PolyPublie
Polytechnique Montréal

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL
UNIVERSITÉ D'INGÉNIERIE

Titre: Title:	Comportement dynamique d'alliages à mémoire de forme et application aux composites-AMF
Auteur: Author:	Silvio De Santis
Date:	1999
Type:	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis
Référence: Citation:	De Santis, S. (1999). Comportement dynamique d'alliages à mémoire de forme et application aux composites-AMF [Ph.D. thesis, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/8770/

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: PolyPublie URL:	https://publications.polymtl.ca/8770/
Directeurs de recherche: Advisors:	François Trochu, & Germain Ostiguy
Programme: Program:	Unspecified

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal

https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

COMPORTEMENT DYNAMIQUE D'ALLIAGES À MÉMOIRE DE FORME ET APPLICATION AUX COMPOSITES-AMF

SILVIO DE SANTIS
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIAE DOCTOR
(GÉNIE MÉCANIQUE)
OCTOBRE 1999

© Silvio De Santis, 1999.

National Library of Canada
Acquisitions and Bibliographic Services
395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque nationale du Canada
Acquisitions et services bibliographiques
395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-48880-2

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Cette thèse intitulée:

COMPORTEMENT DYNAMIQUE DES ALLIAGES À MÉMOIRE DE FORME ET APPLICATION AUX COMPOSITES-AMF

présentée par: DE SANTIS Silvio

en vue de l'obtention du diplôme de : Philosophiae Doctor

a été dûment acceptée par le jury d'examen constitué de :

M. ROUSSELET Jean, PH.D., président

M. TROCHU François, PH.D., membre et directeur de recherche

M. OSTIGUY Germain, PH.D., membre et codirecteur de recherche

M. TURENNE Sylvain, PH.D., membre

M. THOMAS Marc, PH.D., membre

REMERCIEMENTS

Ce travail a été effectué sous la direction des professeurs François Trochu et Germain Ostiguy. Je tiens à remercier d'abord et avant tout ces personnes puisque ce sont elles qui m'ont offert cette opportunité de développer des aptitudes en recherche et ce, dans une atmosphère agréablement libre. Leurs conseils ont été ponctuels et efficaces, et leur patience mérite d'être soulignée. La confiance qu'ils m'ont accordée, que ce soit en rapport avec le matériel de laboratoire ou en rapport avec les stages à l'étranger, fut très appréciée.

Les stages dont il est question se sont effectués au Laboratoire de Mécanique de l'Université du Maine au Mans (France) ainsi qu'au Département de structure de l'Université Libre de Bruxelles (Belgique). Ces stages ont été très enrichissants autant sur le plan personnel que technique. Je remercie donc les professeurs J.-M. Berthelot et J.P. Mariot ainsi que le professeur Hugo Sol. Les étudiants des grades supérieurs de ces institutions ont été très accueillants et très ouverts aux échanges techniques. Je mentionne entre autres : François Angoulvant, Christophe Guédet, Bertrand Barbedette, Jean François Lecorre, M'Paly Diaby et Joelle De Visscher.

L'apport technique de Vladimir Brailovski, associé de recherche à l'École Polytechnique de Montréal, a été très important pour faire ressortir les traits significatifs de mesures expérimentales parfois difficiles à expliquer. Ses nombreuses suggestions sur le développement du banc d'essai ainsi que sur la rédaction d'articles ont été très utiles. Dans la même voie, les multiples discussions avec Christian Dupuis (quel étudiant n'a pas reçu son support technique dans la section mécanique appliquée ?) ont contribué à bâtir une solide confiance dans le travail effectué.

Les nombreux techniciens de l'École Polytechnique qui ont participé de près ou de loin au travail expérimental ont tous eu leur importance. Entre autres, je remercie Guy Gironne, André St-Pierre, Maxime Thibault, Francisco DaCosta, Jacques Beausoleil et les machinistes de l'Atelier central.

Je ne néglige pas l'importance, encore une fois sur le plan technique ainsi que personnel, qu'ont eu mes collègues des grades supérieurs à l'École Polytechnique de Montréal. En particulier, merci à Annie Ross, Pierre Philippe Batista, Sylvain Ligondé, Lyne St-Georges, Louis Kodjo, Catherine B.- Morency (ma copine), Marc-Antoine Meunier et Patrick Thériault.

La collaboration de messieurs Udovenko et Prokoshkine de l' "Institute of Metal Physics (Russia)" a été très bénéfique. Ils ont fourni des échantillons particuliers et des informations précieuses qui autrement auraient été difficiles à obtenir.

Sans famille, copine ou amis, je n'en serais pas là. Un grand merci à tous ceux qui en dehors de l'École Polytechnique m'ont encouragé malgré ma faible disponibilité à leur égard. Il est de mon espoir que l'avenir me permettra de corriger cette situation anormale.

RÉSUMÉ

Le défi de rencontrer les normes industrielles, gouvernementales et internationales concernant le niveau d'amplitude et le profil du spectre des vibrations et du bruit, est aujourd'hui très présent dans plusieurs domaines importants tels que l'aéronautique et l'aérospatiale, le transport maritime, ferroviaire et terrestre, ainsi que le domaine de la machinerie industrielle. Une exploitation appropriée des propriétés particulièrement attrayantes offertes par les métaux à amortissement élevé et les composites renforcés de métaux à amortissement élevé présente une possible avenue de solution intéressante. Parmi les obstacles à surmonter afin de concrétiser une telle possibilité, est la mise en place de techniques pour une caractérisation fiable et adéquate du comportement dynamique de ces matériaux.

Les efforts de recherche présentés dans cette thèse visent à développer des techniques avancées pour la caractérisation du comportement dynamique de matériaux composites renforcés de fibres à mémoire de forme (AMF) et de matériaux métalliques à amortissement élevé (incluant les AMF). Ces techniques conduisent à leur tour à l'application et/ou au développement de méthodes analytiques et numériques qui permettent de simuler le comportement dynamique de structures composites renforcées de fibres AMF et de structures primaires fabriquées à partir de métaux à amortissement élevé. En particulier, le travail effectué s'articule autour des trois axes suivants: la validation, par voie à la fois théorique et expérimentale, de l'efficacité de transposer dans le contexte des composites à fibres AMF une technique de caractérisation qui a été récemment développée à l'université Libre de Bruxelles pour les matériaux composites à fibres traditionnelles; le développement d'un banc d'essai pour la caractérisation de métaux à amortissement élevé; la caractérisation et la modélisation du comportement hystérétique d'alliages métalliques MnCu et NiTi.

Les résultats rapportés démontrent que la technique de caractérisation développée à l'Université

Libre de Bruxelles permet une caractérisation du comportement élastique des matériaux composites AMF qui est suffisamment précise pour prévoir les fréquences naturelles de structures complexes. Cependant, alors que la caractérisation des propriétés amortissantes permet de calculer des amortissements structuraux modaux de façon cohérente, elle présente une erreur de biais par rapport aux valeurs expérimentales. En ce qui concerne le banc d'essai qui a été développé, les résultats suggèrent qu'avec l'introduction ultérieure de quelques précautions et d'améliorations d'ordre mineur, ce banc d'essai peut jouer un rôle important dans la caractérisation de métaux à amortissement élevé, dans l'évaluation de leurs propriétés d'amortissement à long terme, ainsi que dans une meilleure compréhension des mécanismes microscopiques à la base des phénomènes d'amortissement. Finalement, les travaux de caractérisation et de modélisation du comportement hystérétique d'alliages métalliques MnCu et NiTi ont amené à une détermination expérimentale des courbes d'hystérésis de ces matériaux et à la mise au point de techniques d'interpolation permettant de modéliser la variation du module tangent à partir de ces courbes.

ABSTRACT

Meeting current industrial, governmental and international standards regarding vibration and noise levels is a challenging task facing many engineers. These specifications are present in just about all fields of engineering, from aerospace to marine transportation, from automotive to railway transportation, from computer equipment to industrial working environments. An appropriate use of the remarkable properties of high damping metals (HIDAMETS) and shape memory alloy (SMA) reinforced composites emerges as a possible solution to these problems. Among many obstacles to overcome in developing such a technology, the implementation of reliable and adequate characterization techniques to determine dynamic properties of these materials appears to be of prime importance.

The research efforts presented in this thesis are aimed at developing advanced techniques to characterize the dynamic behavior of HIDAMETS and SMA reinforced composites. These characterization results lead to the enhancement of numerical (finite element) and/or analytical methods for the simulation of dynamic responses of structures made of these materials. In particular, the research work has focused on three themes : the numerical and experimental validation of applying a characterization procedure developed for traditional composites to SMA reinforced composites ; the development of a test bench for uniaxial hysteresis characterization of HIDAMETS in the medium frequency range ; the hysteresis characterization and modeling of manganese copper (MnCu) and nickel titanium samples.

The results obtained in the course of these efforts show that the characterization technique developed for traditional composites at the University of Brussels is sufficiently precise to successfully predict natural frequencies of complex SMA reinforced composite structures. Using the characterization to predict structural damping ratios, we observe a bias error in the prediction with respect to experimental results although the relative values between modes are consistent.

Regarding the development of the test bench for uniaxial hysteresis characterization of HIDAMETS, results suggest that with the introduction of a few minor enhancements and with particular experimental precautions, the test bench can play an important role in characterizing HIDAMETS dynamic properties at various frequencies and strain amplitudes and in understanding micro mechanical mechanisms responsible for energy dissipation. Finally, uniaxial hysteresis loops and related parameters have been obtained with MnCu and NiTi samples. A material model based on dual kriging interpolation that expresses the tangent stiffness along these hysteresis loops as a function of strain and strain amplitude has also been developed.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS iv
RÉSUMÉ vi
ABSTRACT viii
TABLE DES MATIÈRES x
LISTE DES TABLEAUX xiv
LISTE DES FIGURES xv
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS xxi
LISTE DES ANNEXES xxiv

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 : OBJECTIFS ET ORGANISATION DE LA THÈSE

1.1 OBJECTIFS 8
1.2 ORGANISATION DE LA THÈSE 9

CHAPITRE 2 : ÉTAT DE L'ART

2.1 INTRODUCTION 11
2.2 CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX COMPOSITES 11
2.2.1 Les composites renforcés par des fibres traditionnelles 11
2.2.2 Les composites renforcés par des fibres AMF 21
2.3 BANCS D'ESSAIS POUR LA CARACTÉRISATION DE MÉTAUX À AMORTISSEMENT ÉLEVÉ 26
2.4 LES MÉTAUX À AMORTISSEMENT ÉLEVÉ 31
2.4.1 Les mécanismes d'amortissement dans les métaux 31
2.4.2 Modélisation de l'hystérésis dans les matériaux à amortissement élevé 39

2.4.3 Amortissement dans les alliages de MnCu 42
2.4.4 Amortissement des AMF en phase martensitique 47
2.4.5 Amortissement des AMF dans la zone de transformation martensitique 52
2.5 REMARQUES SUR L'ÉTAT DE L'ART 55

CHAPITRE 3 : MATERIAL AND STRUCTURAL CHARACTERIZATION OF THE DYNAMIC BEHAVIOR OF SHAPE MEMORY ALLOY REINFORCED COMPOSITES

3.1 RÉSUMÉ 58
3.2 ABSTRACT 60
3.3 INTRODUCTION 61
3.4 EVALUATION OF LAMINATE COMPLEX BENDING STIFFNESSES 64
3.4.1 Complex stiffness consistency 66
3.4.2 Discussion on complex stiffness results 66
3.5 EXPERIMENTAL MODAL ANALYSIS 68
3.5.1 Discussion 69
3.6 FINITE ELEMENT PREDICTION OF MODAL PARAMETERS 71
3.6.1 Discussion 72
3.7 DISCUSSION 74
3.8 CONCLUDING REMARKS 75
3.9 APPENDIX 3A : Complex stiffnesses 77
3.10 ACKNOWLEDGEMENTS 78
3.11 NOMENCLATURE 78
3.12 REFERENCES 79

CHAPITRE 4 : VIBRATION TEST BENCH FOR HYSTERESIS CHARACTERIZATION OF HIGH DAMPING METALS

4.1 RÉSUMÉ 82
4.2 ABSTRACT 84
4.3 INTRODUCTION 85
4.4 INSTRUMENTATION SETUP AND SAMPLE GEOMETRY 87
4.5 TEST PROCEDURE 92
4.6 STRESS-STRAIN HYSTERESIS CHARACTERIZATION 93
4.6.1 Mathematical model 94
4.6.2 Hysteresis caracterization procedure 99
4.6.3 Material dynamic parameters 101
4.7 RESULTS AND DISCUSSION 102
4.7.1 Experimental tests 102
4.7.2 Test results 103
4.7.3 Discussion 109
4.8 EXPERIMENTAL PRECAUTIONS AND IMPROVEMENTS 110
4.9 CONCLUSION 113
4.10 ACKNOWLEDGEMENTS 114
4.11 APPENDIX 4A : Eigenvalue solution of the beam mass system 114
4.12 APPENDIX 4B : Analytical solution of the forced response problem 115
4.13 REFERENCES 116

CHAPITRE 5 : STRESS-STRAIN HYSTERESIS AND DAMPING IN MnCu AND NiTi ALLOYS

5.1 RÉSUMÉ 120
5.2 ABSTRACT 121
5.3 INTRODUCTION 122
5.4 EXPERIMENTAL SETUPS AND SAMPLE CHARACTERISTICS 124
5.5 THEORETICAL BACKGROUND 127
5.5.1 Damping 127
5.5.2 Material model based on kriging interpolation 128
5.6 EXPERIMENTAL RESULTS 133
5.6.1 Hysteresis loops and related parameters (D,Ed,η) 133
5.6.2 Loss factor(η) vs frequency, temperature and vibration duration 139
5.6.3 Tangent stiffness variations along stress-strain paths 142
5.7 CONCLUSION 146
5.8 ACKNOWLEDGEMENTS 147
5.9 REFERENCES 147

CONCLUSION 150
RÉFÉRENCES 157
ANNEXES 168

LISTE DES TABLEAUX

Table 3.1 : Plate characteristics for characterization 63

Table 3.2 : Effective complex engineering moduli of SMA-epoxy samples submitted to bending loading conditions 65

Table 3.3 : Clamped martensite fiber plate dimensions and fiber orientation 70

Table 3.4 : Finite element vs experimental modal parameters (martensite SMA composites) 71

Table 3.5 : Structural loss factor expressions 75

Table 4.1 : Test bench simulation results using lumped mass models of Figure 4.4 98

Table 4.2 : Sample dimensions and model nodal masses used for hysteresis characterization 104

Table 5.1 : Sample Characteristics 126

Tableau C1 : Erreurs relatives sur la mesure de l'accélération du support à accéléromètre 194

LISTE DES FIGURES

Figure 0.1 : Composite renforcé de fibres AMF, exemple d'application pour le contrôle actif des vibrations : les ailes d'avions 6

Figure 0.2 : Exemple d'application des métaux amortissants dans les structures primaires : structure spatiale ASTREX (figure tirée de Aldrich, 1993) . 7

Figure 1.1 : Schématisation du travail de recherche 10

Figure 2.1 : Composite triphasé : fibre + matrice + interphase (Chaturvedi et Tzeng (1991) 16

Figure 2.2 : Variation du facteur de perte d'un composite verre-époxy en fonction de la fraction volumique de l'interphase. E_i et E_f sont les modules de Young de l'interphase et de la fibre ; $\eta_f = 0{,}0018$; $\eta_i = \eta_m = 0{,}0015$ (Chaturvedi et Tzeng (1991). 17

Figure 2.3 : Comparaison du champ de déplacement pour une plaque épaisse par rapport à la théorie classique des stratifiés (Saravanos, 1993) 20

Figure 2.4 : Facteur de perte modal pour une plaque épaisse simplement supportée T300/934 avec viscoélastique ISD110. Résultats théoriques et expérimentaux (Saravanos 1993) 20

Figure 2.5 : Modification modale d'un composite renforcé de fibres NiTi par activation des fibres (Anders et al., 1992) 23

Figure 2.6 : Résultats obtenus par DMA DuPont 938 ; composite polyuréthanne-CuZnAl (Pomerleau, 1994) 24

Figure 2.7 : Amortissement dans un composite Al-TiNi et dans ses composants (Furuya, 1993) 25

Figure 2.8 : Caractérisation de l'amortissement à l'aide d'appareil servohydraulique de type MTS (Material Testing System) (Kinra et Wen, 1992) 28

Figure2.9 : Caractérisation de l'amortissement à l'aide d'un pendule de torsion (Ritchie et Pan,1991) 29

Figure2.10 : Caractérisation de l'amortissement à l'aide d'une poutre encastrée-libre ou libre-libre (Ritchie et Pan,1991) 29

Figure2.11 : Caractérisation de l'amortissement à l'aide d'un oscillateur composite (Ritchie et Pan,1991) 30

Figure2.12 : Caractérisation de l'amortissement par mesure du déphasage entre composantes axiale et transversale de déformation (Bovsunovsky,1996) 30

Figure 2.13 : Classification de matériaux métalliques d'après la capacité spécifique d'amortissement (tiré de Golovin, 1994) 32

Figure 2.14 : Idéalisation des mécanismes d'hystérésis (Ritchie et Pan, 1991) 34

Figure 2.15 : Relation contrainte-déformation dans les métaux (Baber and Wen, 1980)35

Figure2.16 : Comportement du frottement interne dans différents métaux et alliages (Ritchie et Pan, 1991) 36

Figure2.17 : Comparaison analytique/expérimentale de la boucle d'hystérésis d'un alliage NiTi. $\varepsilon_{max} = \pm 1,5\%$; Y=42 ksi ; E=10000 ksi ; $\alpha = 0,0153$; $n = 2$; $a = 2500$; $c = 0,001$; $f_T = 0,75$ (Graesser et al., 1991) 41

Figure 2.18 : Facteur de perte en fonction de l'amplitude de déformation : a) échantillon poutre en flexion ~145 Hz, b) échantillon barre en torsion ~80 Hz. (Shin et al.,1987) 43

Figure2.19 : Amortissement et module élastique dans un échantillon de MnCu extrait d'une hélice de sous-marin. Amplitude de déformation : 1) 60 $\mu\varepsilon$; 2) 20 $\mu\varepsilon$ 3) 0,2 $\mu\varepsilon$ (Ritchie et Pan, 1992) 45

Figure2.20 : Amortissement dans des échantillons de MnCu en fonction de l'amplitude des oscillations : a => $Mn_{60}Cu_{40}$; b => $Mn_{40}Cu_{60}$ (Udovenko, 1994) 46

Figure2.21 : Amortissement dans un échantillon de MnCu en fonction de la contrainte: ψ_φ => méthode de déphasage entre composantes de déformation; ψ_p => méthode du

décrément logarithmique; ψ_h => recalculé à partir de ψ_p pour un chargement uniforme; ψ_{pb} => recalculé à partir de ψ_p pour un chargement de flexion pure (Bovsunovsky, 1996) 46

Figure 2.22 : Facteur de résonance d'un alliage Cu-Zn-Al (DeJonghe et al., 1977) . 49

Figure 2.23 : Résultats de DMA ; a) Frottement interne maximal (à 20 ^{0}C) en fonction du temps et de la température de vieillissement ; b) Frottement interne après une heure de vibration en fonction du temps et de la température de vieillissement (Van Humbeeck, 1985) 50

Figure 2.24 : Frottement interne d'un alliage Cu-Zn-Al en fonction du temps. La fréquence est de 1 Hz ; la température : 23 ^{0}C. (Xiao et al., 1994) 50

Figure 2.25 : Résultats obtenus par DMA sur un AMF Cu-Zn-Al (Pomerleau, 1994) 51

Figure 2.26 : Relation contrainte-déformation d'un alliage NiTi superélastique lors d'un chargement uniaxial en tension-tension (Piedboeuf, 1997) 54

Figure 3.1 : Shape Memory Alloy fiber-epoxy composite (the number of fibers is only illustrative) 63

Figure 4.1 : Experimental setup for HIDAMET hysteresis characterization 90

Figure 4.2 : Experimental setup : split view of assembly (cylinder not shown) ... 91

Figure 4.3 : Fundamental eigenfunction of the system as a function of tip mass .. 96

Figure 4.4 : Four and seven DOF models for forced response simulation of the test bench 97

Figure 4.5 : Lumped mass model of the test bench for hysteresis characterization 100

Figure 4.6 : Frequency responses of the MnCu and NiTi assemblies. (Sxx : power spectral density of tip mass acceleration / Sxb : cross power spectral density between tip mass and exciter base accelerations) 105

Figure 4.7 : Partial time signals obtained during MnCu tests for i) 6,87 m/s^2, ii) 19,62 m/s^2

and iii) 34,33 m/s^2 exciter base acceleration amplitude. (Signals at the different levels of amplitude are not synchronized with respect to each other) 106

Figure 4.8 : Experimental stress-strain hysteresis loops for MnCu and NiTi.. Base accelerations : i) 6,87 m/s^2, ii) 19,62 m/s^2 , iii) 34,33 m/s^2 and iv) 17,18 m/s^2 107

Figure 4.9 : Absolute damping energy parameter, dynamic modulus, loss factor and temperature increments for MnCu (at 275 Hz) and NiTi (at 370 Hz) samples 108

Figure 5.1 : Test bench setups : a) MTS apparatus. b) Vibration exciter technique (De Santis, 1999) 126

Figure 5.2 : Parametric representation of the tangent stiffness as a function of strain and strain amplitude 132

Figure 5.3 : Stress-strain hysteresis relationships. Experimental results : a) MnCu No 1 at 260 Hz, ($\epsilon_o = 163$, 439 and 597 $\mu\epsilon$); b) MnCu No 2 at 275 Hz ($\epsilon_o = 194$, 325 and 607 $\mu\epsilon$); c) NiTi No 1 at 275 Hz ($\epsilon_o = 570\,\mu\epsilon$). Equivalent viscous model : d) MnCu No 2 (same conditions as b)). Loading directions are indicated in Figure 5.2 134

Figure 5.4 : Variation of energy dissipated per unit volume per cycle D, dynamic modulus E_d and temperature increments dT with respect to strain amplitude (values determined from hysteresis loops after 40 seconds of vibration) 137

Figure 5.5 : Variation of loss factors η with respect to strain amplitude (values determined from hysteresis loops after 40 seconds of vibration) 138

Figure 5.6 : Variation of energy dissipated per unit volume per cycle D, dynamic modulus E_d, loss factors η and temperature increment dT with respect to vibration duration 141

Figure 5.7 : Tangent stiffness determined from hysteresis loops : a) MnCu No 1 at 260 Hz ; b) MnCu No 2 at 275 Hz ; c) NiTi No 1 at 275 Hz. Tangent stiffness resulting from an equivalent viscous model : d) MnCu No 2 at 275 Hz. 144

Figure 5.8 : Tangent stiffnesses obtained by kriging interpolation (for loading directions see Figure 5.2) 145

Figure A1 : Contrainte et déformation cycliques en tension-compression (viscoélasticité linéaire) 172

Figure A2 : Relation contrainte-déformation pour un matériau viscoélastique linéaire 172

Figure A3 : Réponse libre d'une structure pour le calcul du décrément logarithmique 173

Figure A4 : Réponse en fréquence d'un système masse-ressort-amortisseur linéaire 173

Figure A5 : Diagramme d'état (contrainte-température) d'un matériau à mémoire de forme 174

Figure A6 : Courbe de traction-compression d'une éprouvette austénitique (T=Cst>M_s) 176

Figure A7 : Comportement de la phase martensite lors d'un essai de traction-compression à une température inférieure à la température de transformation M_f .. 176

Figure A8 : Orientation des variantes de martensite sous chargement (Imago) .. 177

Figure A9 : Résultats d'une analyse par DMA 938 DuPont (Pomerleau, 1994) .. 177

Figure A10 : Trois approches pour déterminer les coefficients de rigidité élastique des composites 183

Figure B1 : Vue de coupe du moule utilisé pour la fabrication des composites-AMF187

Figure B2 : Cadre utilisé pour maintenir les fibres AMF ensemble avant le moulage 187

Figure C1 : Montage pour évaluer l'erreur sur la mesure de l'accélération par l'entremise du

support à accéléromètre 192

Figure C2 : Réponse en fréquence du support à accéléromètre (S_{ss} est la densité spectrale de l'accélération du support, S_{sb} est la densité spectrale croisée entre les accélérations du support et de la base) 193

Figure C3 : Montage pour déterminer le délai électronique entre la mesure de l'accélération et de la déformation 196

Figure D1 : Identification des quatre portions de courbes pour décrire l'hystérésis contrainte-déformation 199

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

α	un des paramètres régissant la forme de la boucle d'hystérésis ; déphasage
β	paramètre relié aux caractéristiques dynamiques d'une poutre
β_i	valeurs propres associées à la matrice de rigidité complexe
δ	angle de perte(ou de déphasage) ; décrément logarithmique
Δ	différence d'amplitude de déplacement entre l'anneau et la masse
ε	déformation normale
γ	déformation de cisaillement
κ	courbure d'une plaque
ζ	taux d'amortissement modal
η	facteur de perte
λ	valeur propre
ν_{12}	coefficient de Poisson majeur
ν_{21}	coefficient de Poisson mineur
ρ	densité massique par unité de surface
σ	contrainte normale
τ	contrainte de cisaillement
Φ	vecteur propre, déformée modale
ω	fréquence angulaire
ψ	capacité spécifique d'amortissement
*	indique une valeur complexe
'	indique la partie réelle d'une valeur complexe
"	indique la partie immaginaire d'une valeur complexe
n	indique un mode (analyse modale)

a,b,c,d	longueur, largeur et espacement des fibres d'un composite
A	aire de la section d'une poutre
AMF	alliage à mémoire de forme
A_s, A_f	températures de début et de fin de la transformation martensite-austénite
A_{ij}, D_{ij}, B_{ij}	constantes de rigidité de composites
b(t)	mouvement de la base d'un excitateur de vibration
CuZnAl	alliage de cuivre-zinc-aluminium
d	distance entre deux noeuds
dT	incrément de température durant un essai de caractérisation
D	énergie dissipée par unité de volume par cycle
DOF	de l'anglais "degree of freedom" : degré de liberté
DMA	de l'anglais "dynamic mechanical analyser" : appareil d'analyse dynamique
erf	fonction erreur (de l'anglais "error function")
E_1	module d'élasticité dans la direction "1" d'un matériau orthotrope
E_2	module d'élasticité dans la direction "2" d'un matériau orthotrope
E_d	module dynamique d'élasticité
E_T	module tangent le long de la boucle d'hystérésis
EDE	de l'anglais "elasto-dissipative element" : élément élasto-dissipatif
f	fréquence exprimée en Hertz
f(t)	force extérieure appliquée à un système
G_i	coefficients de pondération reliés à l'énergie potentielle d'une plaque
G_{12}	module de cisaillement d'une plaque orthotrope
h	épaisseur de la plaque ; période d'échantillonage
H	fonction de réponse en fréquence
I	second moment d'inertie de la section d'une poutre
J	paramètre énergétique
K	matrice de rigidité ; fonction de covariance

L	longueur d'un échantillon
LN	de l'anglais "load negative" : chargement en compression
LP	de l'anglais "load positive" : chargement en tension
M	matrice de masse ; moments résultants appliqués à une plaque
M_s, M_f	températures de début et de fin de la transformation austénite-martensite
MnCu	manganèse-cuivre
MTS	de l'anglais "Material Testing System"
NiTi	nickel-titane
P	profil de krigeage
P_{ij}	données expérimentales discrètes
q	force de rappel
Q^{-1}	inverse du facteur de résonance
SMA	de l'anglais "shape memory alloy"
T	température
u	déplacement le long de l'échantillon tube
U	énergie de déformation élastique
UN	de l'anglais "unload negative" : déchargement en compression
UP	de l'anglais "unload positive" : déchargement en tension
W	énergie de déformation élastique
W_n	amplitude du $n^{ième}$ cycle de vibration en vibrations libres
X_j	déplacement nodal

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A : NOTIONS FONDAMENTALES CONCERNANT LA MESURE DE L'AMORTISSEMENT, LES AMF ET LES COMPOSITES .. 168

A.1 Mesure de l'amortissement 168

A.2 Alliages à mémoire de forme 174

A.3 Matériaux composites 179

ANNEXE B : COMPLÉMENT AU CHAPITRE 3 (Article #1) 186

B.1 Fabrication des échantillons composites-AMF 186

B.2 Analyse modale expérimentale 188

ANNEXE C : COMPLÉMENT AU CHAPITRE 4 (Article #2) 192

C.1 Erreur de mesure causée par le support à accéléromètre 192

C.2 Calcul du délai entre les chaînes de mesures 194

ANNEXE D: COMPLÉMENT AUX CHAPITRES 4 ET 5 (Article #2 et 3) COURBES D'HYSTÉRÉSIS : DONNÉES EXPÉRIMENTALES 197

INTRODUCTION

Dans plusieurs domaines tels que l'aéronautique et l'aérospatiale, le transport maritime, ferroviaire et terrestre, ainsi que le domaine de la machinerie industrielle, la performance des structures peut être sévèrement affectée par la présence de vibrations. Ces vibrations peuvent être engendrées à l'intérieur même de la structure, comme par exemple dans les structures qui incorporent des machines tournantes (machines pour la pâte à papier, pompes, moteurs, turbines, hélices, ventilateurs, etc.), ou bien, elles peuvent avoir origine dans la dynamique d'interaction entre la structure et le milieu environnant (automobile avec la chaussée, sous-marin avec l'eau, avion avec l'atmosphère, marteau piqueur avec le matériau à concasser, etc.). Souvent, la vibration de telles structures est la cause principale de génération de bruit.

