		KHARRAT M.		303, 309, 437
HATTABI M.	513		KHATEMI B.		487
HEIRECHE H.	538		KHELIFA M.		113
HERBELOT CH.	516, 525, 541		KHELLOUKI A.		490
HERREROS M. I.	140, 220		KHERREDINE L.		240
HESSAINIA Z.	519		KHEZNADJI N.		84
HIHI R.	125		KHIAT M. A.		434
HIHI A.	446				
HILALI E.	116, 188, 252, 409,				

KHOCHEMANE L.	454	MEHADDENE R.	236
KIDARI R.	409, 463, 472	MEKRI HICHEM	522, 525
KPOGAN K.	179	MELBOUCI B.	592

L

LACHERAI A	459, 461	MENACEUR N.	469
LADAOUI W.	360	MENAIL Y	580
LAKHAL Y.	226	MERDJ ALI	589
LAKSIMI A.	597	MERGHACHE S	59
LAKSSIR B.	128	MERZOUG M.	516, 522
LARBI S.	274, 277	MERZOUG B.	240
LARIBI M.	382	MHADA KH.	122
LARIBI M. A.	168	MIFDAL L.	642
LASFAR S.	280	MILOUD RAMZI	606
LATRACH A.	280, 394	MISTOU S.	249
LATRECHE S.	391	MJIDILA A.	119, 209
LAURENT IBOS	261	MOHAMMED RACHID	415
LAURENT VANPARYS	143	MOHRI F.	212
LAZREG HADJI	72, 371, 374	MOKHTAR BOUZIANE M.	544
LEBBAL H.	286, 547	MONTAY G.	412
LECHEB S.	193, 574	MONTEIL G.	303
LEMANLE SANGA R. P.	331	MOTTAQUI H.	212
LEMMOUI A.	487	MOUALLIF I.	280, 394
LIMAM A.	171	MOUHAT O.	457
LORRAIN B.	249	MOUHIR N	614
LOUAFI B.	306, 137	MOUSRIJ A.	664
LOUGOU K. G	19	MOUSTACHI O	4, 56
		MOUZAI L.	426
		MOUZZOUN M	4, 56
		MUNOZ M. E.	562

M

MAACHOU S.	199
MABSSOUT M.	140, 220
MADI RAFIK	368
MAKADIR I.	554
MALHA M.	341
MANEX MARTINEZ- AGIRRE	49
MANKOUR A.	107
MANSOUR M. S.	360
MANSOURI K	44
MARIA JESUS	49
ELEJABARRIETA	
MARTINEZ MIRALLES. J.	29
MASLOUHI A.	312
MASMOUDI S.	318
MATA CABRERA F	598
MAURICE G.	174, 185, 206
MAZARI M.	516, 556, 559
MAZOUZI M.	338
MECHERI B.	295
MEDDAH HADJ MILOUD	589
MEDJAHDI N.	66, 237
MEGUENI A.	26, 286

N

NACERI A.	325
NASRI F.	309
NASRI K.	571
NASSRAOUI M.	493
NEHARI T.	286, 547
NEZAMABADI S.	182
NOUARI M.	501, 510
NOUNAH H.	586
NOUR A.	193, 469, 574
NOUREDDINE F.	651
NOUREDDINE M.	651
NOUREDDINE R.	651
NTAMACK G. E.	44, 328, 331

O

ORTEU J-J.	334
OUANANI M	52, 100
OUAOMAR H.	614
OULAD ABDESLAM A.	648
OULAD BEN ZAROUALA R.	223

	OULD CHIKH EL BAHRI	589	SANTAMARIA A.	562
	OUNIS HADJ M.	69	SARSRI D.	81
	OUSSOUADDI O.	242, 583, 620	SAYOUD N.	479
P			SELHAOUI N.	150, 472
	PLUVINAGE G.	553	SEMMAH A.	2, 538
	POTIER-FERRY M.	153, 179	SERDOUN N.	406
			SEREIR Z.	434
Q			SI BACHIR D.	283
	QAISS A.	341, 446	SI YUCEF Y	246
			SIDAHMED A.	440
			SOLTANI A.	159
			SOUAF N.	443
R			T	
	RABIA M. S.	10	TAHAR HASSAINE DAOUADJI	72, 371, 374
	RADI B.	397, 493	TAHRAOUI T.	146, 469
	RADIA B.	397	TAKTAK R.	541
	RADOUANI M.	504	TALEB A	4, 56
	RAGAB KH A.	424	TALEB MOUNIA	75
	RAHMANI A.	603	TAOUCHE F.	203
	RAHMOUNE M.	242, 620	TAZI M.	346
	RAHMOUNI Z.	363	TCHATCHOU METCHUNZIN.	328
	RAHOUADJ R.	174, 206	R.	363
	RANGANATHAN N.	556	TEBBAL N.	52, 89, 100
	REDJEL B.	580	TILIOUINE B.	428
	REDJEM BELOUETTAR	292	TISKATINE R.	72, 371, 374
	REGAD Y.	636, 660	TLIDJI YUCEF.	125
	REHAB S.	498	TOUNSI N.	2, 72, 351, 371, 374, 377, 538
	REZG N.	642	TOUNSI A.	382
	RHAIEM S.	309	TREHEUX D.	153
	RHRICH F.	338, 443	TRI A.	104
	RIGAL J-F	519	TRINH V.D.	318
	ROBERT L.	334	TURKI S.	
	ROJAS QUINTEROJ. A.	38	V	
	ROUAG N.	134	VALLEE. C.	38, 94, 156, 229
	ROUXEL D.	174	VILLOUTREIX G.	338, 443
S			VIVAS VENEGAS C.	223
	SAAD E.	109, 472, 409	W	
	SAAFI H.	168	WANG X.	206
	SADAQUI Y.	424	X	
	SADOUNE Z.	255	XLGONG N.	412
	SAFRAOUI L.	338, 443	XIANG ZHANG	13
	SAIDANI K.	357	XINGLING TANG	289
	SAINT-PAUL M.	403	XINGYE LU	403
	SALAH EDDINE J.	119	Y	
	SALEM H.	107		
	SALLAOU M.	627, 633, 654		
	SAMAOUALI A.	268		
	SAMMAGASSI S.	97		
	SAMMOUDA H.	334		

YVONNET J.	182
YALLESE M. A.	495, 519
YEZLI S.	592
YOUSFI H.	382

Z

ZAGHAR H.	627
ZAHAF EH.	620
ZAHOUANI H.	490
ZAIM R.	574
ZAIM A.	559
ZAMMA A.	418
ZEGHLOUL A.	583, 620
ZEGHLOUL S	38, 168
ZEMRI M.	516, 522, 559, 577, 617
ZENASNI M.	501, 571
ZENASNI R.	434, 572
ZERGOUG M.	550
ZIADI A.	286, 547
ZIDOUR M.	72, 371, 374

Avec le soutien de :