Rencontrer les normes industrielles, gouvernementales et internationales concernant le niveau d'amplitude et le profil du spectre fréquentiel des vibrations et du bruit, est un problème de plus en plus complexe. D'une part le climat de haute compétivité dans lequel il faut opérer ainsi que la prolifération d'études scientifiques dénonçant les effets néfastes des vibrations et du bruit sur la santé des personnes (e.g. perte de sensibilité dans les mains et perte de la faculté d'audition), font que ces normes deviennent toujours plus exigeantes. D'autre part, la tendance à optimiser d'autres aspects techniques tels que la masse des structures et leurs paramètres d'opération (vitesse, chargement...), font que les sources de vibrations, et par conséquent le bruit, deviennent plus nombreuses et plus importantes. Souvent, les concepteurs sont confrontés à des situations où les normes requises ne peuvent tout simplement pas être satisfaites en employant les matériaux et les techniques de conception classiques.

Ce problème a suscité l'intérêt d'un grand nombre de chercheurs. Une grande variété de technologies ont été développées afin d'identifier les sources de vibrations, de mieux comprendre la nature de la propagation de ces vibrations à travers les structures et de réduire leurs amplitudes

d'oscillation. Une vaste gamme de matériaux amortissants ont donc été développés et des méthodes efficaces reposant sur le principe du contrôle actif et/ou passif ont été mises au point afin de résoudre ce problème. Les implications de ces méthodes sur d'autres aspects importants tels les coûts d'implémentation, l'augmentation de masse, et l'amélioration ou dégradation de fiabilité ont elles aussi fait l'objet d'études approfondies.

Parmi les éléments qui ont marqué les efforts de recherche dans le domaine des vibrations au cours des dernières années, une place importante a été occupée par les alliages à mémoire de forme (AMF), tels que, par exemple, les alliages de Cu-Zn-Al et de Ni-Ti. La principale caractéristique de ces matériaux est leur capacité de changement de phase à l'état solide, suite à l'application d'un chargement thermique et/ou mécanique. Selon la phase dans laquelle se trouvent les matériaux, le comportement mécanique diffère. Cette caractéristique confère aux AMF des propriétés remarquables pouvant être exploitées dans un plan de contrôle actif et/ou passif des vibrations. Par exemple, certaines études suggèrent qu'il soit possible d'atteindre une capacité spécifique d'amortissement (cf. Annexe A) de l'ordre de 40 % lorsque le matériau subit ce changement de phase suite à un chargement mécanique. Cette possibilité permet d'envisager l'usage des AMF pour amortir de façon passive les chocs (e.g. les équipements de protections, pare-chocs automobile, butées dans des mécanismes de toute sorte) et les vibrations à basse fréquence (e.g. isolateurs séismiques). Lorsqu'ils demeurent en phase martensitique, la capacité d'amortissement est moins élevée, mais tout de même supérieure à celui d'alliages métalliques traditionnels. D'autre part, les AMF sous forme de fibres peuvent être incorporés à une matrice polymérique, formant ainsi un matériau composite (figure 0.1). L'activation des fibres à l'aide d'un courant électrique (chauffage par effet de Joule) produit un changement de phase à l'état solide, accompagné d'une modification du module d'élasticité. Cette possibilité d'activation/désactivation permet alors d'agir sur les caractéristiques modales de la structure selon la composition spectrale du chargement et ainsi réduire le niveau global de vibrations (en anglais : "Active Modal Modification of Intelligent Structures"; Liang et Al., 1989; Baz et Tampe, 1989; Rogers, 1990; Liang et Rogers, 1990;

Venkatesh et al., 1992; Anders et al., 1992).

Lorsque considérés pour leurs propriétés amortissantes, les AMF font partie d'une classe de matériaux que l'on nomme : "métaux à amortissement élevé" (en anglais le terme couramment utilisé est HIgh DAmping METalS - HIDAMETS). Dans cette classe, on retrouve plusieurs autres alliages amortissants qui n'ont pas la capacité de changement de phase et qui, par conséquent, ne peuvent être considérés que pour le contrôle passif des vibrations. Par exemple, on retrouve des alliages de MnCu, FeCr et ZnAl. Ces matériaux (ainsi que les AMF en phase martensitique) se distinguent des autres matériaux amortissants tels les caoutchoucs, plastiques, etc., par leur bonne rigidité ainsi que leur bonne résistance à la fatigue et à la corrosion. Leur utilisation dans la fabrication d'hélices de sous-marins et de supports d'accessoires dans les véhicules ou dans la machinerie industrielle illustre la nature des applications envisagées. A plus long terme, on peut envisager l'utilisation de ces matériaux comme structure primaire dans des applications de nature encore plus générale (e.g. figure 0.2).

Le potentiel offert par les matériaux composites renforcés de AMF et par les matériaux métalliques à amortissement élevé dans le domaine de la réduction des vibrations, n'est pas, à l'heure actuelle, exploité d'une façon significative dans l'industrie. Une des principales causes de cette situation semble être que les techniques actuellement disponibles pour la caractérisation, la conception et la fabrication de structures employant ces matériaux ne sont pas suffisamment développées pour prendre un plein avantage de leurs propriétés exceptionnelles.

Les techniques de caractérisation des matériaux composites renforcés de AMF et des matériaux métalliques à amortissement élevé sont présentement d'un caractère plutôt qualitatif et font que les techniques de conception et de fabrication reposent sur des approches expérimentales du type "essai et erreur". Les difficultés que l'on rencontre lorsque l'on se pose comme objectif une amélioration des techniques de caractérisation sont multiples et de nature très variée.

Une première difficulté est que, bien que les comportements élastique et dissipatif de ces matériaux soient difficilement dissociables, des raisons d'ordre historique font que l'approche traditionnelle d'identification des paramètres de caractérisation ne tient pas compte de cette importante réalité. Dans une première étape, on caractérise le comportement élastique dynamique en négligeant les effets de l'amortissement. Dans une deuxième étape, on calcule ou on déduit les paramètres d'amortissement sur la base de mesures relatives à la réponse vibratoire d'échantillons soumis à des vibrations libres ou forcées. D'ailleurs, une caractérisation adéquate du matériau implique la considération de plusieurs paramètres d'amortissement et de plusieurs techniques d'identification de ces paramètres (un traitement détaillé de ces notions peut être retrouvé dans l'annexe A). Certains de ces paramètres caractérisent la nature intrinsèque du matériau, alors que d'autres caractérisent plutôt la structure que forme l'échantillon. Idéalement, il serait souhaitable de déterminer directement les relations contraintes-déformations du matériau. Dans le contexte des composites et des matériaux métalliques à amortissement élevé, de telles procédures ne sont tout simplement pas disponibles à l'heure actuelle.

Le développement d'un banc d'essai approprié et de procédures de tests fiables, pose toute une série de difficultés particulières. Plusieurs phénomènes sont à l'origine de ces difficultés. D'abord, le type de vibration à une influence majeure sur les résultats. Ces vibrations peuvent se faire sous des conditions libres ou forcées, elles peuvent solliciter le matériau de façon homogène ou non-homogène, elles peuvent avoir un caractère harmonique ou aléatoire. Dautre part, l'instrumentation peut s'avérer une importante source d'erreur. À titre d'illustration, l'acquisition de données, provenant de capteurs permettant de déterminer la force et la déformation dans le matériau, n'est pas toujours bien synchronisée. Ce manque de synchronisme (présence d'un délai temporel), causé par les éléments électroniques dans les chaînes de mesure, peut induire une augmentation ou une diminution de la valeur calculée de l'amortissement. Aussi, la rigidité et l'amortissement générés à certaines frontières de l'échantillon, comme par exemple aux encastrements ou aux appuis simples, peuvent affecter d'une façon significative la réponse de l'échantillon. L'évaluation

de ces effets est difficile à quantifier et surtout à intégrer dans les procédures d'identification qui sont souvent basées sur des modèles analytiques de plaques ou de poutres "parfaites".

D'autres difficultés surgissent lorsque l'on vise à bien tenir compte de l'influence des actions de mesure sur le comportement de l'échantillon sollicité. L'usage de jauges de déformation ou d'accéléromètres peut modifier la masse de l'échantillon en plus d'amortir les vibrations par l'entremise de leur câble. D'autres effets de contact, moins évidents ceux-là, sont causés par l'interaction entre le fluide environnant, l'air, et l'échantillon. Cette interaction génère encore une fois de l'amortissement additionnel qui, si considéré significatif, peut nous forcer à effectuer les essais dans une chambre à vide. Un autre phénomène important concerne le réchauffement de l'échantillon pendant les essais. Dans le cas de matériaux sensibles à la température, il faut noter non pas la température environnante mais bien celle du matériau. Cette hausse de température peut aussi nécessiter une compensation sur les mesures obtenues avec des jauges de déformation. Enfin, il faut souligner que tous ces effets divers ont une importance différente selon la fréquence, la température, la durée et l'amplitude des déformations imposées durant les essais.

Dans le cas spécifique des AMF et autres métaux à amortissement élevé, il faut ajouter à ces difficultés le fait que la rigidité dynamique (ou "module élastique apparent") est une fonction complexe de la température de l'échantillon, ainsi que de la fréquence, et de l'amplitude des déformations. De plus, lorsque les courbes d'hystérésis sont fortement non linéaires, il est parfois même difficile de définir avec précision ce que l'on entend par rigidité. Il en va de même pour la caractérisation de l'amortissement lorsque celle-ci est basée sur des paramètres exprimant un rapport entre l'énergie dissipée et l'énergie "élastique" emmagasiné dans le matériau. Par ailleurs, les composites renforcés par des fibres AMF se distinguent des composites traditionnels avec fibres de carbone, de verre et de kevlar par le fait que leurs fibres sont à large diamètre et sont grandement espacés. Un problème d'homogénéité du matériau se pose donc et il devient important de s'assurer que les techniques de caractérisation utilisées pour les composites

traditionnels seraient encore valides pour les composites-AMF. Enfin, la caractérisation de composites-AMF pendant l'activation thermique pose des problèmes additionnels quant aux modifications à porter aux bancs d'essai. Comme dans le cas des capteurs, il faut éviter que l'appareillage affecte la réponse de l'échantillon durant les essais.

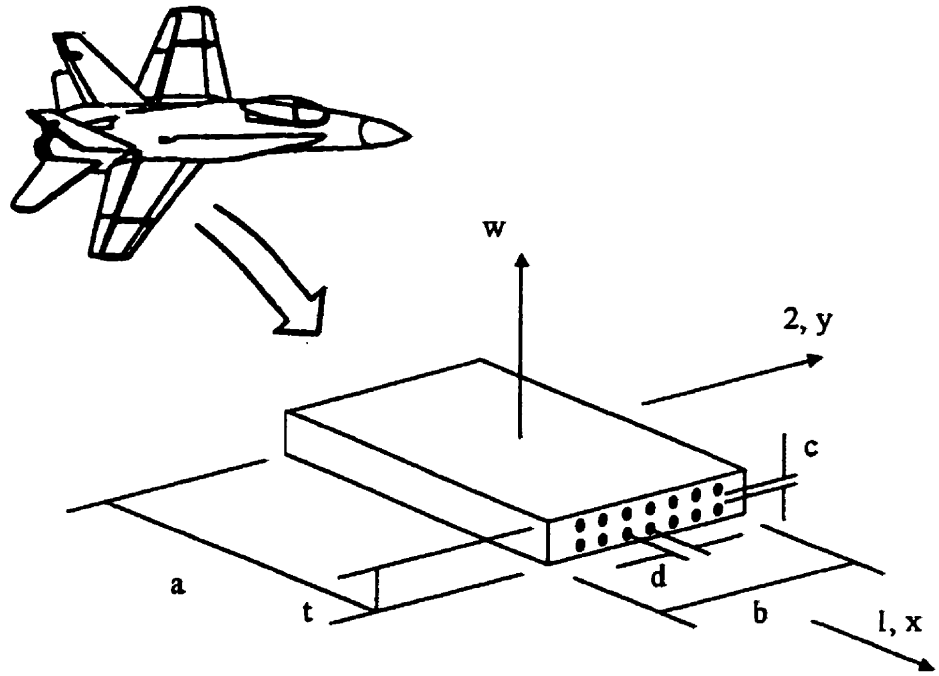


Figure 0.1 : Composite renforcé de fibres AMF, exemple d'application pour le contrôle actif des vibrations : les ailes d'avions.

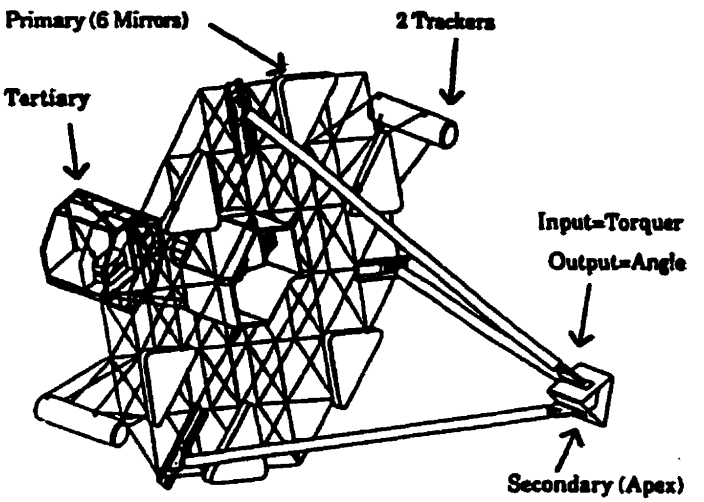


Figure 0.2 : Exemple d'application des métaux amortissants dans les structures primaires : structure spatiale ASTREX (figure tirée de Aldrich, 1993).

CHAPITRE 1

OBJECTIFS ET ORGANISATION DE LA THÈSE

1.1 OBJECTIFS

L'objectif ultime de cette étude est de contribuer au développement de techniques avancées pour la caractérisation du comportement dynamique de matériaux composites renforcés de fibres AMF et de matériaux métalliques à amortissement élevé (incluant les AMF). Ces techniques devraient à leur tour conduire à l'application et/ou au développement de méthodes analytiques et numériques qui permettent de simuler le comportement dynamique de structures composites renforcées de fibres AMF (e.g. figure 0.1) et de structures primaires fabriquées à partir de métaux à amortissement élevé (e.g. figure 0.2). Nous nous proposons d'atteindre cet objectif en concentrant nos efforts sur le problème de caractérisation intrinsèque de ces deux types de matériaux. En d'autres termes, nous cherchons à exprimer les relations fondamentales qui existent entre les contraintes et les déformations de façon à tenir compte à la fois du caractère élastique et dissipatif de ces matériaux. Ce type de caractérisation ne semble pas avoir reçu l'attention nécessaire de la part de la communauté scientifique et de ce fait constitue la principale contribution de la présente recherche.

Plus particulièrement, le travail de recherche s'articule autour des trois axes suivants : la validation de l'efficacité de transposer dans le contexte des composites à fibres AMF une technique de caractérisation qui a été récemment développée pour les matériaux composites à fibres traditionnelles ; le développement d'un banc d'essai pour la caractérisation de métaux à amortissement élevé (incluant les AMF) ; la caractérisation et la modélisation du comportement hystérétique d'alliages MnCu et NiTi. Les résultats qui en suivent devraient constituer un outil important dans de futures recherches visant à mieux analyser et à mieux comprendre le

comportement dynamique de structures fabriquées à partir de ces matériaux.

1.2 ORGANISATION DE LA THÈSE

Le chapitre 1 de cette thèse décrit les objectifs recherchés ainsi que les modalités du travail effectué. Le chapitre 2 traite de l'état de l'art dans la littérature scientifique en rapport avec le sujet considéré. Un certain nombre de notions fondamentales, concernant la mesure de l'amortissement, les alliages à mémoire de forme et les matériaux composites, sont reléguées à l'annexe A afin de faciliter la lecture de la thèse. Tel qu'illustré à la figure 1.1, le corps du mémoire, constitué des chapitres 3, 4 et 5, peut être pensé comme constitué de deux parties, soit une partie qui traite des composites renforcés de fibres AMF et une deuxième partie portant sur les métaux amortissants seuls (sans matrice). Plus particulièrement, le chapitre 3 (article #1) traite de la caractérisation élastique et dissipative de composites renforcés de fibres AMF , de l'utilisation de cette caractérisation pour calculer les paramètres modaux de structures fabriquées à partir de ces matériaux, et de l'analyse modale expérimentale qui permet de valider les paramètres calculés. Des informations complémentaires en rapport avec la fabrication des composites et la théorie de l'analyse modale sont incluses à l'annexe B. Le chapitre 4 (article #2) concerne le développement d'un banc d'essai pour la détermination des boucles d'hystérésis contrainte-déformation dans les métaux à amortissement élevé. Pour ce chapitre-ci, des informations complémentaires peuvent être retrouvées à l'annexe C. Le chapitre 5 (article #3) discute des résultats de caractérisation d'échantillons de MnCu et de NiTi obtenus à l'aide du banc d'essai développé au chapitre 4. D'autre part, il propose un modèle mathématique du comportement du matériau basé sur le krigeage dual. Les données complémentaires sont fournies à l'annexe D. Enfin, au chapitre 6 nous faisons la synthèse de tous ces travaux et nous suggérons des voies d'explorations futures.

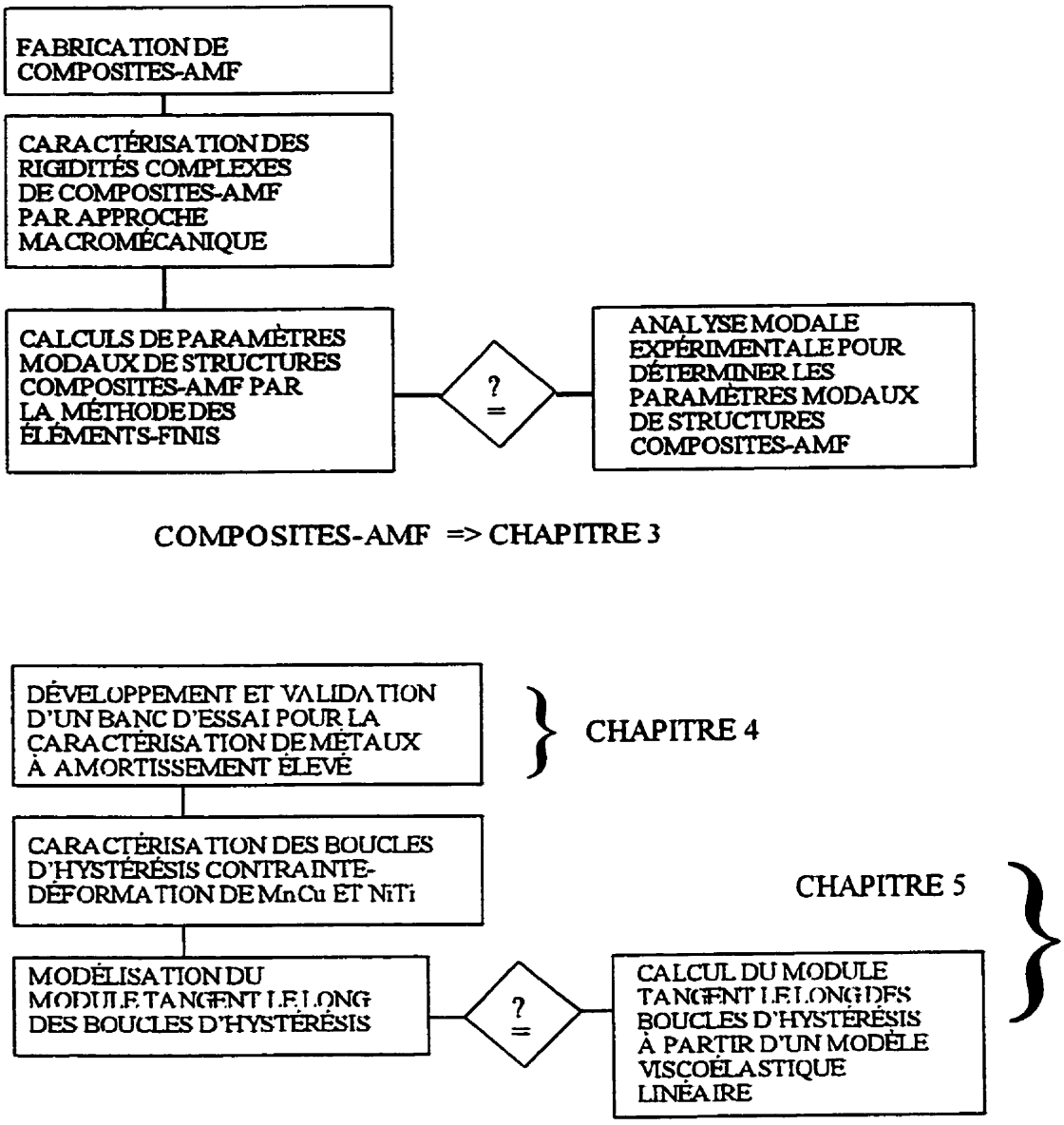


Figure 1.1 : Schématisation du travail de recherche.

CHAPITRE 2
ÉTAT DE L'ART

2.1 INTRODUCTION

Dans cette section, nous présentons une revue de la littérature concernant les propriétés élastiques et amortissantes des matériaux considérés dans cette étude. Cette revue peut être mieux présentée en la structurant autour des trois thèmes suivants : la caractérisation des matériaux composites, les bancs d'essais pour la caractérisation des métaux à amortissement élevé et les métaux à amortissement élevé. Pour faciliter la lecture de ce chapitre, un certain nombre de notions fondamentales sont incluses à l'annexe A.

2.2 CARACTÉRISTION DES MATÉRIAUX COMPOSITES

2.2.1 Les composites renforcés par des fibres traditionnelles

La théorie des stratifiés est universellement utilisée pour décrire le comportement élastique des composites orthotropes minces à fibres traditionnelles (verre, carbone, kevlar, etc.). Depuis plusieurs années déjà, l'usage du principe de correspondance élastique-viscoélastique et du principe de l'énergie modale de déformation a été intégré à cette théorie pour tenir compte à la fois du comportement élastique et dissipatif de ces matériaux (voir Annexe A). Cette caractérisation se résume à déterminer les rigidités complexes du matériau et suppose par conséquent un comportement linéaire viscoélastique. Ces rigidités complexes peuvent être déterminées à l'aide d'une approche micromécanique (à partir des rigidités complexes des composantes) ou macromécanique (à partir d'essais sur le stratifé).

Ni et Adams (1984) ont suggéré l'usage de lois de mélange (approche micromécanique) pour

déterminer les constantes complexes d'ingénierie de monocouches composites. En considérant le coefficient de Poisson comme étant réel, ils ont utilisé l'approche de l'énergie de déformation pour déterminer la capacité spécifique d'amortissement de poutres multicouches libre-libre.

Sun, Wu et Gibson (1987) ont développé une méthode micromécanique qui permet de caractériser les rigidités complexes, les constantes d'ingénierie équivalentes en extension et les facteurs de perte (en extension et en flexion) de stratifiés à fibres courtes. Ils ont fait usage du principe de correspondance élastique-viscoélastique pour assembler les matrices complexes $[A_{ij}^*]$, $[B_{ij}^*]$ et $[D_{ij}^*]$ à partir des constantes complexes d'ingénierie de chaque couche. Ces constantes sont à leur tour déterminées à partir des propriétés des constituants ($E_f, E_m, G_f, G_m, \nu_f, \nu_m$) et de leur fraction volumique. Le modèle a permis d'estimer les effets du rapport longueur sur diamètre des fibres, de l'orientation du stratifié ou des couches et de la fraction volumique sur les proprités élastique et dissipative du stratifié.

McIntyre et Woodhouse (1988) ont développé une méthode pour déterminer les constantes complexes d'ingénierie équivalentes en flexion de plaques orthotrope minces, à l'aide d'une approche macromécanique au niveau du stratifié. Dans un premier temps, ils déterminent la partie réelle (élastique) de ces constantes. La procédure consiste à construire un modèle numérique de la plaque à partir de valeurs estimées des constantes élastiques et de corriger ces estimations de façon à obtenir numériquement les mêmes fréquences naturelles que celles mesurées expérimentalement. Les auteurs indiquent la possibilité de déterminer seulement trois des quatre valeurs imaginaires des constantes avec suffisamment de précision. La procédure fait usage de l'approche de l'énergie de déformation et du principe de Rayleigh. En termes matématiques ils obtiennent :

$$Q^{-1} = \eta_1 J_1 + \eta_2 J_2 + \eta_3 J_3 + \eta_4 J_4 \qquad ; \qquad \eta_i = \frac{Im\left[D_i^*\right]}{Re\left[D_i^*\right]} \tag{2.1}$$

où

$$J_1 = \frac{\iint D_{11}\, w_{xx}^2\, dA}{\omega^2 \iint \rho\, h w^2\, dA} \quad ; \quad J_2 = \frac{\iint 2\, D_{12}\, w_{xx}\, w_{yy} dA}{\omega^2 \iint \rho\, h w^2\, dA}$$

$$J_3 = \frac{\iint D_{22}\, w_{yy}^2\, dA}{\omega^2 \iint \rho\, h w^2\, dA} \quad ; \quad J_4 = \frac{\iint 4\, D_{66}\, w_{xy}^2\, dA}{\omega^2 \iint \rho\, h w^2\, dA}$$

où w est le déplacement transversal de la plaque, x et y les coordonnées spatiales, dA est un élément différentiel de surface, ρ est la densité de surface et ω la fréquence circulaire naturelle. Connaissant d'avance les fréquences naturelles et les modes de vibration d'une plaque avec dimensions spécifiques, il est possible de choisir des modes particuliers pour lesquels un seul des paramètres J possède une valeur non négligeable. Les facteurs de perte (η_1, η_3, η_4) sont identifiés à partir de ces modes particuliers. Il est noté que le facteur de perte η_2 a peu d'influence sur l'amortissement global de la plaque en flexion. Plusieurs essais ont été effectués sur des échantillons de bois, de carbone-époxy et de verre-époxy. Bien entendu, le facteur Q calculé est très voisin de la valeur mesurée pour des échantillons de mêmes dimensions que ceux utilisés lors la caractérisation. Aucune comparaison n'a été effectuée pour des dimensions autres que celles utilisées pour la caractérisation.

DeWilde, Sol et al. (1989) ont développé une méthode macromécanique au niveau du stratifié qui permet de déterminer les constantes complexes d'ingénierie équivalentes en flexion de plaques minces orthotropes à comportement linéaire viscoélastique. Comme dans l'étude menée par McIntyre et Woodhouse, la procédure est fondée sur la mesure des fréquences de résonance et de l'amortissement modal structural. Cependant la procédure expérimentale et les algorithmes numériques pour le raffinage des estimations ne sont pas les mêmes. Ces mesures sont effectuées sur des plaques et des échantillons de poutres découpées dans les sens longitudinal et transversal de la plaque. Une attention particulière est portée à la procédure de mesure expérimentale dans le but de limiter l'influence de l'excitateur, des capteurs et des conditions aux frontières de la plaque.

L'excitation se fait à l'aide d'une source acoustique; la réponse est captée par un Vibromètre Laser (à effet Doppler); la plaque et les poutres sont suspendues par des fils en des points stratégiques (noeuds d'oscillation nulle). Les rigidités complexes en flexion des plaques sont exprimées comme suit :

$$\begin{aligned} D_{11}^{*} &= D_{11}^{'}\left(1 + i\, tg\,\delta_{D_{11}} \right) \\ D_{22}^{*} &= D_{22}^{'}\left(1 + i\, tg\,\delta_{D_{22}} \right) \\ D_{12}^{*} &= D_{12}^{'}\left(1 + i\, tg\,\delta_{D_{12}} \right) \\ D_{66}^{*} &= D_{66}^{'}\left(1 + i\, tg\,\delta_{D_{66}} \right) \end{aligned} \qquad (2.2)$$

L'identification s'exécute alors en deux étapes distinctes. Dans une première étape, les rigidités élastiques D_{ij}' sont identifiées à l'aide d'un outil de mesure/analyse appelé "Resonalyser". Le principe consiste à comparer les fréquences de résonance mesurées sur un échantillon de plaque avec celles obtenues par simulation à l'aide d'un modèle numérique (négligeant l'amortissement). L'écart entre ces valeurs est ensuite utilisé pour améliorer l'estimation. Cette méthode est donc itérative et converge vers des estimations valables lorsque l'écart entre les fréquences mesurées et calculées est suffisamment petit. La deuxième étape consiste à déterminer les tangentes des angles de perte $tg\,\delta_{D_{ij}}$ à partir de considérations énergétiques et de mesures de l'amortissement modal des trois premiers modes d'une plaque de Poisson ($a/b=(E_1/E_2)^{1/4}$) et du premier mode de deux poutres découpées dans les sens longitudinal et transversal de la plaque. Suite à ces mesures, cette étape se résume à résoudre le système d'équations (2.3) et (2.4). Les constantes complexes effectives d'ingénierie peuvent enfin être déduites à partir des relations (A13) de l'annexe A.

$$\begin{Bmatrix} 2\zeta_{b1} \\ 2\zeta_{b2} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} tg\,\delta_{E_1} \\ tg\,\delta_{E_2} \end{Bmatrix} \qquad (2.3)$$

$$\begin{Bmatrix} 2\zeta_t \\ 2\zeta_a \\ 2\zeta_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{1t} G_{2t} G_{3t} G_{4t} \\ G_{1a} G_{2a} G_{3a} G_{4a} \\ G_{1s} G_{2s} G_{3s} G_{4s} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} tg\,\delta_{D_{11}} \\ tg\,\delta_{D_{22}} \\ tg\,\delta_{D_{12}} \\ tg\,\delta_{D_{66}} \end{Bmatrix} \qquad (2.4)$$

où

ζ : amortissement modal ;

t : indice qui indique le mode de torsion (premier mode d'une plaque de Poisson);

a : indice qui indique le mode de flexion anticlastique (deuxième mode d'une plaque de Poisson);

s : indice qui indique le mode de flexion synclastique (troisième mode d'une plaque de Poisson);

$b1$: indique le premier mode de flexion d'une poutre découpée dans le sens longitudinal de la plaque ;

$b2$: indique le premier mode de flexion d'une poutre découpée dans le sens transversal de la plaque ;

G_i : coefficients de pondération reliés à l'énergie potentielle de la plaque ;

Chaturvedi et Tzeng (1991) ont étudié l'effet de l'interphase sur le comportement mécanique élastique et dissipatif uniaxial de composites à fibres courtes. Pour cela, ils ont développé un modèle triphasé pour un volume représentatif autour d'une fibre (figure 2.1). L'interphase est une région d'épaisseur non négligeable qui possède des propriétés différentes de celles de la fibre ou de la matrice. Les auteurs ont développé trois modèles différents, fondés respectivement sur l'approche énergétique, le principe de correspondance élastique-viscoélastique et la méthode des éléments finis. Ces développements présupposent que les liens aux interfaces entre phases sont parfaits, que les fibres et matrice supportent des charges de tension-compression seulement et que l'interphase supporte des efforts de cisaillement seulement. Les résultats démontrent que le rapport

longueur sur diamètre de la fibre, le module d'élasticité et l'amortissement de l'interphase sont des facteurs dominants qui influencent la rigidité et l'amortissement d'un système triphasé (figure 2.2). La principale difficulté de l'étude consiste à obtenir des valeurs représentatives de rigidité et d'amortissement de l'interphase.

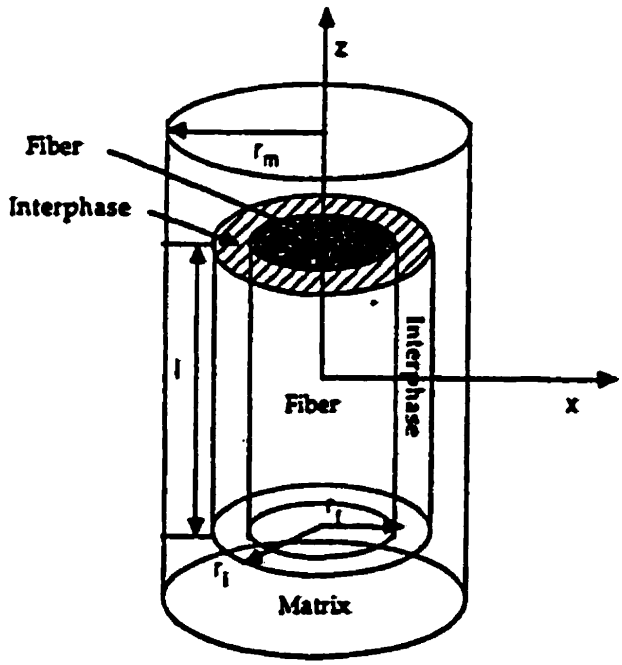


Figure 2.1 : Composite triphasé : fibre + matrice + interphase (Chaturvedi et Tzeng (1991).

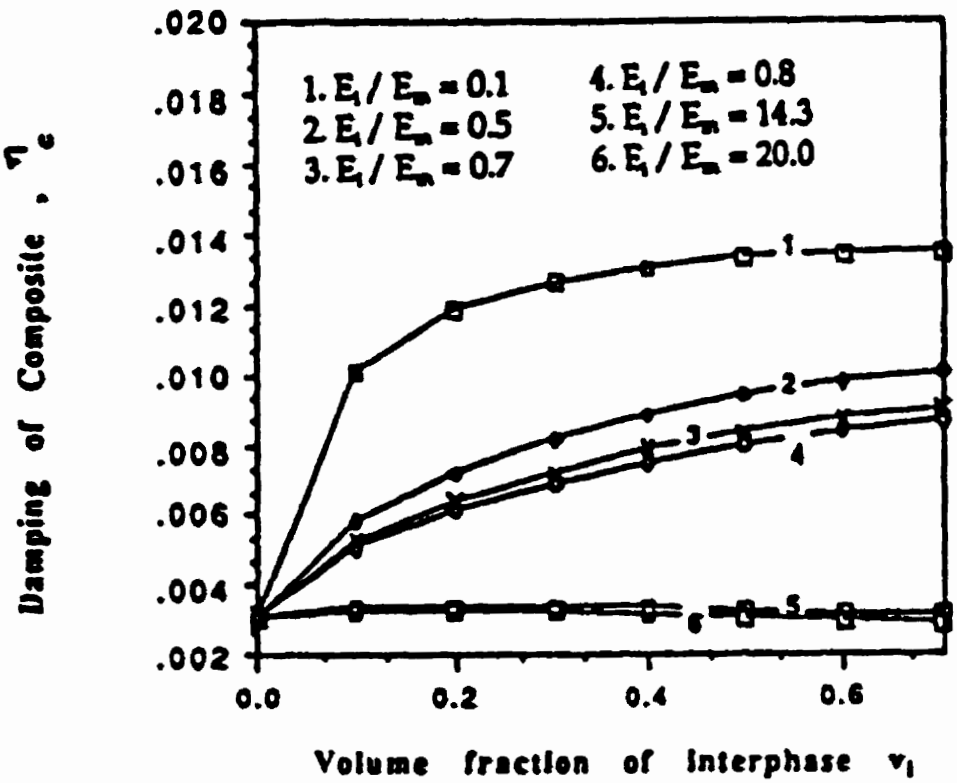


Figure 2.2 : Variation du facteur de perte d'un composite verre-époxy en fonction de la fraction volumique de l'interphase. E_i et E_f sont les modules de Young de l'interphase et de la fibre ; η_f=0,0018 ; η_i=η_m0,0015 (Chaturvedi et Tzeng 1991).

Crane et Gillespie (1992) ont développé une procédure macromécanique pour déterminer les facteurs de perte de matériaux composites multicouches. Se basant sur la théorie classique des stratifiés, les auteurs utilisent le principe de correspondance élastique-viscoélastique pour assembler les matrices complexes $[A_{ij}^*]$, $[B_{ij}^*]$ et $[D_{ij}^*]$ à partir de la connaissance des constantes complexes d'ingénierie de chaque couche. Ces dernières sont déterminées en deux étapes. D'abord les parties réelles sont obtenues en appliquant les procédures de l'ASTM (ASTM-D3039 et ASTM-D3518-76). Les coefficients de Poisson sont considérés réels seulement. Ensuite, les facteurs de perte de chaque couche ($\eta_1, \eta_2, \eta_{12}$) sont déterminés suite à l'évaluation de l'acuité à la résonance de divers échantillons ($[0^0]$; $[90^0]$; $[\pm 45^0]$) encastrés-libres. À l'aide du modèle complet, les effets de l'orientation du stratifié et de la fréquence d'excitation sur les facteurs de perte du stratifié sont établis.

Saravanos (1993) a développé un modèle qui permet de prévoir l'amortissement dans les stratifiés multicouches à parois épaisses. La figure 2.3 illustre la différence du champ de déplacement à travers l'épaisseur par rapport celui employé par la théorie classique des stratifiés. Chaque couche est considérée comme un matériau orthotrope transversalement isotrope et possède cinq modules d'élasticité indépendants (E_1 , E_2, G_{12} ,G_{23} , ν_{12}) et quatre facteurs de perte indépendants (η_1, $\eta_2=\eta_3, \eta_{12}=\eta_{13}, \eta_{23}$). Faisant usage de la méthode des éléments finis, l'amortissement modal d'une plaque ou d'une structure est déterminé par l'approche de l'énergie de déformation modale. Quelques résultats et comparaisons sont illustrés à la figure 2.4. La principale difficulté avec la méthode proposée consiste à obtenir des valeurs fiables pour les facteurs de perte de chaque couche.

Lesieutre (1994) a établi les conditions nécessaires pour assurer la validité physique des constantes complexes d'ingénierie d'un matériau viscoélastique transversalement isotrope. L'auteur démontre que pour obtenir une dissipation d'énergie non-négative, les parties imaginaires des quatre paramètres issus du problème aux valeurs propres suivant :

$$\beta_i \{\varepsilon\}_i = [E] \{\varepsilon\}_i \tag{2.5}$$

doivent être individuellement non-négatives. Ces paramètres sont :

$$\beta_1^* = E_{11}^* K_{23}^* \left[\left(\frac{1}{E_{11}^*} + \frac{2}{E_{22}^*} - \frac{1}{2 G_{23}^*} \right) + \sqrt{\left(\frac{1}{E_{11}^*} + \frac{2}{E_{22}^*} - \frac{1}{2 G_{23}^*} \right)^2 - \frac{2}{E_{11}^* K_{23}^*}} \right]$$

$$\beta_2^* = E_{11}^* K_{23}^* \left[\left(\frac{1}{E_{11}^*} + \frac{2}{E_{22}^*} - \frac{1}{2 G_{23}^*} \right) - \sqrt{\left(\frac{1}{E_{11}^*} + \frac{2}{E_{22}^*} - \frac{1}{2 G_{23}^*} \right)^2 - \frac{2}{E_{11}^* K_{23}^*}} \right]$$

$$\begin{aligned} \beta_3^* &= 2 G_{23}^* \\ \beta_4^* &= G_{23}^* \\ \beta_4^* &= \beta_5^* = G_{12}^* \end{aligned} \tag{2.6}$$

où E_{11}^* est le module complexe uniaxial longitudinal, E_{22}^* est le module complexe uniaxial transversal, K_{23}^* est le "bulk modulus" complexe, G_{12}^* est le module complexe de cisaillement longitudinal et G_{23}^* est le module complexe de cisaillement transversal. Suite à plusieurs simulations numériques, le travail de Lesieutre démontre que le fait de négliger la partie imaginaire des constantes d'ingénierie peut conduire à une dissipation d'énergie négative.

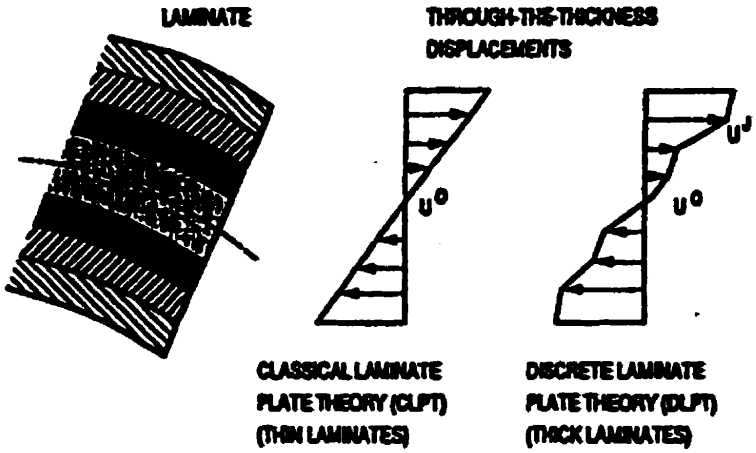


Figure 2.3 : Comparaison du champ de déplacement pour une plaque épaisse par rapport à la théorie classique des stratifiés (Saravanos, 1993).

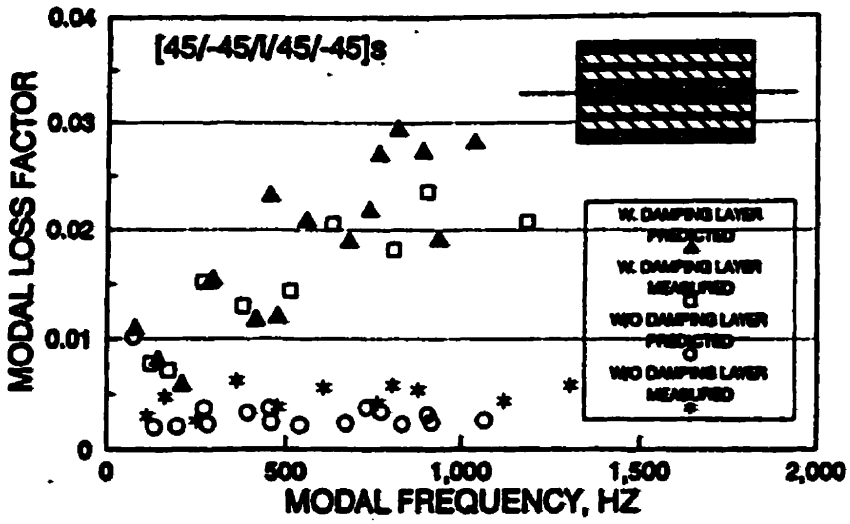


Figure 2.4 : Facteur de perte modal pour une plaque épaisse simplement supportée T300/934 avec viscoélastique ISD110. Résultats théoriques et expérimentaux (Saravanos 1993).

2.2.2 Les composites renforcés par des fibres AMF

Une quantité importante d'articles traitent du contrôle actif des vibrations, du bruit, du flambage ou du "flottement" de structures à l'aide de composites renforcés de fibres AMF (Liang et al., 1989 ; Baz et Tampe, 1989 ; Rogers, 1990 ; Liang et Rogers, 1990 ; Venkatesh et al., 1992 ; Anders et al., 1992). Ces matériaux possèdent plusieurs propriétés tels un rapport rigidité/masse élevé, des actuateurs répartis à travers la structure, un faible encombrement et une possibilité d'activation des fibres qui permettent de construire des structures intelligentes capables de s'adapter à leur environnement (excitations externes). Pour faciliter la modélisation, ces composites particuliers sont caractérisés à l'aide des techniques développées pour les composites à fibres traditionnelles (verre, carbone, kevlar, etc.).

En particulier, Anders et al. (1992) ont développé des modèles analytiques micromécaniques (théorie des stratifiés) pour prévoir le comportement modal de plaques composites renforcés de fibres NiTi sous différents schémas d'activation. Quelques résultats sont reportés à la figure 2.5 et illustrent à quel point l'activation permet de modifier les fréquences et les déformées modales des structures. Dans ces études, les fibres AMF en NiTi sont simplement caractérisées par un module d'élasticité à basse température (fibre non-activée) et un autre à haute température (fibre activée). L'amortissement interne du matériau n'a pas été considéré.

Pomerleau (1994) a étudié le comportement dynamique de composites à matrice polyuréthanne et époxyde avec 8% de fibres Cu-Zn-Al (0.8 mm de diamètres). Le module complexe de Young équivalent dans la direction longitudinale est déterminé expérimentalement à l'aide d'un appareil DMA 983 de Dupont (figure 2.6). Les échantillons de poutre de 55 x 9.3 x 4 mm^3 ont été soumis à un chargement de flexion à des fréquences de 0,5 et 1 Hz, à des amplitudes de $32x10^{-3}$ et $128x10^{-3}$ mm, pour une plage de température variant entre -20 et 80 ^{0}C. Le balayage en température s'est effectué à un taux de 0,5 ^{0}C/min. Les résultats ont permis d'observer qu'une

augmentation de l'amplitude d'oscillation ou de la vitesse de balayage en température engendrait une augmentation de tg δ_E, alors que l'augmentation du nombre de cycles d'oscillations ou de la fréquence engendrait une baisse de tg δ_E. Pour la poutre epoxy-AMF, l'amortissement s'avérait cinq fois plus élevé à une température (-20 ^{0}C) pour laquelle les fibres se trouvaient en phase martensitique par rapport à une température de 80 C^0 où les fibres étaient en phase austénitique. La contribution de l'époxy n'a pas été analysée.

Bidaux et al. (1993) ont étudié les propriétés dynamiques de composites renforcés par des fibres Nickel-Titane de 300 µm (2.4 % en volume) à l'aide d'un rhéomètre RSA2 de RHEOMETRICS. Le module de Young complexe équivalent est déterminé à l'aide d'essais de flexion cyclique trois points (charge statique = 1,1 x charge dynamique) effectués sur des échantillons de poutre de 60 x 2 x 3 mm^3. La fréquence est de 1 Hz, l'amplitude de déformation dynamique de 5 x 10 $^{-4}$ mm/mm et la plage de température varie entre -30 et 80 C^0. Le balayage en température s'est effectué à un taux de 3 ^{0}K/min. Des essais ont aussi été effectués sur les fibres seules et sur la matrice époxyde seule. Ces derniers résultats ont servi à prévoir le module de Young complexe d'une poutre avec les mêmes dimensions que celle citée plus haut. La modélisation est fondée sur le principe de correspondance élastique-viscoélastique et d'une simple loi de mélange proposée par Venkatesh (1992) :

$$EI_{effectif} = EI_{composite} + \sum_{I}^{n} a_i r_i^2 \left(E_{i\,AMF} - E_{composite} \right) \qquad (2.7)$$

où n est le nombre de fibres, a_i et r_i sont la section et la distance de l'axe neutre de la fibre, I est le second moment d'inertie de la poutre et E le module de Young. Comparant les valeurs calculées avec les résultats expérimentaux, les auteurs expliquent la sous estimation (de l'ordre de 14%) du module élastique par l'usage d'une loi de mélange qui ne tient pas compte des coefficients de Poisson des constituants et par le fait que l'échantillon possède les dimensions d'une plaque plutôt que d'une poutre. Les valeurs de tg δ_E sont sous-estimées d'environ 15 %. Les auteurs notent

aussi que l'interface fibre- matrice a eu un effet d'inhibition sur l'apparition de la phase R.

Furuya et al. (1993) ont étudié les propriétés mécaniques de composites à matrice en aluminium renforcés par des fibres TiNi. Les résultats expérimentaux relatifs à l'amortissement, obtenus en vibrations axiales (sans aucun détail), sont illustrés à la figure 2.7. Ces résultats démontrent la possibilité d'augmenter à la fois la rigidité et l'amortissement dans un matériau composite.

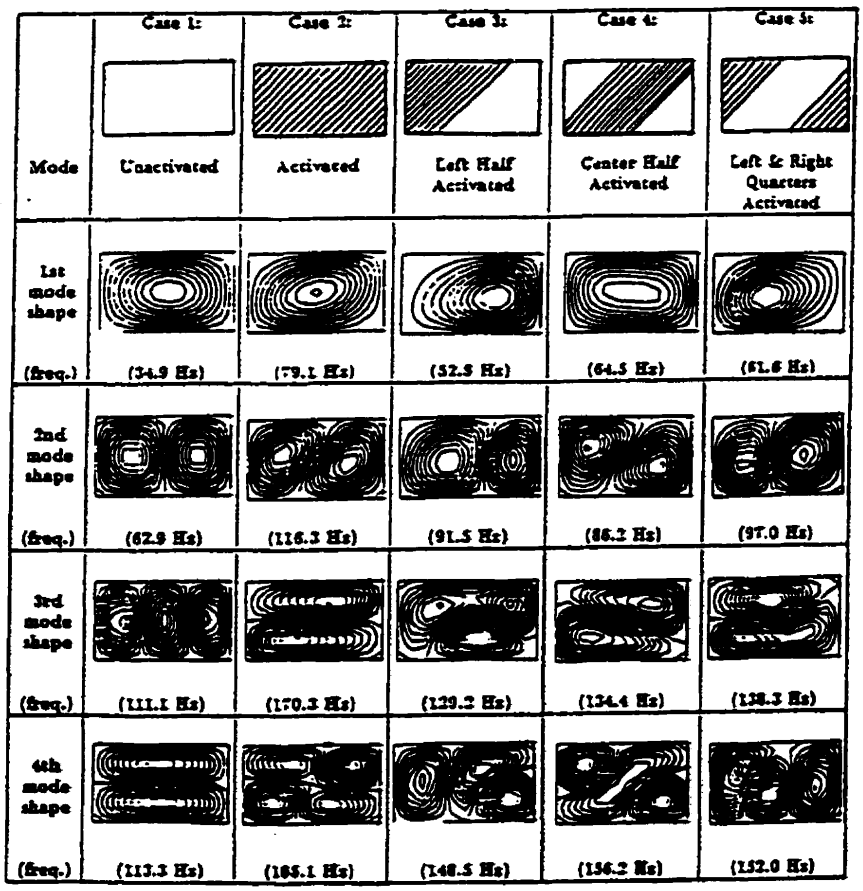
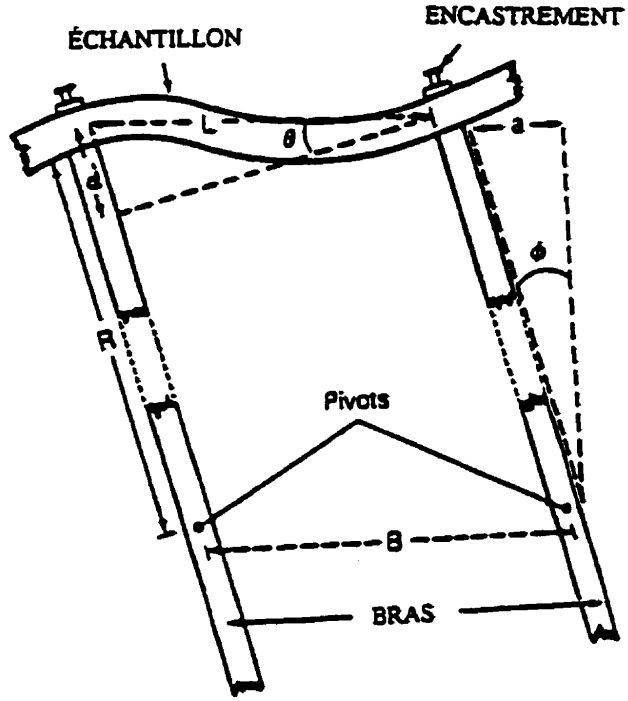


Figure 2.5 : Modification modale d'un composite renforcé de fibres NiTi par activation des fibres (Anders et al., 1992)

a) Mécanisme de la DMA



b) Résultats

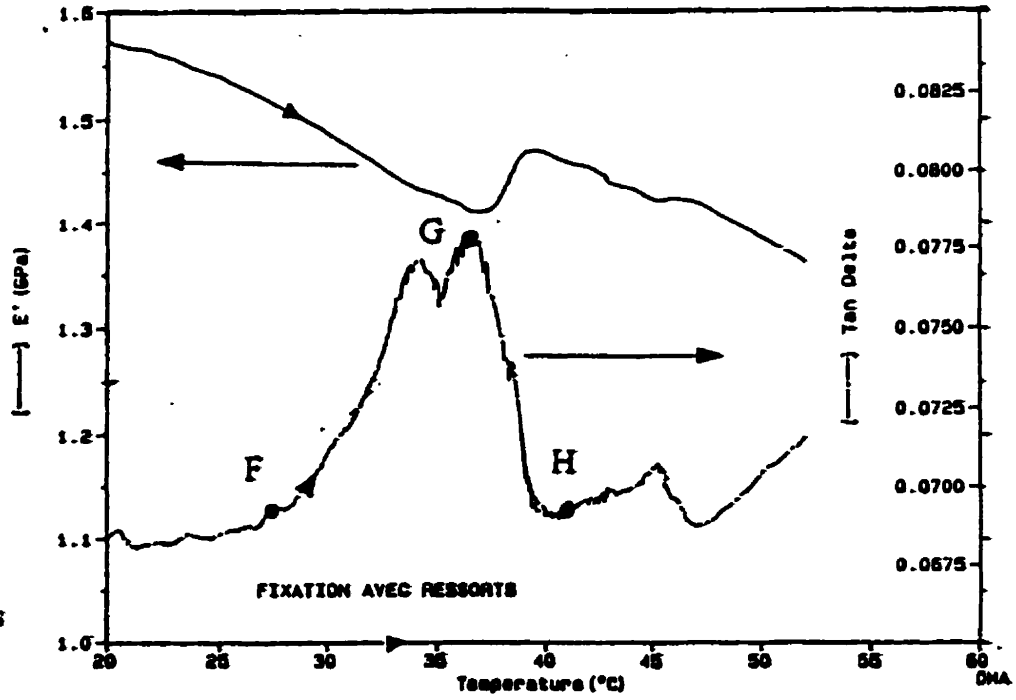


Figure 2.6 : Résultats obtenus par DMA DuPont 938 ; composite polyuréthanne-CuZnAl (Pomerleau, 1994).

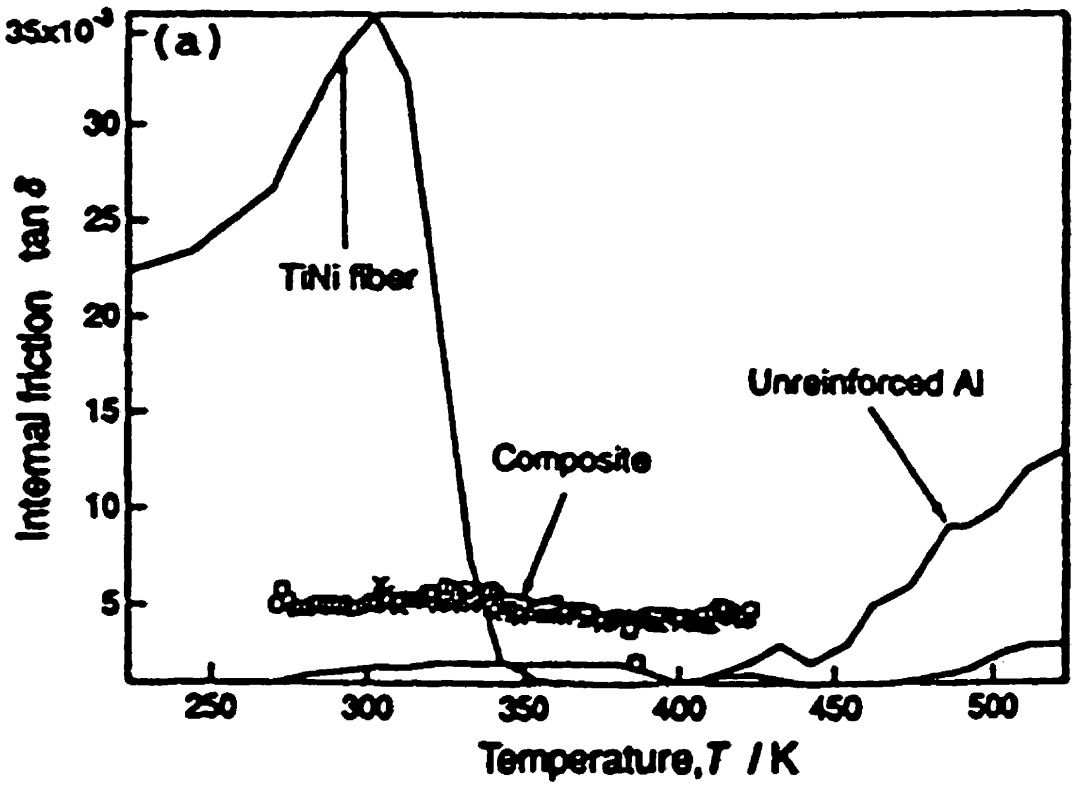


Figure 2.7 : Amortissement dans un composite Al-TiNi et dans ses composants (Furuya, 1993).

2.3 BANCS D'ESSAIS POUR LA CARACTÉRISATION DE MÉTAUX À AMORTISSEMENT ÉLEVÉ

La mise au point de bancs d'essais représente un aspect important dans l'ensemble des efforts déployés pour déterminer les paramètres dynamiques caractérisant le comportement des métaux à amortissement élevé.

L'appareil le plus accessible pour déterminer les relations contraintes-déformations est sans doute celui du type servohydraulique MTS (Material Testing System) illustré à la figure 2.8. Un extensomètre ou une jauge de déformation est installé sur l'échantillon et un capteur de force est installé entre l'échantillon et le cylindre supérieur. L'acquisition des signaux à un taux d'échantillonage approprié permet de tracer les courbes d'hystérésis à des fréquences et des amplitudes de déformation différentes. D'autre part, Kinra et Wren (1992) ont développé une technique pour mesurer la différence de phase (l'angle de perte) entre l'excitation et la réponse axiales de composites à matrices métalliques installés dans ce type d'appareil (figure 2.8). La technique, qui suppose un comportement viscoélastique de l'échantillon, consiste à déterminer la différence de phase entre les transformées de Fourier des signaux d'excitation et de réponse. Il est démontré qu'une précision de l'ordre 10^{-4} radian peut être obtenue. Le principal inconvénient est que l'usage d'un appareil servohydraulique est limité à un fonctionnement à basse fréquence (<20 Hz) pour des amplitudes de déformations moindrement élevées.

Rithchie et Pan (1991) décrivent trois autres types de bancs d'essais pour la caractérisation dynamique des métaux amortissants : le pendule de torsion (figure 2.9) pour des fréquences inférieures à 20 Hz, la poutre encastrée ou libre en résonance (figure 2.10) pour des fréquences de 0.1 à 40 kHz, et l'oscillateur composite ("Composite Oscillator") de la figure 2.11 pour des fréquences de 30 à 200 kHz. Dans le cas du pendule de torsion, l'échantillon est sous forme de fil ou de barreau cylindrique. Une excitation électromagnétique est appliquée au volant et un

capteur optique ou des jauges de déformations assurent la mesure de la réponse du système. Dans le cas de la poutre encastrée, on mesure le plus souvent la réponse libre de la poutre suite à une impulsion initiale pour déterminer le décrément logarithmique, ou bien on détermine le facteur de résonance Q à partir de la réponse en fréquence. Enfin, l'usage de l'oscillateur composite requiert une préparation particulière : un petit échantillon est attaché à l'aide d'un adhésif à un excitateur en cristal de quartz qui est lui même collé à une jauge en cristal de quartz. L'acquisition des signaux des deux capteurs peut être faite sous des conditions de vibrations libres ou forcées et les paramètres caractérisant l'amortissement calculés par une des techniques décrites à l'annexe A.

Des appareils commerciaux du type DMA (Dynamic Mechanical Analyzers) sont souvent utilisés pour étudier l'amortissement dans les AMF lors de la transformation martensitique (DeJonghe, 1977, Xiao et al., 1994, Pomerleau, 1994, Van Humbeeck, 1985). Le plus souvent, ces appareils mesurent l'angle de perte entre l'excitation et la réponse sous un chargement de flexion ou de torsion. Ces appareils ont été conçus pour caractériser de petits échantillons polymériques qui sont plus flexibles et plus amortissants que les métaux à amortissement élevé. D'ailleurs, Pomerleau (1994) a conclu que ce type d'appareil n'était pas bien adapté pour caractériser les métaux amortissants principalement à cause de la faible répétabilité des tests.

Bovsunovsky (1996) a appliqué une méthode basée sur le déphasage entre les composantes axiale et transverse de déformation, φ, lors de l'application d'une excitation harmonique uniaxiale ou de flexion. Le montage est illustré à la figure 2.12. Un échantillon poutre est encastré dans une base massive, une masse est attachée à l'extrémité libre. La méthode suppose un comportement viscoélastique et nécessite la connaissance des composantes élastiques ν_e et inélastiques ν_i du coefficient de Poisson ν. Pour ce dernier, il a supposé une valeur constante en fonction de la fréquence mais variable en fonction de l'amplitude de déformation ε_o. L'expression pour la capacité spécifique d'amortissement est finalement donnée par :

$$\psi(\varepsilon_o) = 2\pi \frac{\frac{v_i}{2}\left[v_e^2 + v^2(\varepsilon_o)\right] - v_e v^2(\varepsilon_o)}{(v_i - v_e)\left[v_e v_i - v^2(\varepsilon_o)\right]} \varphi(\varepsilon_o) \tag{2.8}$$

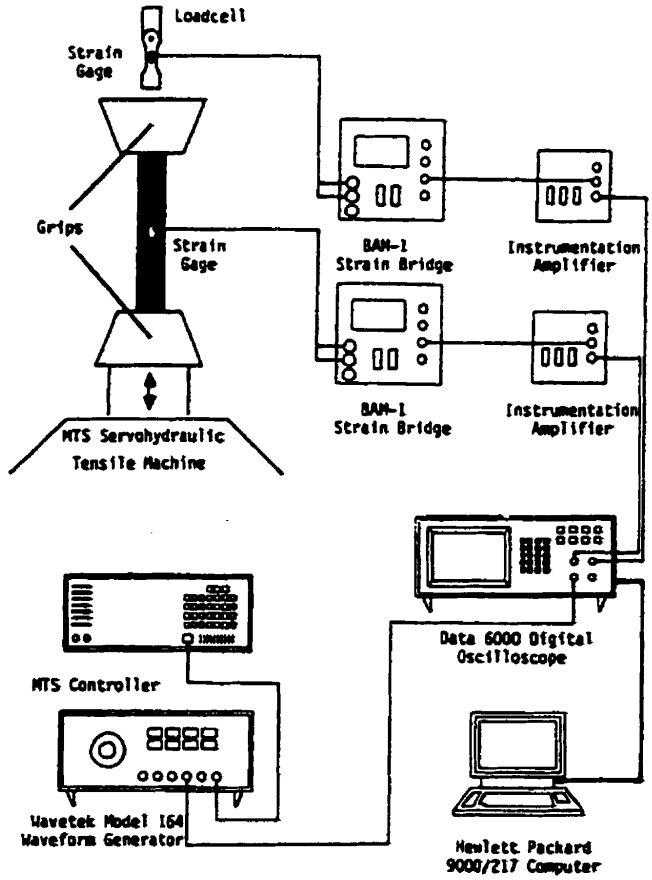


Figure 2.8 : Caractérisation de l'amortissement à l'aide d'appareil servohydraulique de type MTS (Material Testing System) (Kinra et Wen, 1992).

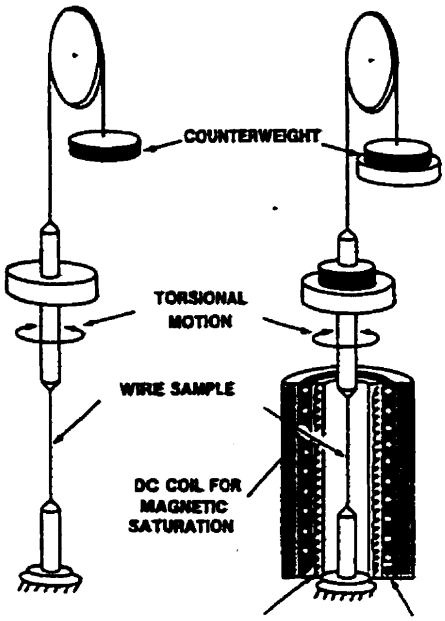


Figure 2.9 : Caractérisation de l'amortissement à l'aide d'un pendule de torsion (Ritchie et Pan, 1991).

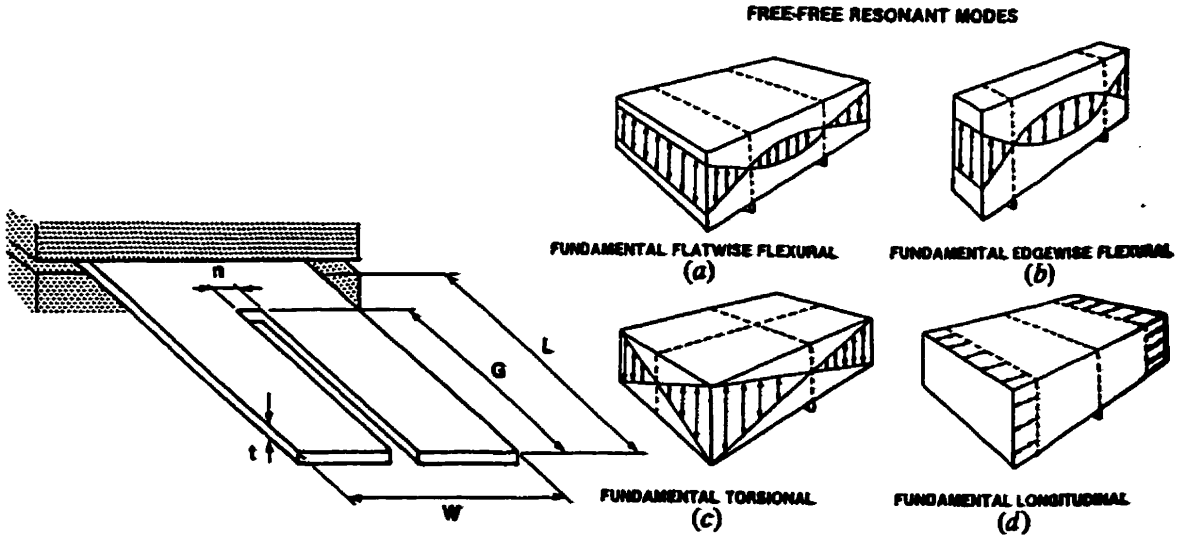


Figure 2.10 : Caractérisation de l'amortissement à l'aide d'une poutre encastrée-libre ou libre-libre (Ritchie et Pan, 1991).

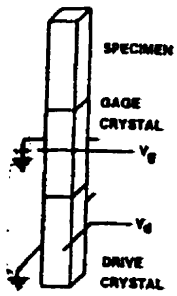


Figure 2.11 : Caractérisation de l'amortissement à l'aide d'un oscillateur composite (Ritchie et Pan, 1991).

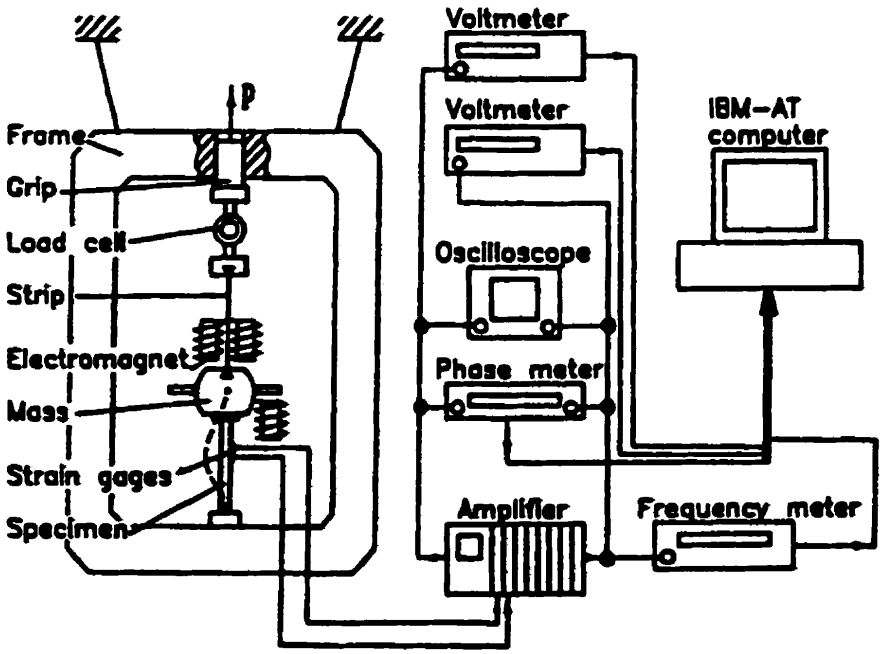


Figure 2.12 : Caractérisation de l'amortissement par mesure du déphasage entre composantes axiale et transversale de déformation (Bovsunovsky, 1996).

2.4 LES MÉTAUX À AMORTISSEMENT ÉLEVÉ

En nous servant du niveau de la capacité spécifique d'amortissement Ψ, il est utile de distinguer quatre classes générales de métaux selon le niveau de la capacité spécifique d'amortissement Ψ (voir définition à l'annexe A) : métaux à amortissement élevé ($\Psi > 10$ %) ; métaux à amortissement moyen ($1\% < \Psi < 10\%$) ; métaux à amortissement faible ($0,1\% < \Psi < 1\%$) ; métaux à amortissement très faible ($\Psi < 0,1\%$). L'appartenance de quelques alliages bien connus à ces classes est illustrée à la figure 2.13 tirée de Golovin (1994). Les métaux à amortissement élevé comprennent les AMF lorsque ceux-ci sont soumis à des conditions thermomécaniques particulières, et des alliages non-AMF tels que les fontes grises, certains ferromagnétiques Fe-Cr (SILENTALLOY), certains alliages de Zn-Al (ZA22, ZA27, SPZ), le magnésium pur et certains alliages de Mn-Cu (SONOSTON) (Ritchie, 1991 ; Zhang et al., 1993 ; Golovin, 1994). Parmi les éléments importants à considérer dans une étude du comportement dynamique de ces matériaux, l'on retrouve : les mécanismes d'amortissement, la modélisation des courbes d'hystérésis, l'amortissement dans les alliages MnCu, l'amortissement des AMF en phase martensitique et enfin l'amortissement des AMF dans la zone de transformation martensitique.

2.4.1 Les mécanismes d'amortissement dans les métaux

La majorité des mécanismes d'amortissement, impliquent le mouvement de défauts dans le matériau suite à l'application d'une contrainte. Les défauts ponctuels (sans dimension) donnent lieu à un amortissement de niveau faible à moyen, les défauts linéaires (dislocations à une dimension) donnent un amortissement de niveau moyen à élevé et les défauts de surfaces (frontières de grains, de phase ou autre en trois dimensions) engendrent un niveau d'amortissement plus élevé. Par conséquent, les métaux à amortissement élevé font essentiellement intervenir des mouvements de dislocations ou de frontières (joints de grains, joints de macles, frontières entre domaines de phase différentes, frontières entre variantes de martensite). Du point de vue macromécanique, ces

mécanismes peuvent être subdivisés en trois classes caractérisées par les phénomènes physiques

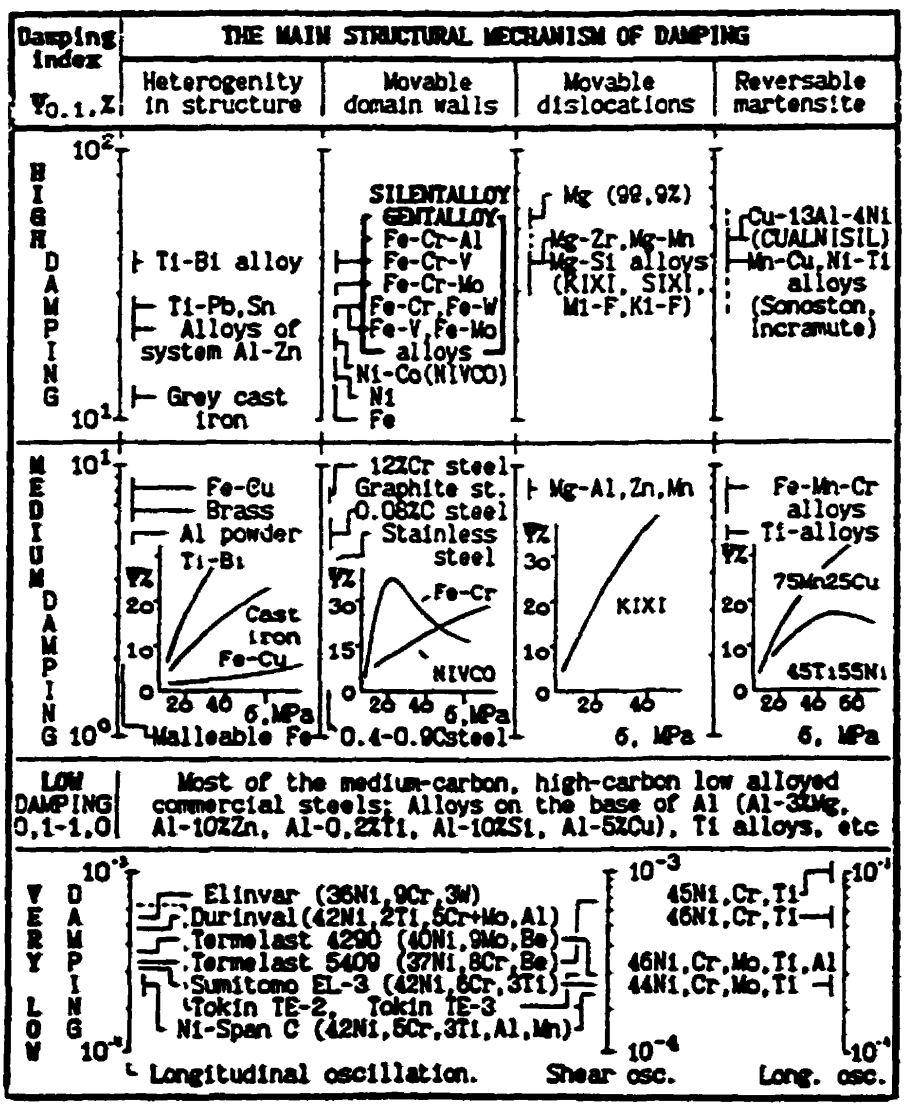


Figure 2.13 : Classification de matériaux métalliques d'après la capacité spécifique d'amortissement (tiré de Golovin, 1994).

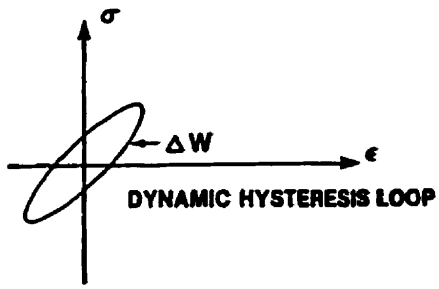
suivants (Ritchie et Pan, 1991).

1) Hystérésis Dynamique.- L'hystérésis dynamique est générée par la mise en ordre des défauts sous contrainte. Cette mise en ordre, qui est thermiquement activée, mène à l'apparition d'une déformation anélastique, c'est à dire non instantanée. La figure 2.14a illustre un tel comportement contrainte-déformation où l'on remarque l'ouverture de la courbe de cyclage dont l'aire correspond à la quantité d'énergie dissipée par cycle ΔW. À basse température, la déformation anélastique est très faible et à haute température elle est importante, mais en phase avec la contrainte (car très rapide), d'où une faible dissipation d'énergie. Entre les deux se trouve un maximum. Dans une modélisation idéalisée de l'hystérésis dynamique, la capacité spécifique d'amortissement est indépendante de l'amplitude de déformation et dépendante de la fréquence. La fréquence a en effet une influence similaire à celle de la température sur la dissipation d'énergie.

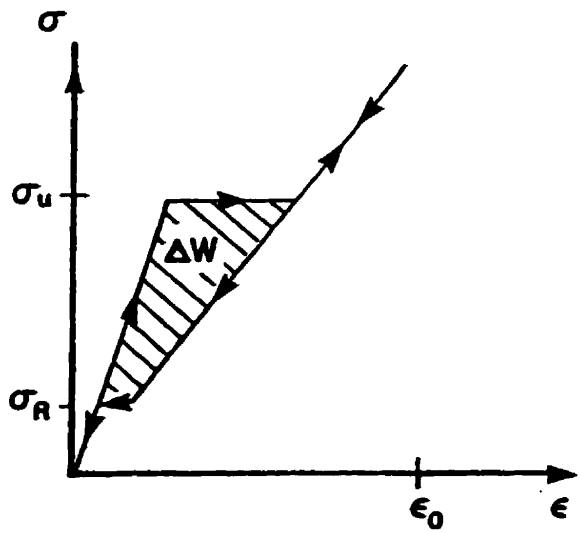
2) Hystérésis Statique.- Ce mécanisme s'explique par un processus de dépiégeage au niveau du défaut. La figure 2.14b illustre le comportement contrainte-déformation. Une contrainte critique lors du chargement dépiège un type de défaut (dislocation ou frontière entre variantes) causant une déformation inélastique instantanée. Lors du déchargement, la contrainte de "repiégeage" se produit à un niveau plus faible. Ceci est observé par l'ouverture ponctuelle de la courbe, d'où une hystérésis ΔW. Dans une modélisation idéalisée de l'hystérésis statique, la capacité spécifique d'amortissement est indépendante de la fréquence (puisque la déformation inélastique se produit très rapidement) mais dépendante de l'amplitude de déformation.

3) Mécanismes de Transformation.- Les plus haut niveaux d'amortissement sont observés pour des changements de phase à l'intérieur du matériau comme, par exemple, la transformation martensitique, les précipitations, les processus diélectriques et ferroélectriques ou les dissolutions (Ritchie, 1991 ; Wolfenden, 1994). Le niveau d'amortissement est alors proportionnel à la quantité de matériau transformée.

L'énergie dissipée dans un alliage réel est le résultat d'un ou de plusieurs de ces phénomènes. Ceci résulte, pour des matériaux réels, en un éventail de comportements différents tel qu'illustré aux figures 2.15 et 2.16.



a) Hystérésis dynamique



b) Hystérésis statique

Figure 2.14 : Idéalisation des mécanismes d'hystérésis (Ritchie et Pan, 1991).

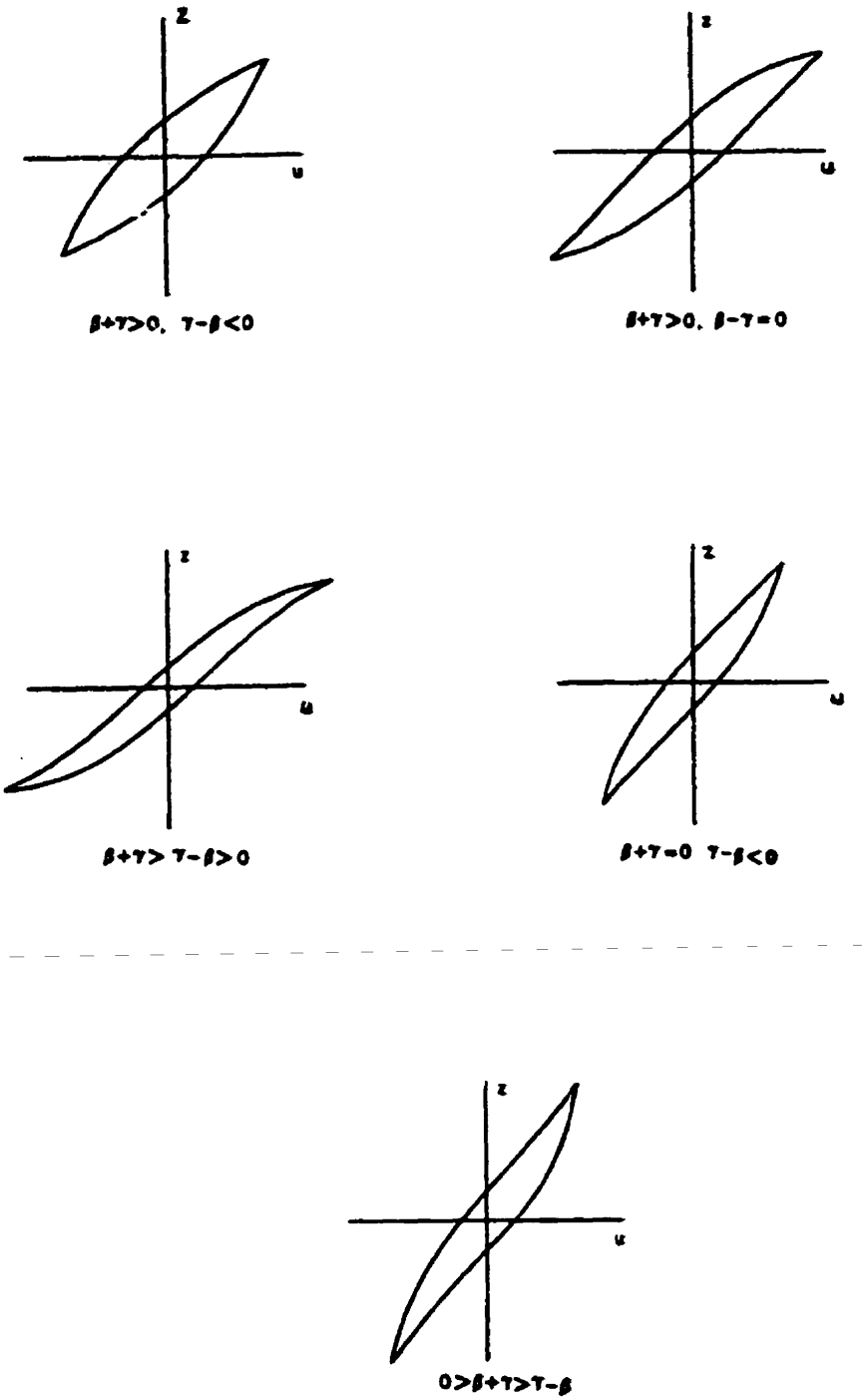


Figure 2.15 : Relation contrainte-déformation dans les métaux (Baber and Wen, 1980).

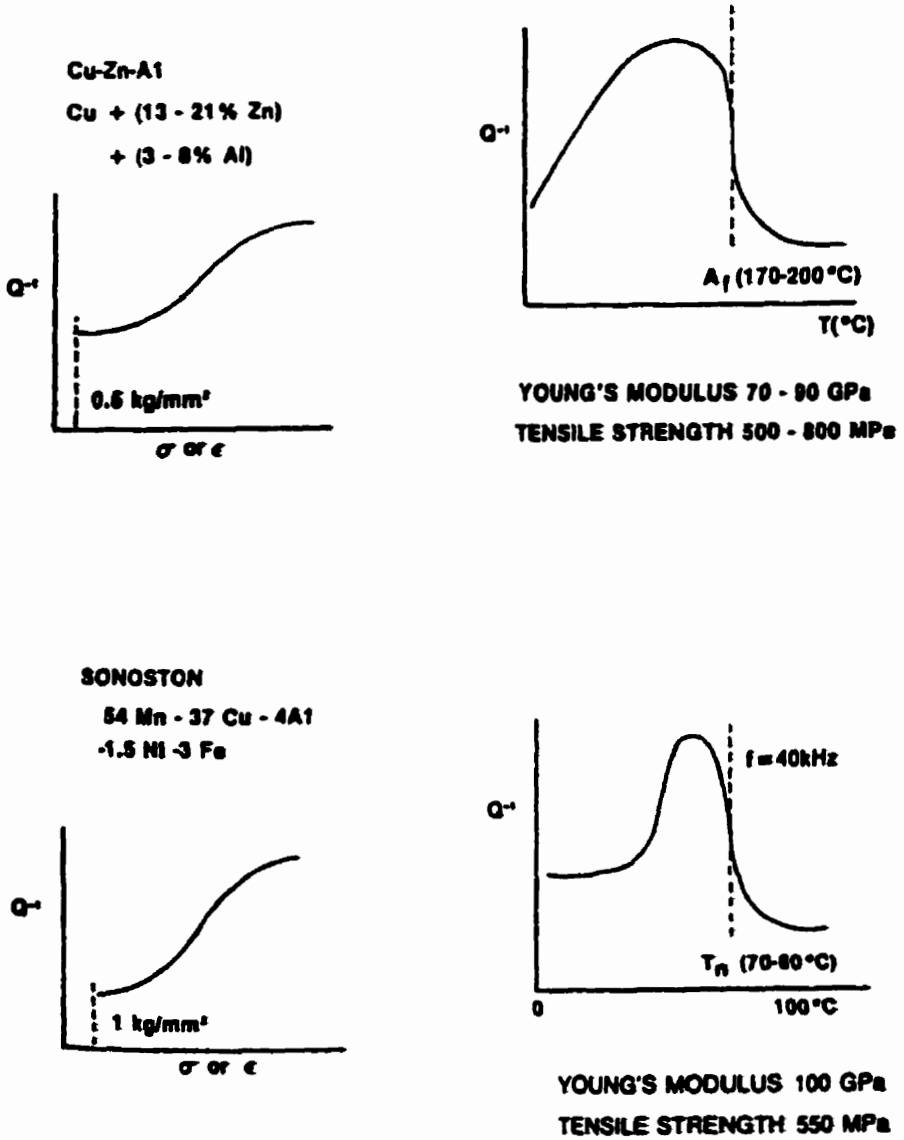


Figure 2.16 : Comportement du frottement interne dans différents métaux et alliages (Ritchie et Pan, 1991).

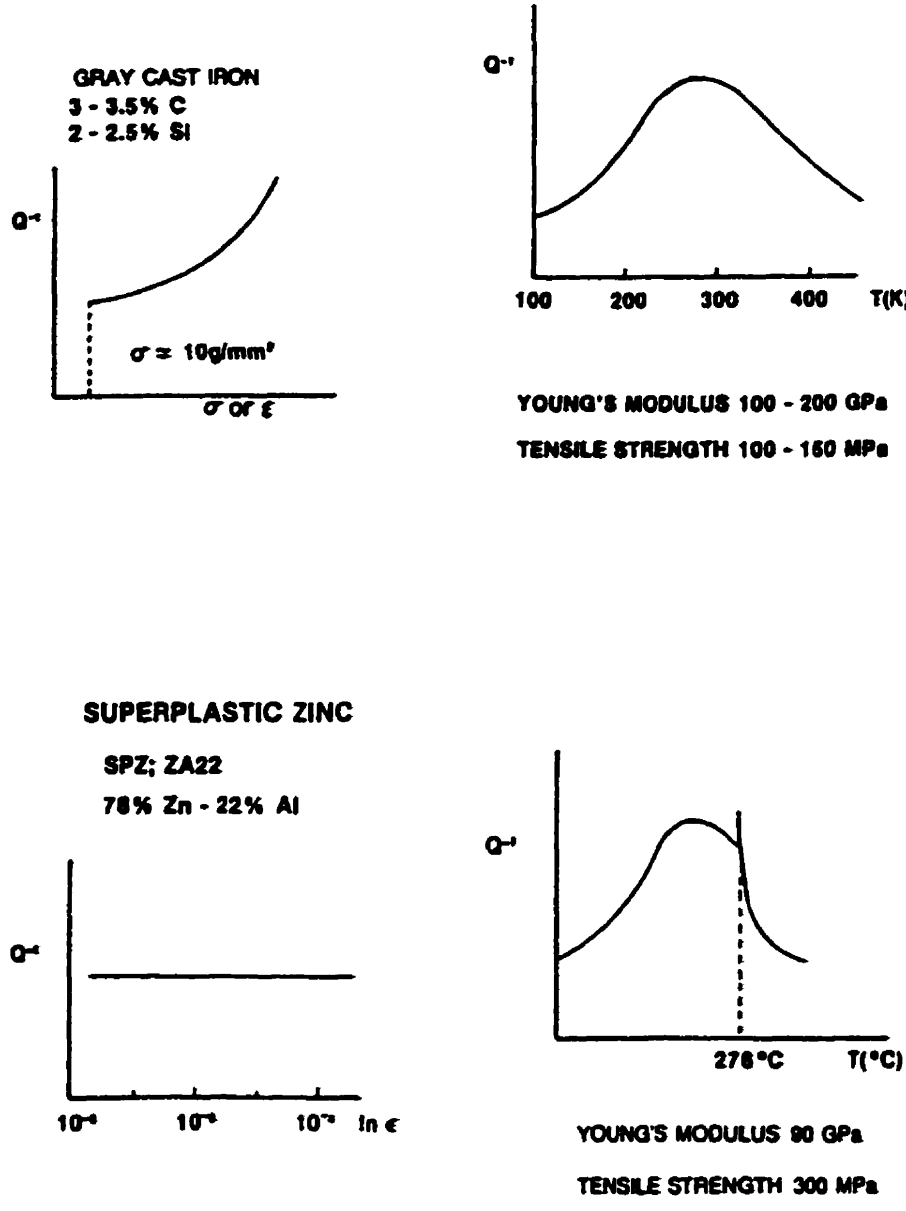


Figure 2.16 (suite): Comportement du frottement interne dans différents métaux et alliages (Ritchie et Pan, 1991).

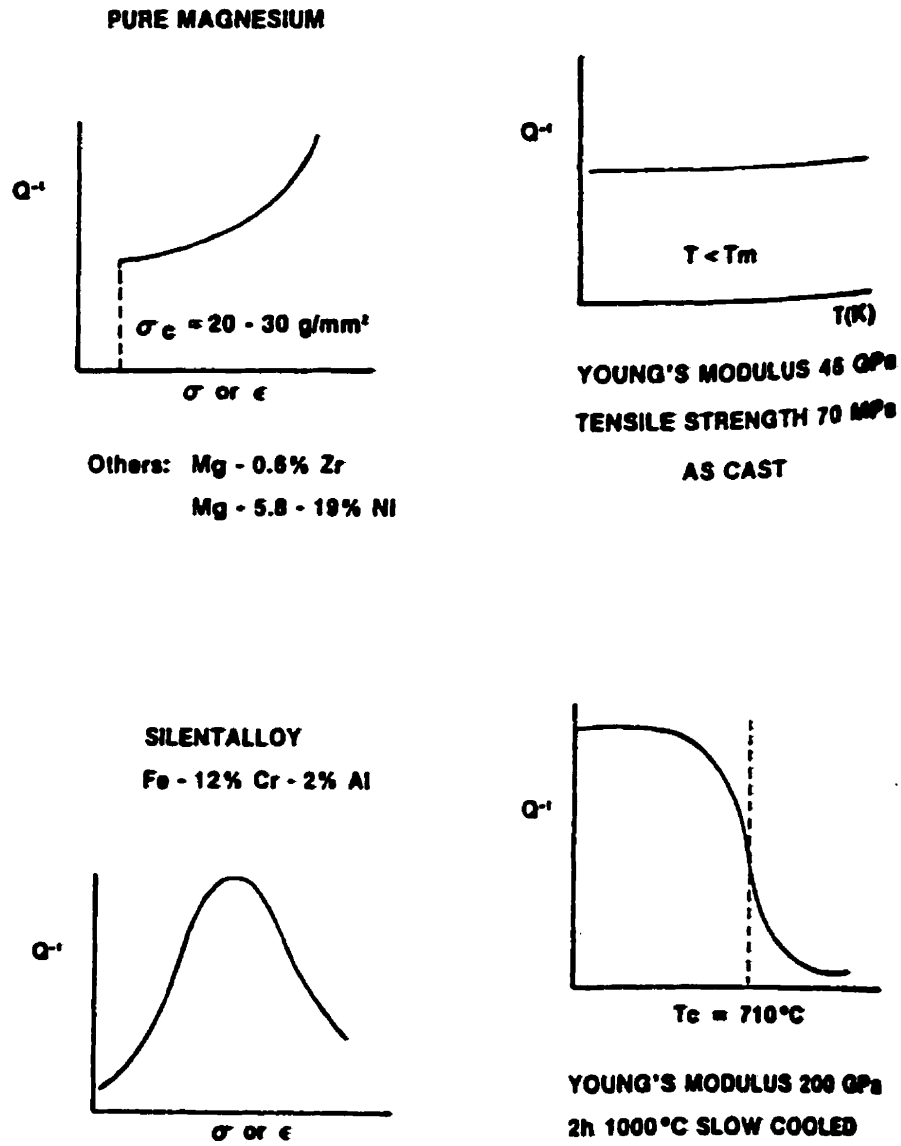


Figure 2.16 (suite): Comportement du frottement interne dans différents métaux et alliages (Ritchie et Pan, 1991).

2.4.2 Modélisation de l'hystérésis dans les matériaux à amortissement élevé

Il est bien connu que la méthode la plus générale pour définir l'amortissement dans les matériaux est basée sur les relations contraintes-déformations (annexe A). À cette fin, plusieurs chercheurs ont développé des modèles mathématiques pour décrire l'hystérésis dans les métaux.

Davidenkov (1938) décrit la relation contrainte-déformation pour le type d'hystérésis illustré à la figure 2.15, au moyen de la relation

$$\sigma_{\pm}(\varepsilon) = E\left\{ \varepsilon \mp \frac{\eta}{n}\left[(\varepsilon_o \pm \varepsilon)^n - 2^{n-1}\,\varepsilon_o^n \right] \right\} \tag{2.9}$$

où σ_+ et σ_- correspondent à la contrainte le long de la courbe supérieure et inférieure respectivement de la boucle d'hytérésis, ε est la déformation, ε_o l'amplitude de déformation, η et n sont des paramètres sans dimensions et E le module d'Young..

Wen (1976) a proposé un modèle hystérétique qui, selon les paramètres utilisés, peut représenter plusieurs types de comportement différents (figure 2.15). Ce modèle est présenté sous forme de deux équations aisément implémentables dans un code de calcul,

$$\begin{aligned} \sigma &= \alpha E \varepsilon + (1-\alpha) E \xi \\ \frac{d\xi}{d\varepsilon} &= A - \beta \frac{\left|\dot{\varepsilon}\right|}{\dot{\varepsilon}} \left|\xi L\right|^{n-1} \xi L - \gamma \left|\xi L\right|^n \end{aligned} \tag{2.10}$$

La notation E représente le module élastique statique, ε est une composante de déformation élastique, ξ est une composante de déformation hystérétique et n, A, α, β et γ sont des paramètres qui régissent la forme de la boucle d'hystérésis.

Pour modéliser ces boucles d'hystérésis, Nashif (1985) indique la possibilité d'identifier

expérimentalement les paramètres de la relation constitutive suivante :

$$\sigma_{\pm}(\varepsilon) = E(\varepsilon)\left\{ \varepsilon \pm \eta(\varepsilon)\,\varepsilon_o \left| 1 - \frac{\varepsilon^2}{\varepsilon_o} \right|^n \right\}$$
$$E(\varepsilon) = \frac{E}{1 + \alpha |\varepsilon|^n} \qquad (2.11)$$

où σ_+ et σ_- correspondent à la contrainte le long de la courbe supérieure et inférieure respectivement de la boucle d'hytérésis, ε est la déformation, ε_o l'amplitude de déformation, η, α *et* n sont des paramètres sans dimensions et E le module d'Young.

Graesser et Cozzarelli (1991) ont modélisé le comportement mécanique cyclique (sans changement de température) des AMF à très basse fréquence (0,005 Hz) et ont comparé l'énergie dissipée ainsi que l'amplitude des oscillations, lors d'un cyclage en superélasticité, avec les valeurs expérimentales obtenues sur des échantillons NiTi. La relation constitutive unidimensionnelle est décrite ci-dessous alors que la figure 2.17 illustre les différences analytique/expérimentale sur un diagramme contrainte-déformation. Il est à noter que le modèle suppose des modules d'élasticité égaux en tension et en compression, d'où la symétrie par rapport aux axes de contrainte et de déformation. Ceci n'est pas observé expérimentalement, d'où une erreur d'environ 35 % sur l'estimation de l'énergie dissipée.

$$\dot{\sigma} = E\left[\dot{\varepsilon} - |\dot{\varepsilon}|\left(\frac{\sigma - \beta}{Y}\right)^n\right]$$
$$\beta = E\alpha\left\{\varepsilon^{an} + f_T\,|\varepsilon|^c\, erf(a\varepsilon)\,[\,u(-\varepsilon\dot{\varepsilon})\,]\right\}$$
$$[u(x)] = \begin{bmatrix} +1 & x \geq 0 \\ 0 & x < 0 \end{bmatrix} \qquad (2.12)$$
$$erf(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-t^2} dt$$

où Y est la contrainte d'écoulement, "*an*" signifie anélastique, et n, a, c, f_T et α sont les paramètres

à déterminer.

Trochu et Terriault (1997) et Terriault et al. (1998) ont appliqué une technique d'interpolation basée sur le krigeage dual pour construire des lois de comportement phénoménologiques d'alliages à mémoire de forme. Une description de cette approche sera traité au chapitre 5 puisqu'on en fera usage pour caractériser des alliages de MnCu et de NiTi.

Enfin, quelques auteurs utilisent les séries de Fourier pour modéliser la déformation d'un échantillon soumis à une excitation harmonique. Piedboeuf (1997) a étudié des alliages AMF en NiTi et conclut que les trois premiers termes suffisent pour ce type de caractérisation. D'autre part, Bovsunovsky et Kratko (1998) ont étudié des alliages CuAl et indiquent que les dix premiers termes de la série sont les plus significatifs pour la description du comportement.

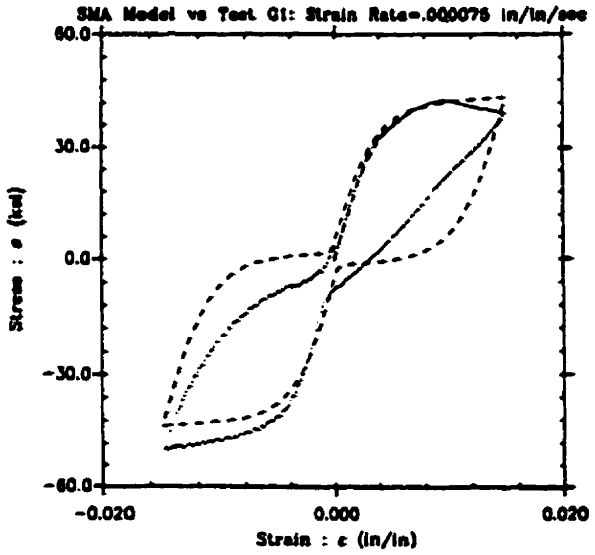
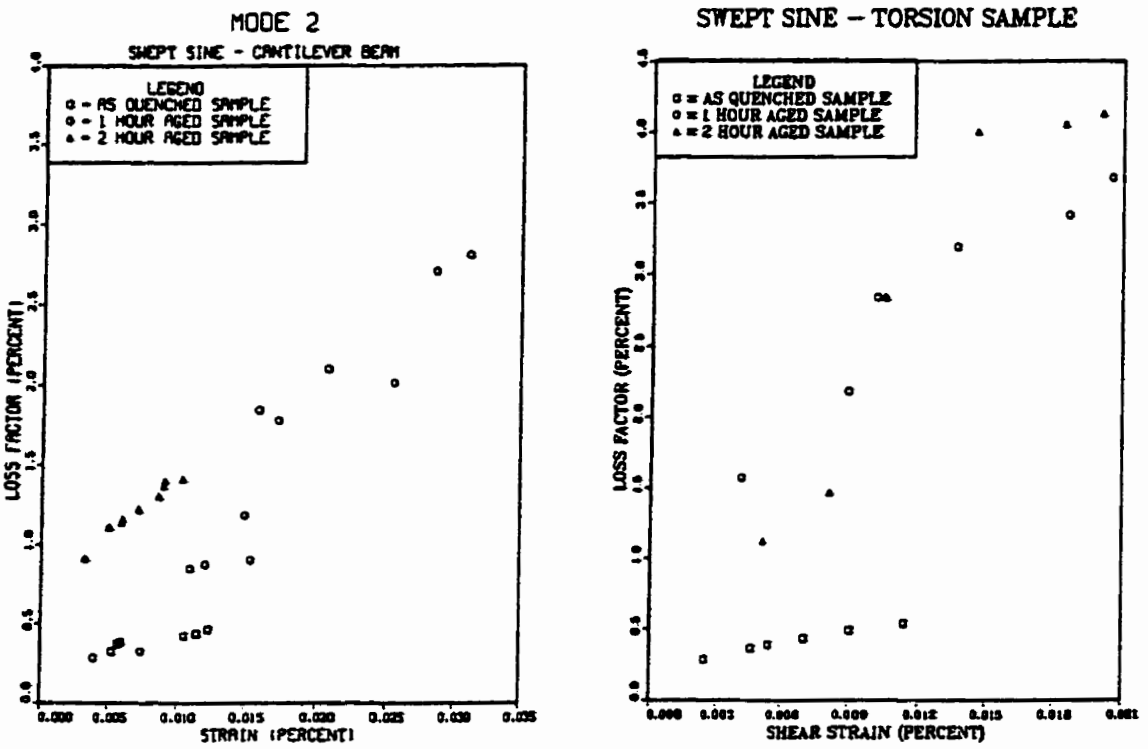


Figure 2.17 : Comparaison analytique/expérimentale de la boucle d'hystérésis d'un alliage NiTi. $\varepsilon_{max}=\pm 1,5\%$; Y=42 ksi ; E=10000 ksi ; α=0,0153 ; n=2 ; a=2500 ; c=0,001 ; f_T=0,75 (Graesser et al., 1991).

2.4.3 Amortissement dans les alliages de MnCu

L'amortissement dans les alliages de MnCu a été considéré par un grand nombre d'auteurs. Ce type d'alliage nous concerne particulièrement puisque nous allons en caractériser deux au chapitre 5. Jensen et al. (1968) ont étudié la résistance à la fatigue ainsi que l'amortissement dans des échantillons cylindriques de MnCu où la proportion de manganèse variait de 63.3 à 80.6 %. Trois traitements thermiques différents étaient appliqués aux échantillons. Les essais de fatigue se sont effectués à l'aide d'un appareil R.R. Moore basé sur la poutre en rotation. A des intervalles de 10000 cycles, on mesurait la capacité spécifique d'amortissement des échantillons à l'aide d'un pendule de torsion. Il est démontré que ces alliages possèdent à la fois un bonne résistance à la fatigue et une capacité spécifique d'amortissement élevé. Ces propriétés sont comparables à celles d'aciers doux en ce qui concerne la dureté, la résistance à l'écoulement et à la fatigue.

Shin, Kim et al. (1987) ont analysé l'effet de l'amplitude de déformation sur l'amortissement dans des échantillons $Mn_{54.25}$-Cu_{37}-$Al_{4.25}$-Fe_3-$Ni_{1.5}$. Trois traitements thermiques différents sont considérés. Les essais sont réalisés à l'aide de poutres encastrées en flexion et de barres cylindriques en torsion. La caractérisation de l'amortissement se fait par la méthode du facteur de résonance à partir de mesures de fonctions de réponse en fréquence. L'intervalle de fréquence couvre le spectre de 20 à 450 Hz. La figure 2.18 illustre quelques résultats qui démontrent la différence du comportement en flexion par rapport à celui en torsion. Les auteurs obtiennent les mêmes niveaux d'amortissement selon qu'ils utilisent une excitation sinusoidale pure ou aléatoire.



a) b)

Figure 2.18 : Facteur de perte en fonction de l'amplitude de déformation : a) échantillon poutre en flexion ~145Hz, b) échantillon barre en torsion ~80 Hz. (Shin et al., 1987).

Ritchie et Pan (1992) ont étudié deux alliages MnCu, soit un alliage $Mn_{55.25}$-$Cu_{38.3}$-$Al_{4.36}$-$Fe_{3.16}$-$Ni_{1.42}$ et un autre alliage $Mn_{55.55}$-$Cu_{36.2}$-$Al_{3.79}$-$Fe_{3.04}$-$Ni_{1.17}$. Ce dernier fut extrait d'une hélice de sous-marin qui était vieille de dix ans. L'amortissement est caractérisé à l'aide du facteur de résonance obtenu dans des bancs d'essais de type pendule de flexion (4Hz) et oscillateur composite (40kHz). Les essais se sont effectués à des niveaux d'amplitude de déformation inférieurs à 100 με. L'étude démontre que l'amortissement et la rigidité dynamique dépendent fortement de la température et de l'amplitude de déformation (figure 2.19).

Udovenko (1994) a effectué des mesures d'amortissement sur des alliages $Mn_{60}Cu_{40}$ et $Mn_{40}Cu_{60}$ parmi d'autres alliages à amortissement élevé. Les échantillons étaient sous forme de poutre et la technique de caractérisation consiste à déterminer le décrément logarithmique sous des conditions de vibrations libres en flexion. La figure 2.20 illustre les résultats en fonction de l'amplitude de déformation. L'échantillon $Mn_{60}Cu_{40}$, par rapport à l'échantillon $Mn_{40}Cu_{60}$, possède un amortissement supérieur mais une moins bonne stabilité de cette propriété avec le temps. Dans le premier cas, des images par microscope à balayage ont permis d'expliquer la capacité élevée d'amortissement par une densité très élevée de frontières martensites jumelles et une grande mobilité de ces frontières. Dans le deuxième cas, le mécanisme d'amortissement est associé à la réorientation des axes tétragonaux dans le réseau cristallin.

Bovsunovsky (1996) a appliqué une technique basée sur le déphasage entre déformation longitudinale et transversale (voir section 2.3) pour caractériser un échantillon de MnCu à environ 120 Hz sous un chargement en flexion. La composition chimique de l'échantillon n'est pas spécifiée. Des résultats obtenus par une autre méthode, le calcul du décrément logarithmique, sont aussi reportés. Quelques-uns de ces résultats se retrouvent à la figure 2.21.

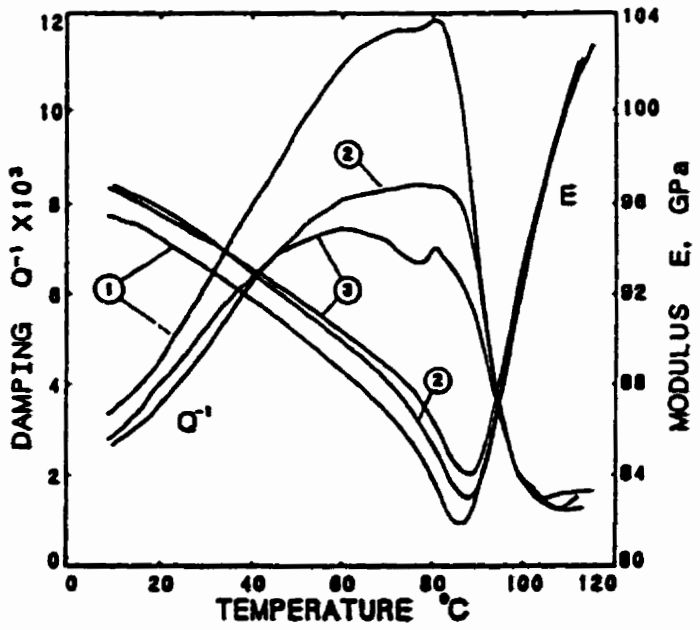


Figure 2.19 : Amortissement et module élastique dans un échantillon de MnCu extrait d'une hélice de sous-marin. Amplitude de déformation : 1) 60 με; 2) 20 με 3) 0.2 με (Ritchie et Pan, 1992).

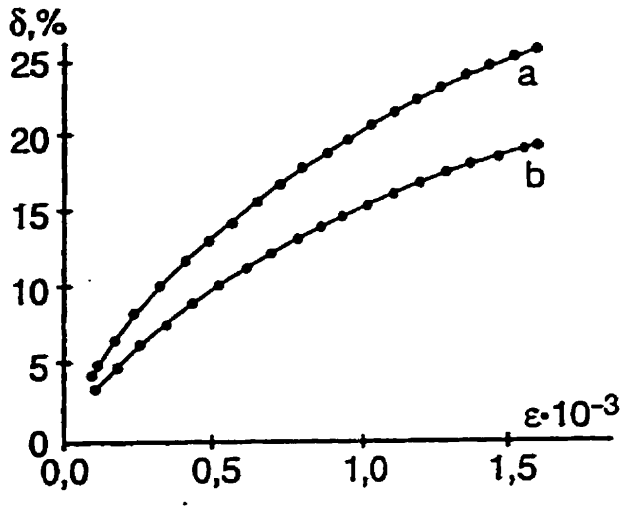


Figure 2.20 : Amortissement dans des échantillons de MnCu en fonction de l'amplitude des oscillations : a =>$Mn_{60}Cu_{40}$; b => $Mn_{40}Cu_{60}$ (Udovenko, 1994).

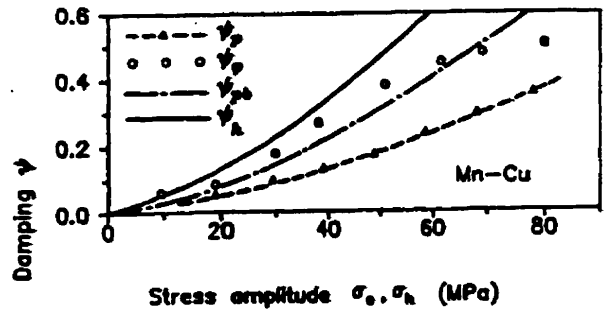


Figure 2.21 : Amortissement dans un échantillon de MnCu en fonction de la contrainte: ψ_φ => méthode de déphasage entre composantes de déformation; ψ_p => méthode du décrément logarithmique; ψ_h => recalculé à partir de ψ_p pour un chargement uniforme; ψ_{pb} => recalculé à partir de ψ_p pour un chargement de flexion pure (Bovsunovsky, 1996).

2.4.4 Amortissement des AMF en phase martensitique

Bien que relativement récente, l'étude des phénomènes d'amortissement dans les AMF en phase martensitique a elle aussi attiré l'attention d'un bon nombre de chercheurs. DeJonghe et al. (1977) ont étudié le frottement interne d'alliages CuZnAl à l'aide de cinq méthodes différentes de mesures, pour des fréquences variant de 140 à 500 Hertz et des températures entre 0 et 150 ^{0}C. Ils ont démontré que le frottement interne du matériau en phase martensitique est beaucoup plus élevé que celui du matériau en phase austénitique. Pour une amplitude de déformation ε_0 de 17×10^{-6}, le frottement interne en phase martensitique est aussi élevé que celui dans la zone de transformation, soit $Q^{-1} \approx 0{,}09$ (figure 2.22). Parmi d'autres résultats intéressants, ils trouvent qu'à des niveaux élevés d'amplitude d'oscillation, le frottement interne en phase martensitique est causé par un mouvement réversible des frontières entre les variantes de martensite (hystérésis statique). À de faibles amplitudes d'oscillation, seules les dislocations contribuent au frottement interne (hystérésis dynamique).

L'effet du vieillissement du matériau en phase martensitique sur le frottement interne a été traité par plusieurs auteurs (Jianian et al., 1985 ; Van Humbeeck et al., 1985 ; Morin et al., 1987 ; Wolfenden et al., 1992 ; Xiao et al., 1994). Van Humbeeck (1985) a mesuré le frottement interne d'échantillons Cu-Zn-Al ayant subi différents types de vieillissement dans des bains d'huile à différentes températures pendant un certain nombre de jours. Les résultats sont obtenus par DMA (Dynamic Mechanical Analyser) à température ambiante sur une durée de trois heures. La figure 2.23 illustre les résultats obtenus. Les auteurs identifient deux types d'effet de pic, soit un pic qui exprime le maximum de frottement interne lors d'un même essai ("peak effect of the first kind : PE1") et un pic qui exprime le maximum de frottement interne par rapport au temps de vieillissement ("peak effect of the second kind : PE2"). Ils observent qu'un arrêt temporaire des oscillations permet de retrouver le maximum de frottement PE1.

Morin et al. (1987) traitent de la stabilisation de la martensite suite à des essais de vibrations forcées effectués à l'aide d'un pendule de torsion. Les fréquences utilisées varient de 0,1 à 2 Hz, l'amplitude de déformation est de 4×10^{-4} pour des vitesses de balayage en température de $5 \bullet 10^{-3}$ et de $5 \bullet 10^{-2}$ K/s. Les dimensions des échantillons sont de 50 x 4 x 1 mm. Ils suggèrent que la stabilisation de la martensite est due au piégeage des interfaces entre les variantes par des "interstices-vides", ce qui réduit conséquemment la capacité d'amortissement.

Kolomytsev et al. (1988) ont étudié le frottement interne dans des alliages de Ti-53.3, 54.2 et 56.4% Ni soumis à différents traitements thermiques. Le frottement interne est déterminé à l'aide d'échantillons poutres par la méthode du décrément logarithmique. La fréquence d'oscillation n'est pas spécifiée. Une grande partie de l'étude est consacrée à caractériser le pic d'amortissement lors de la transformation martensitique, mais il est aussi démontré que l'amortissement est plus élevé en phase martensitique qu'en phase austénitique. Les effets des traitements thermiques sur l'amortissement occupe aussi une grande partie de l'étude. Une étude similaire est effectué par Lin et al. (1993) à l'aide de plusieurs échantillons $Ti_{49.8}Ni_{50.2}$ et $Ti_{49}Ni_{51}$ ayant subi des traitements thermiques différents. Ces derniers utilisent la poutre encastrée en flexion (fréquence non spécifiée) ainsi que le pendule de torsion (1 Hz) pour déterminer le décrément logarithmique et le frottement interne respectivement. Les résultats démontrent que l'amortissement du matériau en phase martensitique est au moins deux fois plus élevé que lorsqu'en phase austénitique.

Stoiber et al. (1992) ont concentré leurs efforts à l'étude du pic d'amortissement dans la zone de la transformation de phase. En utilisant la technique du microscope électronique à transmission, ils ont cependant observé des changements dans la structure martensitique par réorientation des variantes (sans transformation de phase) et par modification de la séquence d'empilement suite à un cyclage mécanique.

Xiao et al. (1994) ont aussi démontré que la dissipation d'énergie dans les phases martensites,

austénites et mixtes d'alliages CuZnAl est attribuable à différents mécanismes. Comme Morin (1987), ils suggèrent que la diminution du frottement interne du matériau en phase martensitique avec la durée des oscillations est due à une augmentation du piégeage des interfaces entre variantes martensites (figure 2.24). Ce piégeage est dû à des interstices dont la diffusion est thermiquement activée. Ces conclusions ont été tirées suite à des essais dynamiques de flexion "trois points" à l'aide d'un appareil DMA (Perkin-Elmer DMA-7). Les essais sont effectués à une fréquence de 1 Hz avec une charge dynamique superposée à une charge statique et une variation de température de 5 ^{0}C/min. Les dimensions des échantillons étaient de 20 mm de longueur par 1.2 mm de diamètre.

Pomerleau (1994) a effectué plusieurs essais sur un échantillon Cu-Zn-Al à l'aide d'un appareil DMA de DuPont 983. Les essais ont été effectués à des fréquences variant entre 1 et 18 Hz, à une vitesse de balayage en température de 0.5 ^{0}C et différentes amplitudes de déformation. Les résultats sont résumés à la figure 2.25.

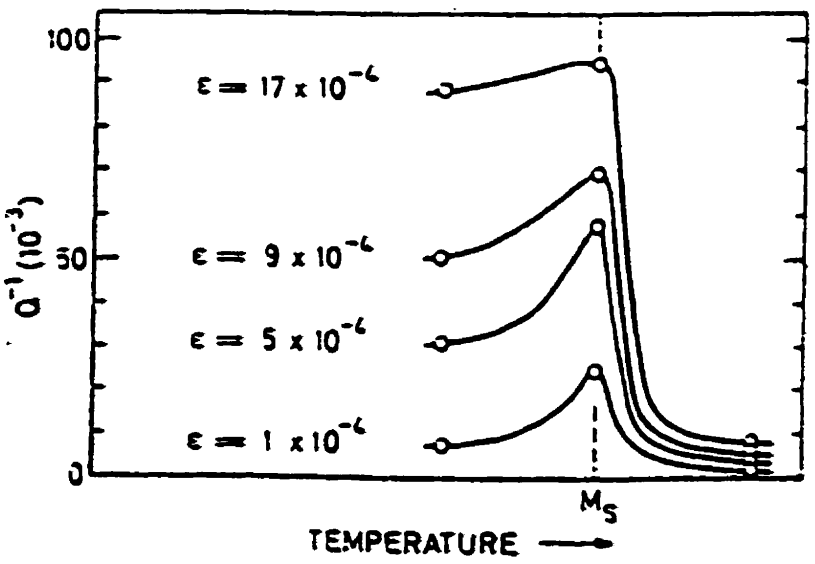
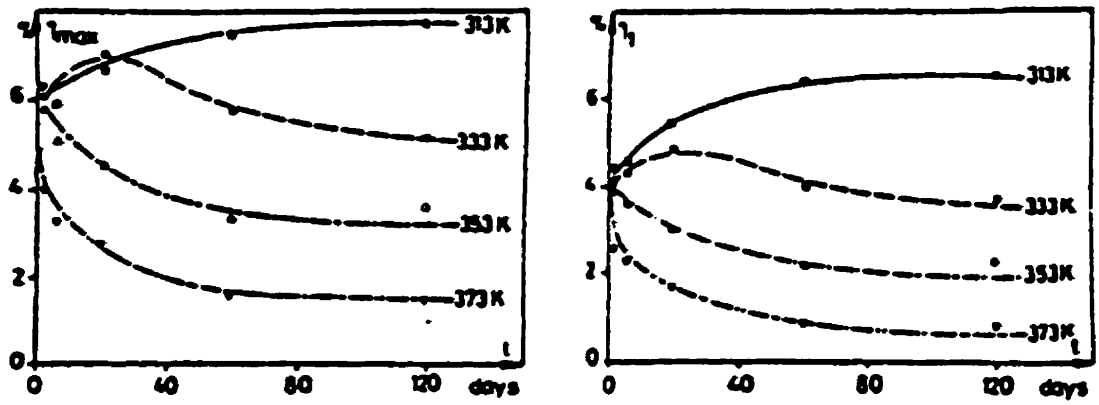


Figure 2.22 : Facteur de résonance d'un alliage Cu-Zn-Al (DeJonghe et al., 1977).



a) b)

Figure 2.23 : Résultats de DMA ; a) Frottement interne maximal (à 20 °C) en fonction du temps et de la température de vieillissement ; b) Frottement interne après une heure de vibration en fonction du temps et de la température de vieillissement (Van Humbeeck, 1985).

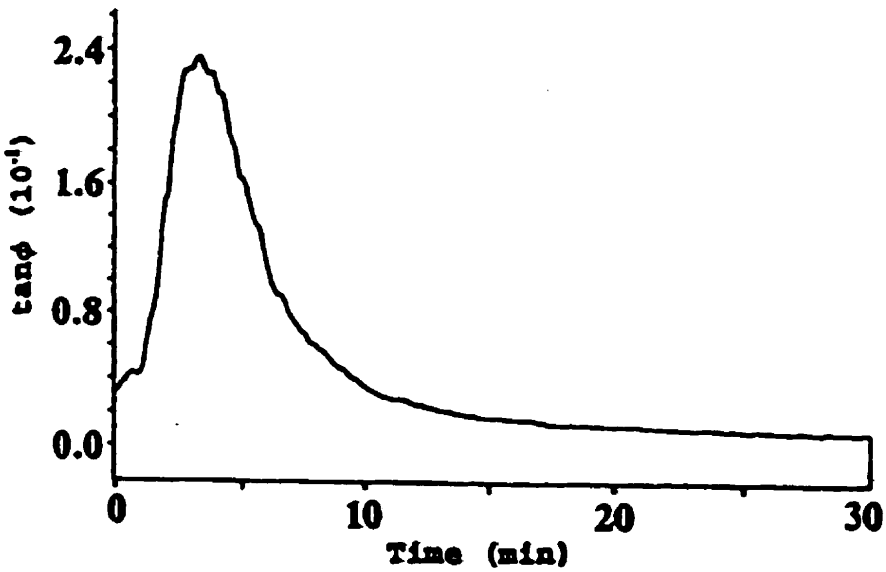
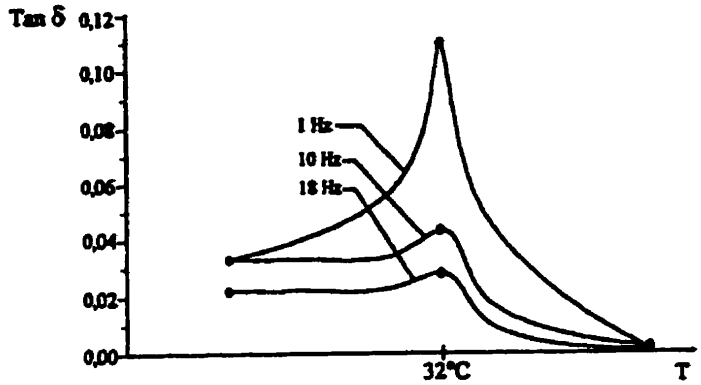
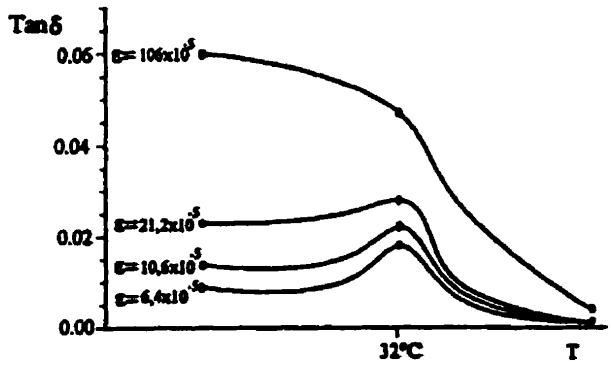


Figure 2.24 : Frottement interne d'un alliage Cu-Zn-Al en fonction du temps. La fréquence est de 1 Hz ; la température : 23 °C. (Xiao et al., 1994).



Tan δ en fonction de l'état de l'AMF pour différentes fréquences, $\dot{T}$ =0,5°C/min., ε=21,2x10^{-5}



Tan δ en fonction de l'état de l'AMF et de l'amplitude de déformation, $\dot{T}$ =0,5°C/min et ν= 18 Hz

Figure 2.25 : Résultats obtenus par DMA sur un AMF Cu-Zn-Al (Pomerleau, 1994).

2.4.5 Amortissement des AMF dans la zone de transformation martensitique

Il est bien connu que dans les phénomènes d'amortissement, le maximum de dissipation d'énergie se produit lorsqu'il y a transformation de phase dans le matériau. Dans les AMF, cette transformation peut être induite par chargement mécanique, chargement thermique ou par une combinaison des deux. DeJonghe et al. (1976) ont déterminé cinq facteurs qui influencent le pic d'amortissement interne causé par la transformation martensitique durant un chargement thermomécanique. Ces facteurs sont reliés par l'équation suivante:

$$\delta = \frac{A}{2\pi}\left\{\frac{\partial m}{\partial T}\frac{\partial T}{\partial t}\frac{1}{f} + \frac{4}{3}\sigma_o \frac{\partial m}{\partial \sigma}\left[1 - \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_o}\right)^3\right]\right\} \qquad (2.13)$$

où $\partial m/\partial T$ est la quantité de matériau qui se transforme par unité de température (reliée à la largeur de la zone de transformation), $\partial T/\partial t$ est le taux de chauffe ou de refroidissement, f est la fréquence d'excitation, A est une constante du matériau, σ_c est une contrainte seuil permettant la transformation, σ_0 l'amplitude de la contrainte cyclique, $\partial m/\partial \sigma$ la quantité de matériau qui se transforme par unité de contrainte (reliée à la mobilité de l'interface entre les phases). Les auteurs limitent l'usage de cette relation à une interprétation qualitative des mécanismes de dissipation d'énergie durant une transformation martensitique.

Plusieurs autres auteurs (Jianghong, L., Jinxiu, J., 1985 ; Gremaud et al., 1987 ; Stoiber et al., 1992 ; Xiao et al., 1994; Piedboeuf, 1997) ont travaillé sur le pic d'amortissement dans la zone de transformation martensitique. Nous n'allons pas élaborer sur les conclusions de ces travaux puisque ce mécanisme d'amortissement n'est pas considéré dans notre étude. Il est cependant intéressant d'inclure quelques résultats expérimentaux tirés de Piedboeuf (1997) qui illustrent les boucles d'hytérésis en tension-tension obtenues à deux températures différentes et à trois niveaux d'amplitude de déformations (figure 2.26). Ces essais se sont effectués à des fréquences inférieures à 10 Hz sur un appareil servohydraulique de type MTS avec des fils de NiTi

superélastiques.

Dans une critique des applications des AMF purs, DeBatist (1992) a mis en doute l'utilisation du pic d'amortissement du à la transformation de phase thermomécanique. Les raisons s'expliquent par la variabilité des températures de transition dans le temps et à la nécessité d'opérer à faible fréquence et dans une plage de température très étroite. L'auteur suggère plutôt d'exploiter l'amortissement relativement élevé de la phase martensitique. L'exploitation de l'énergie dissipée durant un cyclage superélastique sans changement de température semble prometteur dans des applications qui requièrent de grandes déformations sur quelques cycles seulement, par exemple pour l'isolation séismique et l'absorption de chocs (Graesser et Cozzarelli, 1992 ; Witting et Cozzarelli, 1993).

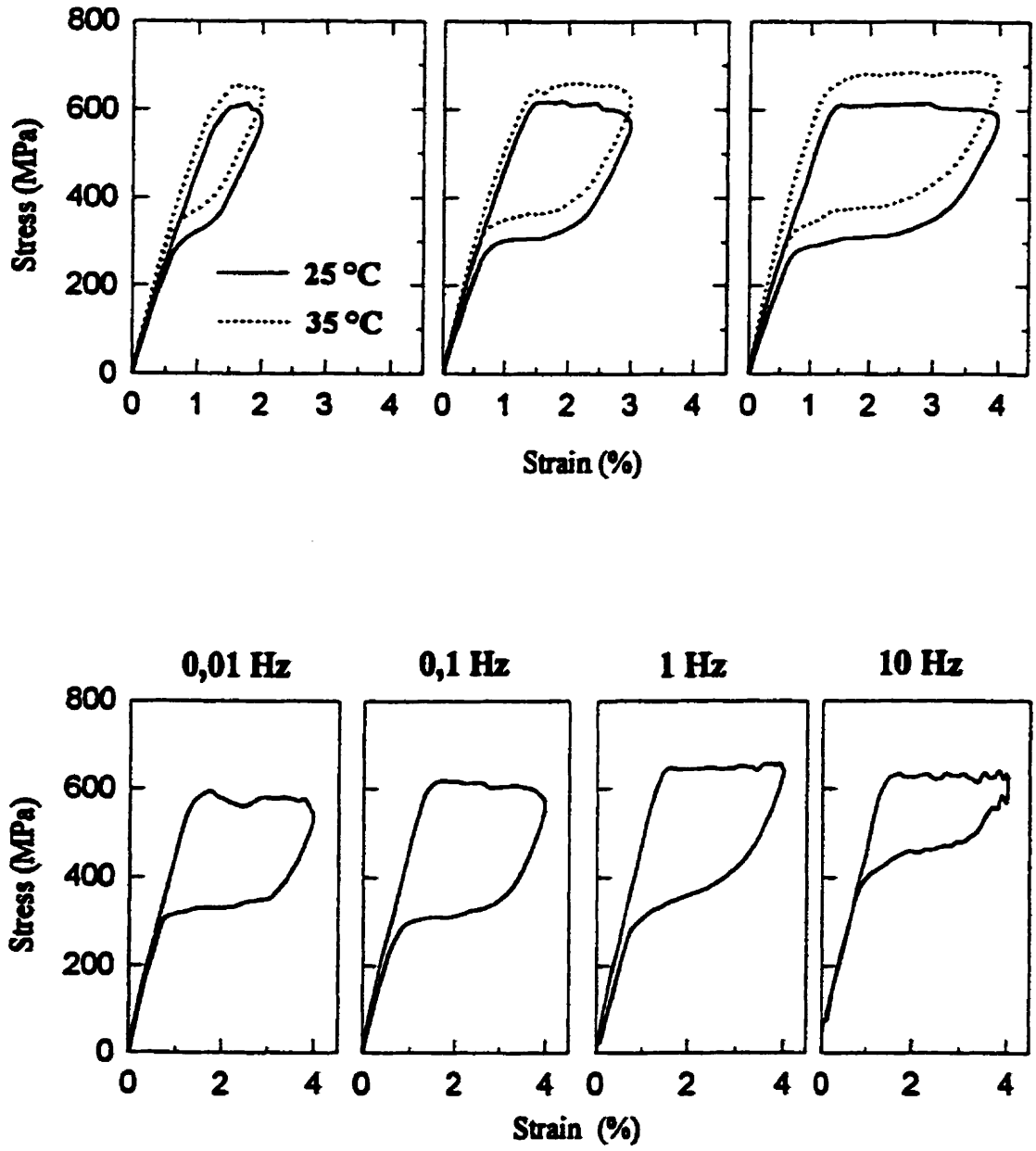


Figure 2.26 : Relation contrainte-déformation d'un alliage NiTi superélastique lors d'un chargement uniaxial en tension-tension (Piedboeuf, 1997).

2.5 REMARQUES SUR L'ÉTAT DE L'ART

La revue de la littérature révèle que plusieurs chercheurs se sont attardés à la caractérisation de composites renforcés de fibres métalliques AMF (alliages à mémoire de forme) et de métaux à amortissement élevé (incluant les AMF). Ces matériaux possèdent en effet des propriétés remarquables qui peuvent être exploitées pour le contrôle actif ou passif des vibrations dans un grand nombre d'applications pratiques. Cependant, il ressort de cette revue que la caractérisation de ces matériaux, par des techniques disponibles mais non-standardisées, n'est pas toujours claire ou convainquante.

Le type de caractérisation le plus utilisé pour étudier les composites à fibres traditionnelles (verre, carbone, kevlar, etc.), est basé sur la théorie des stratifiés et consiste à déterminer des rigidités complexes du matériau. Des approches micromécaniques ainsi que macromécaniques ont fait l'objet d'études approfondies, mais n'ont toujours pas permis d'établir des standards internationaux. Avec l'arrivée des composites à fibres AMF, la logique veut que nous utilisions les même techniques de caractérisation malgré des différences importantes concernant la géométrie (diamètre et espacement) et le comportement dynamique des fibres. Malheureusement, l'état de l'art ne s'est pas encore attardé à l'estimation de l'amortissement passif dans ces composites nouveaux. Par ailleurs, les rigidités élastiques ne sont obtenues qu'avec des approches micromécaniques malgré la faible disponibilité des caractéristiques des fibres AMF et de l'interphase AMF-matrice époxyde.

Dans le cas des métaux à amortissement élevé (incluant les AMF), il est montré que l'amortissement est fonction d'un grand nombre de paramètres tels la température, l'amplitude des déformations, la fréquence d'oscillation, les traitements thermiques, la composition chimique exacte, le vieillissement, l'historique de chargement et le type de chargement. De plus, malgré un nombre limité de travaux expérimentaux, il est démontré que les relations contraintes-déformations sont

nonlinéaires (boucles d'hytérésis avec extrémités pointues) et différentes de celles résultant de modèles viscoélastiques linéaires (boucles d'hystérésis elliptiques).

Pour une caractérisation plus fiable et plus appropriée pour usage dans des codes de calculs de structures, il serait nécessaire de standardiser les bancs d'essais et les techniques de caractérisation ainsi que de porter une attention plus particulière aux propriétés amortissantes de ces matériaux. Dans le cas de composites renforcés de AMF, peu de chercheurs ont considéré l'amortissement passif dans ces matériaux même si son rôle est important dans la conception optimale de contrôleurs actifs pour les structures (Morgenthaler, 1987, Flotow et Vos, 1991). En effet, même si certains résultats permettent de prévoir les fréquences et les déformées modales de structures composites-AMF, l'amplitude des vibrations pour un chargement donné ne peut être déterminée que si l'amortissement modal est connu. Si cet amortissement n'est pas connu, il devient difficile de concevoir des contrôleurs qui puissent optimiser le schéma d'activation lorsque la structure est soumise à un chargement dynamique complexe excitant plusieurs résonances de la structure à la fois. La caractérisation du comportement élastique et amortissant de ces matériaux à l'aide des rigidités complexes semble être l'approche la plus pratique malgré le fait qu'elle suppose un comportement linéaire viscoélastique. L'usage de techniques de caractérisation développées pour les composites à fibres traditionnelles (verre, carbone, kevlar) nous permettrait de vérifier s'il ne serait pas préférable de développer de nouvelles techniques de caractérisation pour ces matériaux particuliers.

Dans le cas des métaux amortissants, la recherche de relations fondamentales entre contraintes et déformations à l'intérieur du cycle de vibration semble être la voie à suivre. Malheureusement, il n'existe pas à l'heure actuelle un banc d'essai qui permette d'obtenir ce type de relation dans une large gamme de fréquence et d'amplitude de déformation. En effet, les bancs d'essais qui soumettent les échantillons à des chargements en flexion ou en torsion ne tiennent pas compte de l'état de déformation non-homogène du matériau. Ceux utilisés en tension-compression sont limités

soit à de basses fréquences (appareil servohydraulique MTS), soit à des fréquences très élevées (oscillateur composite). Par ailleurs, une meilleure connaissance du comportement intrinsèque de ces métaux nous permettrait de vérifier s'il est approprié de supposer un comportement viscoélastique linéaire pour la caractérisation de composites qui incorporent des fibres fabriquées à partir de ces métaux.

CHAPITRE 3

MATERIAL AND STRUCTURAL CHARACTERIZATION OF THE DYNAMIC BEHAVIOR OF SHAPE MEMORY ALLOY REINFORCED COMPOSITES

3.1 RÉSUMÉ

L'objectif de ce chapitre est de valider l'usage d'une technique de caractérisation développée pour les composites à fibres traditionnelles, lorsqu'appliquée pour la caractérisation de composites renforcés de fibres d'alliage à mémoire de forme (AMF). La méthode macromécanique développée à l'Université Libre de Bruxelles est utilisée pour déterminer les rigidités complexes en flexion de trois échantillons de plaques à matrice époxyde. Une plaque comporte des fibres à l'état austénitique à température ambiante, une seconde des fibres à l'état martensitique à température ambiante et une troisième est sans aucune fibre. Pour valider la caractérisation, la méthode des éléments finis basée sur le principe de l'énergie modale de déformation est utilisée pour calculer les paramètres modaux de structures avec dimensions et conditions aux frontières différentes de celles utilisées pour la caractérisation. Les résultats calculés sont ensuite comparés à ceux obtenus par analyse modale expérimentale à l'aide de structures réelles. Les résultats démontrent que la caractérisation élastique des matériaux est suffisamment précise pour prévoir les fréquences naturelles de structures alors que la caractérisation des propriétés amortissantes permet de calculer des amortissement structuraux modaux de façon cohérente mais avec une erreur de biais par rapport aux valeurs expérimentales.

Les conclusions de ce travail nous amènent à considérer l'usage de méthodes micromécaniques pour l'optimisation de la géométrie de ce type de composites. Par exemple il serait intéressant de

pouvoir prévoir les effets de l'orientation, l'espacement et le diamètre des fibres sur les propriétés modales de structures composites activées (phase austénite) et non activées (phase martensite). Ce type de recherche a déjà été considéré par d'autres chercheurs mais sans tenir compte de l'amortissement des constituants du composite, la raison étant que les propriétés amortissantes des fibres étaient difficiles à obtenir. Pour cela, nous nous sommes attardés dans les deux chapitres qui suivent, au développement d'un banc d'essai pour la caractérisation du comportement élastique et amortissant de métaux à amortissement élevé (incluant les AMF) et à étudier ce comportement avec des échantillons de manganèse-cuivre et de nickel-titane.

MATERIAL AND STRUCTURAL CHARACTERIZATION OF THE DYNAMIC BEHAVIOR OF SHAPE MEMORY ALLOY REINFORCED COMPOSITES †

S. De Santis, F. Trochu*, G. Ostiguy
Département de Génie Mécanique, Ecole Polytechnique de Montréal
Case Postale 6079, succ. Centre Ville, Montréal, Canada, H3C 3A7
H. Sol
Département d'Analyse Structurale, Université de Bruxelles (VUB)
Pleinlaan 2, B-1050, Bruxelles, Belgique
J.-M. Berthelot
Institut d'Acoustique et de Mécanique
Université du Maine, BP 535, 72017 Le Mans Cedex, France

3.2 ABSTRACT

The purpose of this article is to characterize elastic and dissipative properties of *Shape Memory Alloy* (SMA) fiber reinforced composite materials. These properties are then used to evaluate the dynamic characteristics of a structure (modal parameters) using finite elements. A laminate level procedure is used to evaluate the complex bending stiffnesses of CuZnAl fiber reinforced composites. The modal strain energy finite element method is implemented to calculate the modal parameters of composite structures with different geometries and boundary conditions. Calculated results are compared to those obtained by experimental modal analysis. The study outlines the relatively good agreement of natural frequencies and the difficulties encountered in evaluating damping in these types of composites at both the experimental (modal analysis) as well as the numerical (finite element) levels.

---

† : Publié dans "*Journal of Composite Materials*", Volume 31, No. 19, 1997.

3.3 INTRODUCTION

Shape Memory Alloy (SMA) fiber reinforced composites have recently been studied for their potential use in active vibration control of structures (Baz et al., 1992); Rogers et al., 1991; Anders et al., 1992; Schetky et al., 1991; Rogers et al., 1988). Activation of the SMA fibers by heating transforms the fibers from the martensite to the austenite phase with resulting stiffness and damping changes. In most cases, thermal activation is achieved by applying electrical current through the fibers which results in heat dissipated by the Joule effect. Structures made out of these materials with integrated sensors, current sources and feedback controllers are called smart structures since they have the ability to sense their environment and modify their frequency response, or modal parameters, so as to minimize vibration amplitudes. Many authors include damping parameters in their models but either neglect them at some point or do not determine them experimentally. This may be justified when one is only studying natural frequency shifts and mode shape modifications due to stiffness changes. However, without incorporating damping in the model, it is difficult to predict dynamic structural response, especially near resonances. Furthermore, as controller design will rely on this model to develop an appropriate control law to activate selected regions of the structure, other than expected structural response or set of modal parameters will be obtained and the excitation will most likely not be dampened effectively.

The objective of this article is to characterize elastic as well as dissipative properties of SMA reinforced composite materials that can be used to calculate the dynamic characteristics of a structure made out of these materials using finite elements. Commonly used parameters for elastic and damping characterization of composites are the complex stiffnesses (Hashin, 1970; Christensen, 1979), which relate time varying stresses and strains, assuming linear viscoelastic behavior and steady state harmonic motion. The different approaches that can be considered to evaluate laminate complex stiffnesses depend on the experimental level at which measurements are performed: constituent (fiber, matrix, interphase) (Sun et al. 1987; Gibson et al., 1991; Chaturvedi

et al., 1991; Ni et al., 1984), ply (Crane et al., 1992) or laminate (McIntyre et al., Ayorinde et al., 1992; Sol, 1986; DeWilde et al., 1989; De Visscher, 1995) levels. Once the laminate complex stiffnesses have been obtained, modal parameters, frequency response functions and impulse response functions, which characterize the dynamic behavior of a structure, can be calculated using finite elements (Nashif et al., 1985; Sun et al., 1995). These dynamic structural models can then be used for controller design of smart structures.

Various difficulties are to be expected when characterizing SMA reinforced composites. To begin with, SMA fibers are usually large in diameter (0.8 mm in this study) and distantly spaced as illustrated in Figure 3.1. This raises questions of material homogeneity. Second, characterization of a sample during activation is difficult to achieve since activation requires wiring the fibers to a current source without affecting the dynamic response of the sample during the experimental test. This can easily lead to faulty characterization.

In this study, a laminate level procedure developed at the Free University of Brussels (Sol, 1986; DeWilde et al., 1989; De Visscher, 1995) is used to evaluate the complex bending stiffnesses of CuZnAl fiber-epoxy composites assuming a state of plane stress. Fiber activation and controller design are not considered in this article since the objective at this point is to study the feasability of using complex stiffnesses to effectively calculate modal parameters, and consequently frequency response functions, of structures made out of SMA reinforced composites. However, two SMA reinforced composites will be tested, one containing martensite fibers and the other austenite fibers at room temperature. Different thermal treatments and small chemical changes have allowed to obtain fibers with different phases at room temperature and will allow to observe certain differences in the composite material behaviors. To verify the accuracy of this characterization, the modal strain energy finite element method is implemented to calculate the modal parameters of martensite SMA fiber composite structures with different geometries and boundary conditions. Calculated modal results are directly compared to those obtained by experimental modal analysis.

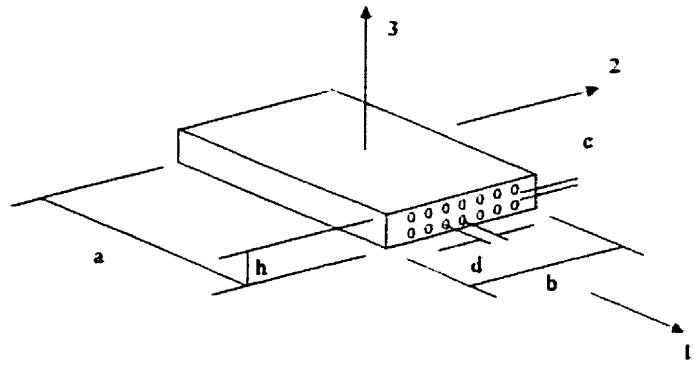


Figure 3.1 : Shape Memory Alloy fiber-epoxy composite (the number of fibers is only illustrative).

Table 3.1 : Plate characteristics for characterization

	Epoxy	Epoxy-SMA fibers (martensite)	Epoxy-SMA fibers (austenite)
thickness : h [mm]	3.22	2.93	2.83
length : a [mm]	121.9	139.3	135.8
width : b [mm]	121.5	122.2	121.9
fiber span c [mm]	-	0.5	0.5
fiber span d [mm]	-	8.0	8.0
Fiber diameter [mm]	-	0.8	0.8
Fiber Modulus [Gpa]	-	48	28

3.4 EVALUATION OF LAMINATE COMPLEX BENDING STIFFNESSES

Evaluation of the complex bending stiffnesses of composites at the laminate level should generate the most precise characterization results since measurements are taken on laminate samples and thus take into account all constituent properties, ply properties and interaction effects. Unfortunately, the effects of internal geometric parameters (fiber fraction and diameter, resin type ...) or stacking sequences on the laminate complex stiffnesses can only be determined from measurements taken on new laminate samples. In these particular cases, constituent or ply level approaches can be used which would limit the amount of experimental work at the expense of precision.

Due to the geometry of the SMA composites considered (cf. Figure 3.1) and to the fact that their material characterization will be used in a finite element method to determine structural modal parameters with the best possible precision, a laminate level procedure was selected for the study. More specifically, the procedure developed at the Free University of Brussels (Sol, 1986; DeWilde et al., 1989; De Visscher, 1995) was used. This procedure is implemented in two steps. In the first step, the real part of the stiffnesses is determined from vibration test data of a rectangular laminate sample suspended vertically by two thin threads. In a second step, the stiffness loss factors η_{Dij} are determined from measurements of the free vibration responses obtained after cutoff of an acoustic excitation : (i) at the first natural frequency of the two vertically suspended beam samples (oriented in the longitudinal and tranverse directions of the sample) and (ii) at the first three natural frequencies of a vertically suspended rectangular laminate sample. The logarithmic decrements are determined from these responses and the stiffness loss factors η_{Dij} of the orthotropic laminate are deduced from these experimental logarithmic decrements according to relations established by the authors. These relations are based on elastic, kinetic and dissipative energy considerations and sensitivity analysis.

Three epoxy based composites are studied at room temperature: one containing 4.5% volume percent of martensite Cu-Zn-Al fibers; the second with 4.7% volume percent of austenite Cu-Zn-Al fibers; the third is simply a homogeneous epoxy plate. With reference to Figure 3.1, the plate geometrical characteristics are given in Table 3.1. The complex bending stiffnesses were determined and are reported in Table 3.2 in the form of effective complex engineering moduli (cf. Appendix 3A).

Table 3.2 : Effective complex engineering moduli of SMA-epoxy samples submitted to bending loading conditions

		Epoxy	Epoxy-SMA fibers (martensite)	Epoxy-SMA fibers (austenite)
E_1^* [GPa]	E_1'	3.12	5.79	5.46
	η_{E1}	0.0244	0.0142	0.0137
E_2^* [GPa]	E_2'	3.02	3.37	3.47
	η_{E2}	0.0264	0.0222	0.0246
G_{12}^* [GPa]	G_{12}'	1.08	1.18	1.18
	η_{G12}	0.0264	0.0268	0.0239
ν_{12}^*	ν_{12}	0.3916	0.4272	0.3819
	$\eta_{\nu 12}$	-0.0066	0.0023	-0.00106

3.4.1 Complex stiffness consistency

Lesieutre (1994) studied the physical consistency of the complex engineering moduli of orthotropic transversely isotropic materials using eigenstrain analysis. He demonstrated that, in order to ensure non-negative energy dissipation, the imaginary parts of the eigenvalues characterizing the in-plane complex engineering moduli matrix must be individually non-negative. From here he concluded that neglecting the imaginary parts of the Poisson coefficients, as is often done in the literature, may lead to physical inconsistencies in the form of negative energy dissipation.

In the present study, the laminate bending complex stiffnesses D_{ij}^* were evaluated and reported in the form of effective complex engineering moduli. The conditions concerning the eigenvalues of the complex stiffness matrices were verified and satisfied with the characterization results obtained for the three plates under consideration.

3.4.2 Discussion on complex stiffness results

Despite the fact that the pure epoxy plate does not contain fibers, the observed difference between transverse and longitudinal behaviour is of the order of 3% for the elastic moduli and 8% for the corresponding loss factors. The fabrication procedure could well be responsible for part of these discrepencies since the sample was cut out of a large rectangular plate visibly marked by resin flow in the longitudinal direction.

The martensite fiber composite, compared to the austenite fiber composite, has a slightly greater longitudinal elastic modulus and material loss factor. This is to be expected since martensite fibers are stiffer and their damping capacity greater at low vibration amplitudes. The elastic modulus in the transverse direction is quite similar (within 3 %) for these two composites since the low volume percentage of fibers results in little influence in this direction. The corresponding loss factor is 10

% greater for the austenite fiber composite. For the shear modulus, the elastic part is the same whereas the loss factor is 10 % greater in the martensite fiber plate. Regarding the complex Poisson coefficient, it has been acknowledged that the complex stiffness coefficient D_{12}^* (and thus ν_{12}^*) is the most difficult one to accurately identify (Crane et al., 1992; McIntyre et al. 1988). This difficulty appears to be due to limited associated strain energy for the first three vibration modes of the test plates and to the relatively low sensitivity of the eigenvalues with respect to this parameter. Compared to the pure epoxy plate, the real part of the major Poisson coefficient is greater for the martensite fiber plate and lower for the austenite fiber plate. The Poisson loss factors are negative or positive depending on the material (this behavior is in agreement with that observed by DeWilde et al. (1989)). If these loss factors are neglected, as is often done in the literature (Ni et al., 1984), the set of complex engineering moduli still prove to be physically consistent for all three composites. However this does not justify their neglect and a reasonable way to validate the complex engineering moduli is to use them to predict dynamic structural behavior and to verify this behavior experimentally as will be done in the next sections.

It should be noted that the quality of the samples can largely influence the identification of complex stiffnesses. SMA reinforced composites are not used at a large scale in the industry and fabrication procedures are primitive. Material homogeneity, fiber orientation, interphase and air bubbles all affect the measured natural frequencies and free responses on which the identification procedure is based. Moreover, these defects are not necessarily the same for the three materials considered and may influence the moduli in different directions. Finally, although fiber spacing is the same for the two SMA reinforced composites, the average sample thickness differs by 3.5 %. All of these factors make it difficult to explain effective complex moduli differences by the nature of the fibers alone.

3.5 EXPERIMENTAL MODAL ANALYSIS

The accuracy of the complex stiffnesses determined above can be verified by incorporating them in a finite element analysis to predict modal parameters of different structures, and comparing results to those obtained with an experimental modal analysis. The finite element analysis will be discussed in the next section. In the following, experimental modal analysis is performed on three martensite SMA fiber-epoxy composite structures. The first structure is a freely suspended rectangular plate, the second a square plate clamped on one side, the third a triangular plate clamped on one side. The plate dimensions, fiber orientation and boundary conditions are described in Table 3.3. It can be noted that the dimensions of the clamped plates are smaller than those used for the characterization. In fact, only one plate was fabricated and used for both the characterization and the modal analysis of clamped plates.

The rectangular plate was suspended vertically by two thin threads and natural frequencies were identified from the peaks observed in the frequency response function. The frequency response function was determined by computing the Fourier transform of the impulse response which in turn was obtained experimentally by exciting the structure with an impact hammer and by measuring response with a laser vibrometer. Modal damping ratios were determined from the logarithmic decrements (cf. Table 3.4) which were calculated from the free response of the structure after cutoff of acoustical excitation at the different natural frequencies. The threads were attached to the sample near theoretical nodal lines associated with the respective modes. For the clamped plates, experimental modal parameters were determined from measured impulse response functions using the least squares complex exponential algorithm available in Matlab Structural Dynamics Toolbox. Twenty four impulse response functions were used to identify the square plate parameters and twenty two for the triangular plate. The plates were excited with an impact hammer and responses measured with a laser vibrometer. All experimental modal parameters are reported in Table 3.4.

3.5.1 Discussion

During the experimental modal analysis, a few difficulties were encountered. To begin with, it was found that tightening more or less the clamped edge resulted in a variation of the natural frequencies. For example, the first natural frequency of the square plate clamped on one side varied between 55 and 67 Hz. Furthermore, higher modes did not necessarily shift in the same direction as this fundamental frequency. To overcome this difficulty, the clamps were tightened so that the first measured natural frequency be relatively close to the one calculated by finite element analysis. Another difficulty concerns the spacing of the fibers (cf. Table 3.1) which is much greater than the diameter of the impact hammer tip. This resulted in different frequency response functions depending on whether the impact point was over a fiber or not. In other words, the material is not homogeneous with respect to this excitation. The difference was reduced by imposing low energy impacts. Consequently, the strain level was lower than during the characterization procedure, which used acoustic excitation. This fact will have to be considered when comparing experimental to numerical (finite element) results later on. Finally, impacting the plate far from the clamped edge was difficult to achieve without rebounds. Thus the natural frequencies and modal damping ratios were estimated from frequency response functions with impact points situated near the clamped edge only.

Table 3.3 : Clamped martensite fiber plate dimensions and fiber orientation

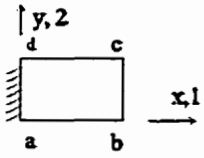
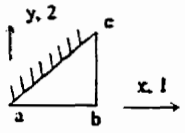
Node	a		b		c		d	
Coordinate [mm]	x	y	x	y	x	y	x	y
Square plate								
	0	0	122	0	122	122	0	122
								
Triangular plate								
	0	0	115	0	115	115	-	-
								

Table 3.4 : Finite element vs experimental modal parameters (martensite SMA composites)

	Free rectang. plate		**Clamped square plate**		**Clamped triang. plate**	
	Freq [Hz]	ζ [%]	Freq [Hz]	ζ [%]	Freq [Hz]	ζ [%]
Experimental Modal Analysis						
Mode 1	162.7	1.32	63.5	1.62	211.0	1.65
Mode 2	279.9	0.91	125.9	1.6	619.0	1.40
Mode 3	354.7	1.14	365.0	1.16	863.0	1.60
MSC-Nastran						
Mode 1	162.6	1.11	65.8	0.99	220.5	1.03
Mode 2	279.8	0.96	128.4	1.00	637.9	0.94
Mode 3	353.2	1.01	367.0	0.97	913.2	1.03

3.6 FINITE ELEMENT PREDICTION OF MODAL PARAMETERS

The three martensite CuZnAl fiber structures described in the previous section were analysed using the finite element *modal strain energy approach* (Ungar et al., 1962; Johnson et al., 1981). This approach is based on modal analysis assuming that undamped mode shapes are representative of actual damped mode shapes. The advantage is that the undamped system of equations, represented by the real part of the stiffness matrix [K'] and the mass matrix [M], can be efficiently decoupled through modal decomposition resulting in the computation of imaginary eigenvalues λ_n and real eigenvectors $\{\Phi^n\}$. The method then seeks to estimate the equivalent modal loss factors from the knowledge of the modal strain energy and material loss factors. Structural modal loss

factors are ideally related to modal damping ratios at resonance ($\eta^n \approx 2\,\zeta^n$) for small damping values. When using complex stiffnesses, the expression for the equivalent structural modal loss factors is

$$\eta^n = \frac{\{\,\Phi^n\,\}^T\ [\,K''\,]\,\{\,\Phi^n\,\}}{\{\,\Phi^n\,\}^T\ [\,K'\,]\,\{\,\Phi^n\,\}} \tag{3.1}$$

In this expression, matrix [K"] corresponds to the imaginary part of the complex stiffness matrix and is assumed to be independent of frequency. Once a sufficient number of modal damping ratios ($\zeta^n \approx \eta^n/2$) are computed, a specific dynamic problem may be solved with the classical modal approach considering the real part of the stiffness matrix, the mass matrix and these equivalent modal damping ratios. This method obviously leads to the analysis of an equivalent viscously damped structure and thus constitutes an approximate analysis tool.

Eigenvalues, eigenvectors, real and imaginary stiffness matrices were calculated with MSC-NASTRAN finite element code. The analysis used sixteen QUAD8 elements for the rectangular and the square SMA-epoxy structures, whereas ten QUAD8 and five TRIA6 elements were used for the triangular plate. Convergence was verified using sixty four QUAD8 elements for the free rectangular plate which resulted in less than 0.25 % difference in the first three natural frequencies with respect to the sixteen element model. Equivalent loss factors (and thus modal damping ratios) were calculated following equation (3.1). Table 3.4 illustrates the results.

3.6.1 Discussion

The evaluation of the complex stiffnesses of SMA reinforced composites, determined with the procedure described earlier, would prove to be satisfactory if the ensuing finite element modal parameters would correspond to those obtained by experimental modal analysis. For the freely suspended rectangular plate, whose dimensions and boundary conditions are the same as those

used during the characterization procedure, the results are good (Table 3.4). Natural frequencies lie within 0.4 % of the experimentally determined ones and modal damping ratios are within 16 % of the experimental values. It should be noted that this plate was suspended vertically during experimental testing and that the finite element analysis neglects membrane stresses generated by gravitational forces. For the square plate clamped on one side, the first three predicted natural frequencies are within 3.6 % of the experimentally determined ones whereas the modal damping ratios are within 39 %. For the triangular plate clamped on one side, the differences are 5.8 % and 37 % respectively. These two plates were clamped horizontally so that gravitational forces were compensated by initial elastic deflection and need not be included in the finite element analysis.

Clearly, modal parameters are more difficult to predict for structures with different geometries and boundary conditions than those used during the characterization procedure (i.e., free rectangular plate). One may be tempted to explain the higher natural frequencies obtained with the finite element method by the fact that numerically the clamp is perfectly stiff. However, experimental tests have shown that tightening the clamp more or less can result in higher or lower natural frequencies and that if one modal frequency is raised another may be diminished in an unpredictable manner.

The differences between experimental and numerical (finite element) modal damping ratios are more substantial than the differences observed for natural frequencies, especially for the clamped plates. However, numerical results show that the relative values between modes follow the same trend as experimental results for all three plates. For example, the two first modal damping ratios of the square clamped plate are greater than the third and the first and third modal damping ratios of the triangular clamped plate are greater than the second. For the clamped plates, the calculated damping ratios are systematically lower than the experimental values. This can be accounted for by the following factors. First, as explained earlier, a reliable impact of the plate was difficult to achieve because of material inhomogeneity at the scale of the impact hammer tip surface. This does

not affect evaluation of natural frequencies but does affect response amplitudes of the plates and thus damping. Moreover, the excitation level imposed during the modal analysis was lower than the level used during the characterization. Second, during the experimental test some energy is dissipated in the part of the plate that is in and near the "imperfect" clamp. This energy loss is not considered in the finite element analysis. Finally, characterization assumed a state of plane stress so that transverse shear and associated loss factor were not considered in the modeling.

3.7 DISCUSSION

As reported in the literature, the complex stiffnesses of composite laminates are essentially determined in two steps. In the first step the real parts, or elastic stiffnesses, are obtained from static standard tests or deduced from vibration test data. When using vibration test data, the elastic stiffnesses cannot be determined directly but are most often evaluated by adjusting them in such a way as to minimize the difference between measured and computed natural frequencies. In the second step the imaginary parts, or loss stiffnesses, are evaluated. Again, composite loss stiffnesses cannot be measured directly but are evaluated from the knowledge of parameters determined experimentally at the structural level such as structural loss factors, modal damping ratios, logarithmic decrements, Q factors or others. These damping parameters are difficult to obtain with accuracy because of non linearities (excitation dependence) and often neglected thermal, geometric, aerodynamic, creep, relaxation and boundary condition effects. Even though they can ideally be related through the loss factor definition as reported in Table 3.5, few studies have successfully compared modal damping ratios, logarithmic decrements and Q factors obtained with a single composite structure subjected to a variety of excitation types. Hence, the evaluation of the composite complex stiffnesses is without any doubt a difficult task. Once obtained, they should be validated by using them to predict dynamic properties of structures with different geometries and boundary conditions than those used during characterization, and by comparing these properties with experimental results. Otherwise, there will be insufficient information for

researchers to rely on in order to explain different results.

The procedure developed at the Free University of Brussels appears to be particularly appropriate in characterizing SMA reinforced composites since it uses acoustic excitation over a large part of the sample and avoids contact. Other characterization procedures using impact or shaker excitation would generate the same problems we encountered when performing modal analysis on the clamped structures. In particular, the contact surface of the exciting device is smaller than the surface of the sample required to support the hypothesis of homogeneous behavior.

Table 3.5 : Structural loss factor expressions

Structural Loss Factor Expressions	Measured or calculated quantities or functions
$\eta_1 = D / (2\pi U)$	Dissipated energy ; maximum strain energy
$\eta_2 = Q^{-1} = (\omega_2 - \omega_1) / \omega_n$	Frequency response function (F.R.F.)
$\eta_3 = 2\zeta$	F.R.F. ; damping ratio (modal analysis)
$\eta_4 = \delta / \pi$	Logarithmic decrement (free vibration)
$\eta_5 = \Sigma \eta_i W_i / \Sigma W_i \quad , \quad i=1..N$	Constituent elastic moduli and loss factors

3.8 CONCLUDING REMARKS

This study consisted in evaluating the complex stiffnesses of a special class of composite materials, SMA reinforced epoxy laminates, and in verifying their potential in predicting behavior under conditions other than those considered during the specimen characterization. Three composite plates were analyzed at room temperature : one contains martensite Cu-Zn-Al fibers, the second contains austenite Cu-Zn-Al fibers, the third being a pure epoxy plate. Complex stiffnesses were evaluated with a laminate level procedure using acoustic excitation in order to obtain the best

possible values for subsequent structural dynamic property predictions. In this study, fibers were not activated. Results confirm expected trends such as higher stiffness and loss factor in the longitudinal direction for the martensite fiber plate compared with the austenite fiber plate. The difference between the longitudinal and transverse loss factors and elastic moduli for the pure epoxy plate, illustrates the capability of the characterization procedure to detect sample defects.

The critical point of this investigation concerns the prediction of structural dynamic properties of SMA reinforced composites from the knowledge of the material complex stiffnesses. A modal strain energy finite element procedure was used to predict the modal parameters of rectangular, square and triangular plates subjected to free and clamped boundary conditions. Predicted modal parameters were compared to those obtained by experimental modal analysis. Results have shown that calculated modal parameters are in good agreement for the freely suspended rectangular plate since the complex stiffnesses were determined under these conditions. For the clamped plates, natural frequencies are relatively close whereas damping ratios differ substantially. We conclude that the real part of the complex stiffnesses characterize the elastic behavior of the SMA reinforced composite material pretty well. On the other hand we may not draw a similar positive conclusion regarding the accuracy of the imaginary part of the complex stiffnesses of the SMA reinforced composites. The problem is that the material is not homogeneous with respect to the excitation used (hammer impact). On the other hand, numerical results show that the relative values between modal damping ratios follow the same trend as experimental results for all three plates. We may thus conclude that such a damping characterization can still be of use in developing active vibration control schemes of smart structures.

Future characterization of these types of composites will necessitate better quality samples of larger dimensions. At the present time, homogeneity of SMA reinforced composites is difficult to obtain because of the large fiber diameter (0.8 mm) and inexperience in fabrication procedures. Consequently, small defects related to plate thickness, fiber spacing and orientation were observed

in the samples. More attention should also be given to the frequency and amplitude dependence of the complex stiffnesses. While this aspect has been neglected in this study, it does not represent a limitation of the characterization procedure used. Moreover, the setup should permit fiber activation of the sample in order to characterize the stiffnesses in both the martensite and austenite configurations without resorting to the use of different chemical compositions of the fibers to obtain these different phases at room temperature.

Future validation of structural characteristics should include two enhancements. First, finite element models should account for the stiffness and energy loss at the boundaries (clamps or simple supports). For example, a clamp can be modeled as a grounded torsional spring and damper whose stiffness and viscosity are modified until the calculated structural fundamental frequency and damping ratio correspond to experimental values. Second, during experimental modal analysis the problems related to the size of the impacting hammer tip with respect to fiber spacing should be reassessed. Either fiber span should be diminished or impact hammer tip and samples enlarged. At this stage, several tests should be carried out at the structural level to compare the predicted and experimental frequency response functions, impulse response functions and modal parameters. As a result, more accurate active vibration control schemes, based on modal modification of SMA reinforced composite structures, can be developed while taking into account both the elastic and dissipative behaviors of the material.

3.9 APPENDIX 3A : Complex stiffnesses

This study has used a laminate level procedure to determine the complex bending stiffnesses D_{ij}^* of SMA reinforced composites. Results have been reported in the form of effective complex engineering moduli since these parameters are more convenient to engineers. The four independent parameters characterize a linear viscoelastic orthotropic material in a state of plane stress. The following relations result from the application of the elastic viscoelastic correspondence principle

(Hashin, 1970; Christensen, 1979).

$$\begin{aligned} E_1^* &= E_1' (1 + i \eta_{E_1}) & \qquad D_{11}^* &= D_{11}' (1 + i \eta_{D_{11}}) \\ E_2^* &= E_2' (1 + i \eta_{E_2}) & \qquad D_{22}^* &= D_{22}' (1 + i \eta_{D_{22}}) \\ G_{12}^* &= G_{12}' (1 + i \eta_{G_{12}}) & \lhd \texttt{==} \rhd \qquad D_{12}^* &= D_{12}' (1 + i \eta_{D_{12}}) \\ \nu_{12}^* &= \nu_{12}' (1 + i \eta_{\nu_{12}}) & \qquad D_{66}^* &= D_{66}' (1 + i \eta_{D_{66}}) \end{aligned} \tag{3A1}$$

where,

$$D_{11}^* = \frac{E_1^* h^3}{12 (1-\nu_{12}^* \nu_{21}^*)} \quad ; \quad D_{22}^* = \frac{E_2^* h^3}{12 (1-\nu_{12}^* \nu_{21}^*)} \quad ; \quad D_{12}^* = \nu_{12}^* D_{22}^*$$
$$D_{21}^* = D_{12}^* \quad ; \quad D_{66}^* = \frac{G_{12}^* h^3}{12} \tag{3A2}$$

3.10 ACKNOWLEDGEMENTS

The authors are thankfull to J. DeVisscher for assistance in obtaining the effective complex engineering moduli of the plate samples, and to M.-A. Meunier and M. Diaby for their help for the experimental modal analysis. Financial support was in part granted by "La Coopération France-Québec", "La Coopération Flandre-Québec" of Quebec Education Department, by "Fonds d'Aide Concerté à la Recherche" (FCAR), Quebec, and the "National Science and Engineering Research Council" (NSERC), Canada.

3.11 NOMENCLATURE

δ : loss angle or phase ; logarithmic decrement when specified..

ζ : modal damping ratio.

η : loss factor.

λ : eigenvalue of the undamped structure.

ν_{12} : major Poisson coefficient.

ν_{21} : minor Poisson coefficient.

ρ : mass density per unit area.

Φ : mode shape of the undamped structure.

* : indicates a complex value.

' : indicates the real part of a complex value.

" : indicates the imaginary part of a complex value.

n : indicates a natural frequency.

a,b,c,d : plate length, width and fiber spacings.

A_{ij}, D_{ij}, B_{ij} : laminate stiffness moduli, in plane, bending and coupling respectively.

D : dissipated energy.

E_1 : in plane engineering modulus in the "1" direction of an orthotropic plate.

E_2 : in plane engineering modulus in the "2" direction of an orthotropic plate.

f : frequency expressed in Hertz.

G_{12} : in plane engineering shear modulus of an orthotropic plate.

h : plate thickness.

K' : elastic stiffness matrix.

K" : loss stiffnes matrix.

M : structure mass matrix ; resultant moments applied to a plate.

Q^{-1} : quality "Q" factor.

W : elastic strain energy.

3.12 REFERENCES

Baz, A., Poh, S., Ro, J., Mutua, M., Gilheany, J. 1992. *Intelligent Structural Systems*. Kluver Academic Publishers. 169-212.

Rogers, C.A. Liang, C. Jia, J. 1991. *Composite Structures*, 38(5,6):569-580.

Anders, W.S., C.A. Rogers and C.R. Fuller. 1992. *Journal of Composite Materials*, 26(1):103-120.

Schetky, L.McD. Wu, M.H. 1991. *Smart Structures and Materials*; Proc. 112th ASME Annual Winter Meetings, Dec. 1-6, Atlanta, 65-71.

Rogers, C.A. Liang, C. Barker,D.K. 1988. *Smart Materials, Structures and Mathematical Issues*, sept. 15-16, Virginia. 39-62.

Hashin, Z. 1970. *Int. J. of Solids and Structures*, 6:539-552.

Christensen, R.M. 1979. *Mechanics of Composite Materials*. John Wiley and Sons.

Sun, C.T., J.K. Wu and R.F. Gibson. 1987. *Journal of Materials Science*, 22:1006-1012.

Gibson, R.F., Hwang, S.J., Kwak, H. 1991. *Proceedings of the 36th International SAMPE Symposium*, San Diego, CA, 36:592-606, Society for Advancement of Materials and Process Engineering.

Chaturvedi, S.K. and G.Y. Tzeng. 1991. *Composites Engineering*, 1(1):49-60.

Ni, R.G. Adams, R.D. 1984. *Composites*. July :193-199.

Crane, R.M. and J.W. Gillespie. 1992. *Polymer Composites*, 13(3):179-190.

McIntyre, M.E. and J. Woodhouse. 1988. *Acta Metall.*, 36(6):1397-1416.

Ayorinde, E.O., and R.F. Gibson. 1992. *Vibro-Acoustic Characterization of Materials and Structures*. NCA-Vol. 14, ASME, 167-177.

Sol, H., 1986. *Identification of Anisotropic Plate Rigidities Using Free Vibration Data.* Ph.D. Thesis. VUB, Belgium.

DeWilde, W.P., H. Sol, J. Van Tomme, R. Bosselaers and J. DeVisscher. 1989. *Caractérisation mécanique de Composites*, Pluralis, 195-206.

De Visscher, J., 1995. *Identification of the Complex Stiffness Matrix of Orthotropic Materials by a Mixed Numerical Experimental Method.* Ph.D. Thesis. VUB, Brussels, Belgium.

Nashif, A.D., D. Jones and J.P. Henderson. 1985. *Vibration Damping*. John Wiley and Sons.

Sun, C.T., Y.P. Lu. 1995. *Vibration Damping of Structural Elements.* Prentice Hall.
Lesieutre, G.A. 1994. *Journal of Composite Materials*, 28(5):382-391.

Ungar, E.E. Kerwin, E.M. 1962. *Journal of the Acoustical Society of America*, 34(7):954-957.

Johnson, C., Kienholz, D., and Rogers, L. 1981. *Shock and Vibration Bulletin*, 51(1):71-81.

CHAPITRE 4

VIBRATION TEST BENCH FOR HYSTERESIS CHARACTERIZATION OF HIGH DAMPING METALS

4.1 RÉSUMÉ

Au chapitre 3, nous avons caractérisé des composites renforcés d'AMF à l'aide d'une approche macromécanique. Cette approche ne permet pas de déterminer avec facilité la contribution de chaque constituant aux propriétés élastiques et amortissantes du stratifié puisque pour chaque stratifié il faut effectuer de nouveaux essais de caractérisation. Pour palier à ce problème, il existe l'approche micromécanique. Malheureusement, cette approche nécessite la connaissance des propriétés élastiques et amortissantes des fibres AMF qui ne sont pas généralement disponibles dans des intervalles de fréquence et d'amplitude de déformation les plus susceptibles de survenir dans les applications pratiques. La principale raison qui explique cette indisponibilité est qu'il n'existe pas de banc d'essai approprié à cette fin.

L'objectif de ce chapitre est de développer et de valider un banc d'essai pour la caractérisation du comportement élastique et amortissant de métaux à amortissement élevé (incluant les AMF) dans un intervalle de fréquence allant de 200 à 500 Hz et un intervalle d'amplitude de déformation allant de 200 à 700 με. Le banc d'essai que nous proposons comprend un excitateur de vibration, un échantillon tubulaire à parois mince fixé verticalement à la base de l'excitateur à l'une de ses extrémités, une masse fixée à l'autre extrémité, et des lamelles flexibles pour stabiliser le mouvement de la masse dans le sens transversal. La manipulation expérimentale consiste à imposer un mouvement sinusoïdal à la base de l'excitateur à une fréquence légèrement supérieure à la

fréquence fondamentale du système masse-échantillon. L'accélération est alors mesurée à deux endroits, soit au niveau de la masse et au niveau de l'échantillon le plus près possible de la masse, et la déformation est mesurée au centre de l'échantillon.

Un modèle simplifié du système masse-échantillon permet de déterminer les relations contrainte-déformation durant le cycle de vibration à partir des mesures expérimentales. Des essais sont effectués à l'aide d'échantillons de manganèse-cuivre (MnCu) et de nickel-titane (NiTi). Des informations détaillées sont obtenues sur la forme des boucles d'hystérésis, l'énergie dissipée par unité de volume par cycle, les modules dynamiques, les facteurs de perte et sur les augmentations de température durant les essais. La sensibilité du banc d'essai est évaluée en effectuant des essais de caractérisation avec un échantillon NiTi à faible capacité amortissante. Les valeurs des facteurs de perte sont du même ordre de grandeur que celles obtenues dans la littérature avec des échantillons chargés en flexion et en torsion.

Au chapitre suivant, nous utiliserons ce banc d'essai pour caractériser plus en détail des échantillons de MnCu et de NiTi. Nous verrons de quelle manière le comportement réel du matériau est différent de celui résultant d'une modélisation viscoélastique linéaire. Cette différence aura un impact significatif sur la modélisation micromécanique de composites renforcés par des fibres à amortissement élevé (incluant les AMF).

VIBRATION TEST BENCH FOR HYSTERESIS CHARACTERIZATION OF HIGH DAMPING METALS †

S. De Santis[1&2], G. Ostiguy*[2], F. Trochu[2], V. Brailovski[2]

1 : Dynamics Dept, Pratt & Whitney Canada,

1000 Marie Victorin, Longueuil, Canada, J4G 1A1

2 : Département de Génie Mécanique, Ecole Polytechnique de Montréal

Case Postale 6079, succ. Centre Ville, Montréal, Canada, H3C 3A7

4.2 ABSTRACT

A test bench for uniaxial hysteresis characterization of High Damping Metals (HIDAMETS) subjected to vibration in the medium frequency range (200 to 500 Hz) and at medium levels of strain amplitude (200 to 700 $\mu\varepsilon$) is proposed. Test benches presently available in the literature are either limited to a lower or higher frequency range, or do not subject the material to uniform loading conditions or to the levels of strain amplitude that we consider. The proposed test bench comprises an electrodynamic vibration exciter, a thin wall tube sample attached vertically at the exciter base, a mass attached at the other extremity of the tube sample, and a mass stabilizer to prevent flexure of the sample. During the experimental test, a sinusoidal acceleration is imposed at the exciter base at a frequency just above the fundamental frequency of the sample-mass system. The acceleration is measured at two locations, on the mass itself and on the sample as near as possible to the mass, and the strain is measured in the middle of the specimen.

Using a simplified model of the sample-mass system, uniaxial tension-compression hysteresis loops are determined from the measured data. Tests carried out by using a high damping manganese-copper (MnCu) sample illustrate the procedure. Detailed information on hysteresis shapes, total

---

† : Soumis pour publication dans "*Experimental Mechanics*" le 6 février, 1998.

dissipated energy per unit volume per cycle, dynamic modulus, loss factors and temperature increments are obtained. The sensitivity of the test bench is demonstrated by testing a low damping nickel titatium (NiTi) sample in the stable austenite phase (other NiTi alloys may possess high damping properties). The damping values for both the high and the low damping materials, obtained from the experimental hysteresis loops, are consistent with those available in the literature.

4.3 INTRODUCTION

The continuous demand for reduction of vibration and noise levels in mechanical structures has led to an increased use of passive vibration and noise control devices in recent years (Zhang et al., 1993; Tokita et al., 1991). Among the new materials under development for this purpose, of particular interest are high damping metals (HIDAMETS). Possessing damping properties of at least one order of magnitude greater than traditional metal alloys (Zhang et al., 1993; Tokita et al., 1991; Nashif et al., 1991; Lazan, 1968; Golovin, 1994; Shin et al., 1987; Ritchie et al., 1991a; Jee et al., 1997; Udovenko, 1991), HIDAMETS represent a potential replacement candidate where vibration and noise attenuation together with preservation of structural integrity are at a premium (Udovenko, 1994; Srinivasan et al., 1991; Graesser et al., 1991; Lyon et al., 1988).

Before this potential can be effectively concretized, much remains to be understood about HIDAMETS complex behavior. We do know that these materials exhibit highly complex stress-strain hysteresis relationships which depend, among other factors, on frequency, strain amplitude, temperature, combined loads (flexion, axial, torsion), static bias loads, vibration duration and past material history (Nashif et al., 1991; Lazan, 1968; Shin et al., 1987; Jee et al., 1997; Lyon et al., 1988; Xiao et al. 1993; Dejonghe et al., 1977). We also know that the slightest changes in chemical compositions or thermal treatments have significant impact on these hysteresis loops (Lazan, 1968; Golovin, 1994; Jee et al., 1997; Ito et al., 1985; Kolomytsev et al., 1988). However, little is known about the specific nature of this dependence and the characterization of

HIDAMETS under cyclic loading conditions remains an emerging field of research.

Presently, HIDAMETS are being characterized using test setups based on configurations such as the resonant bar in tension-compression, resonant beam in flexion, torsion pendulum, forced tension-compression apparatus and composite oscillator (Ritchie et al., 1991b). Different techniques are used to determine various damping parameters from measurements taken with these setups (Ritchie et al., 1991b; Bovsunovsky, 1996; Kinra et al., 1992; Audenino et al., 1997; Troschenko et al., 1970). The most common parameters are the absolute dissipated energy per cycle per unit volume D, the complex moduli E^*, the loss factor η, the logarithmic decrement δ, the specific damping capacity ψ, the quality factor Q and the phase angle φ between stress and strain. While the loss factor, complex moduli and absolute dissipated energy parameters are accepted as standardized nomenclature for damping characterization (ASA STD 6-1976), a standard test procedure for their evaluation in metallic materials does not exist.

One problem with the available characterization setups is that they are either limited to the low frequency range (torsion pendulum, forced tension-compression apparatus), the high frequency range (resonant bar, composite oscillator), or do not subject the material to uniform loading conditions (resonant beam, torsion pendulum). In particular, they are not suitable for the determination of nonlinear stress-strain hysteresis loops under uniform loading conditions in the 200 to 500 Hz frequency range at strain amplitudes between 200 and 700 $\mu\varepsilon$. These conditions being common to many structural engineering applications for which HIDAMETS represent the greatest potential, appropriate test bench setup and stress-strain characterization procedures need to be established. Stress-strain hysteresis loops represent a natural vehicle toward material characterization and can be used to determine material damping parameters in an effort to substantiate HIDAMETS data bases. These loops can also be used to model the material stress-strain behavior for dynamic analysis of complex HIDAMET structures or devices, and to better understand microstructural behavior such as anelasticity mechanisms and alloy inclusion effects.

This paper proposes a test bench for uniaxial tension-compression hysteresis characterization of HIDAMETS in the 200 to 500 Hz frequency range at strain amplitudes varying between 200 and 700 $\mu\varepsilon$. The sample geometry, instrumentation setup, test procedure and stress-strain hysteresis loop characterization procedure are described. The general operation and validation of the test bench is illustrated by characterizing a high damping manganese-copper (MnCu) sample at 275 Hz, for strain amplitudes between 200 and 700 $\mu\varepsilon$. The sensitivity of the test bench is illustrated by characterizing a low damping nickel-titanium (NiTi) sample in the stable β phase(†) at 370 Hz. The reliability and accuracy of the characterization results are evaluated, and the limits of applicability of the test bench are established. Finally, experimental precautions and modifications for potential improvements of the test bench are discussed.

4.4 INSTRUMENTATION SETUP AND SAMPLE GEOMETRY

In the test bench that we propose, a mass is bonded to the sample at one extremity, the other extremity is fixed to a vibration exciter's base, and the sample-mass system is subjected to longitudinal vibration (see Figure 4.1). This setup may be viewed as a modified version of the "resonance test" setup used to characterize viscoelastic polymeric materials (Jones et al., 1972). The modifications concern sample geometry, test procedure, measurements and test bench model and are such that stress-strain hysteresis loops may now be determined. Another source of inspiration is the setup described in reference (Troschenko et al., 1970) which consists of a modified resonant bar test setup in which two suspended masses are linked by the bar sample so as to reduce the resonant frequency of the system. However, this test setup, conceived to determine damping by measuring the phase shift between stress and strain, is not particularly suited to investigate hysteresis behavior.

(†) This is a non optimal damping state for this particular alloy, other NiTi alloys have high damping capability.

The instrumentation completing the setup is as follows (see Figures 4.1 and 4.2). The vibration exciter is an MB Dynamics model C40HP (force output: 5000 lbs sine peak). Two strain gauges (Micro-Measurements EK-13-250PD-10C, 1000 Ω) are bonded to the outer surface of the sample at mid span, on diametrically opposed locations. Strain measurement is obtained using a Vishay 2120A strain conditioner. A Brüel & Kjaer type 4344 accelerometer is placed on the tip mass, another one on an annular ring bonded to the sample as near as possible to the tip mass; Brüel & Kjaer type 2635 charge amplifiers are used to condition accelerometer signals. All these sensors are connected to a data acquisition system based on a National Instruments AT-A2150C board (four synchronous channels and 4 to 51.2 kHz sampling rate), a personal computer and Labview software. A thermocouple is put in contact with the sample to determine the temperature at the beginning and at the end of the test. Data are analyzed using Matlab software.

Typical samples are thin wall tubes, about 15 cm in length, 1.5 cm in diameter and 1 mm thick. Referring to Figure 4.2, the sample is bonded to two adaptors at its two extremities using a structural epoxy adhesive. This assembly is mounted vertically on the exciter base so that the sample is subjected to longitudinal vibration as the exciter base is put into motion. The exciter base moves vertically with respect to the ground. An appropriate mass (typically 8 to 30 kg) is bolted to the upper adaptor and together they form the tip mass. The horizontal motion of the tip mass is prevented by three thin aluminum beams attached to a stiff cylinder which in turn is fixed to the exciter base.

The tubular geometry of the sample is particularly convenient because it possesses a reduced sectional area and a large moment of inertia at the same time. As a result, the longitudinal resonant frequency of the sample-mass system is kept low (within the frequency range of interest) while providing sufficient flexure and buckling resistance. Also, the extremities of the tubular sample can be bonded to the adaptors from the inside as well as from the outside, resulting in an adhesive joint sufficiently strong to allow 700 $\mu\varepsilon$ vibration amplitude in the sample. By contrast, the use of

clamped joints subjects the sample to potentially excessive initial strain at its extremities, while the use of filleted joints, because of the high temperatures generated by machining, may result in altering the material properties of the sample to be tested.

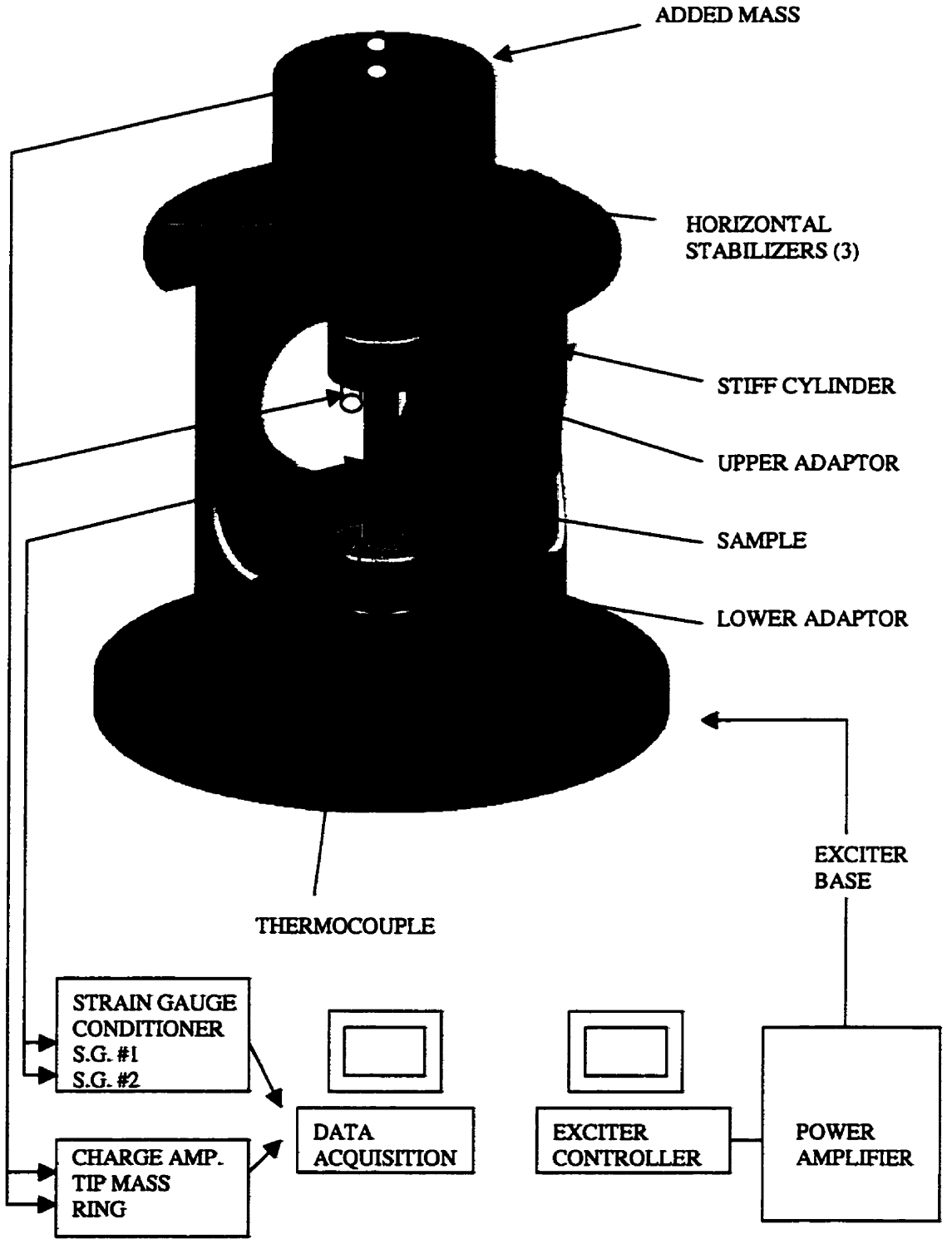


Figure 4.1 : Experimental setup for HIDAMET hysteresis characterization.

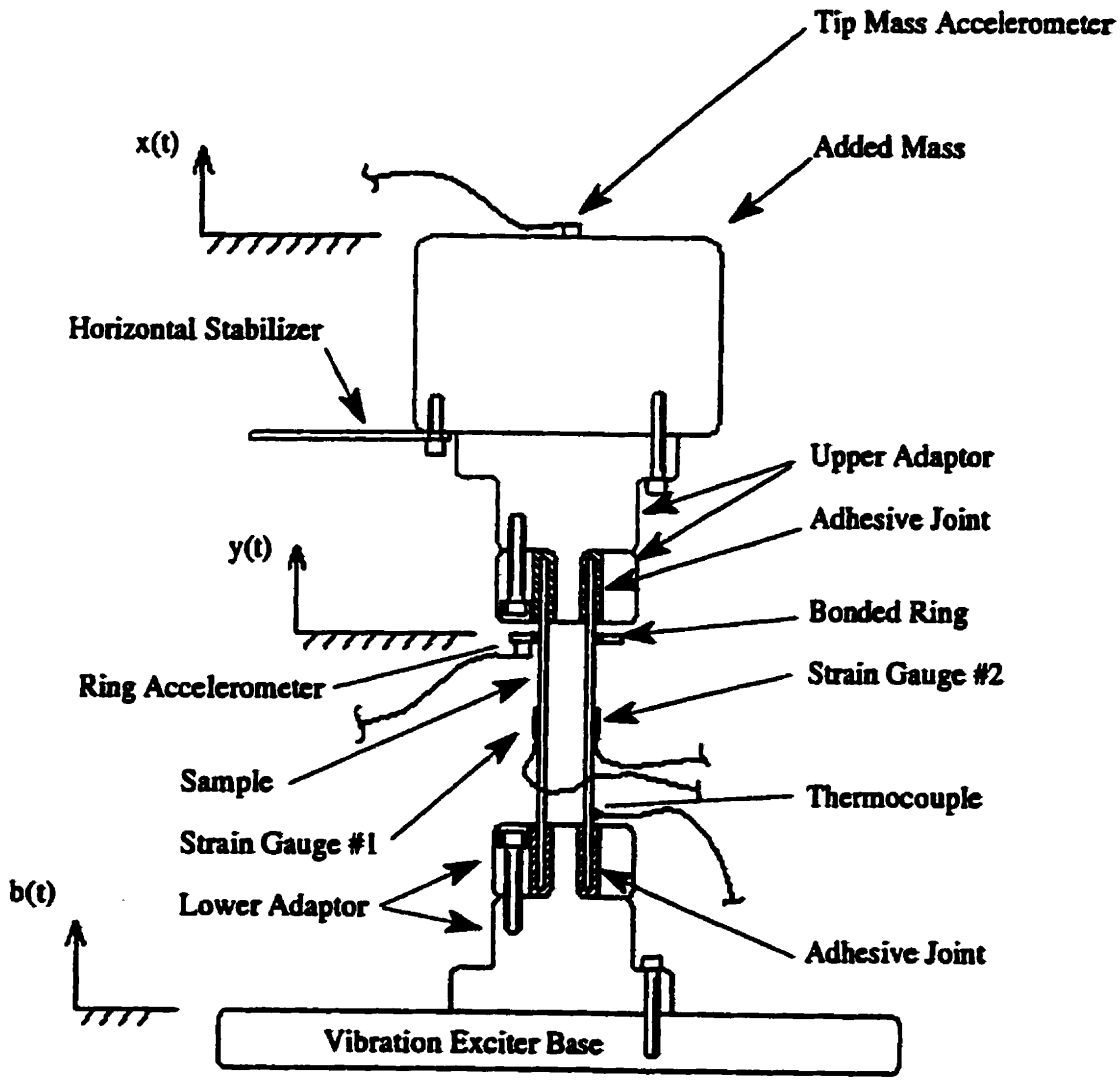


Figure 4.2 : Experimental setup : split view of assembly (cylinder not shown).

4.5 TEST PROCEDURE

With reference to Figure 4.2, the basic test consists in imposing sinusoidal base motion with a frequency slightly above the sample-mass system's resonant frequency. Strain and acceleration signals are acquired at a sampling rate of 48 kHz. As a result, 240 and 96 data points per vibration cycle are recorded when characterizing the material at 200 and 500 Hz respectively. The record length is chosen so as to include at least 10 vibration cycles. Desired strain amplitude and frequency are obtained by modulating acceleration amplitude and frequency at the exciter base. The tip mass is increased or decreased so as to set the resonant frequency of the sample-mass system to the desired value.

The reason for not operating at the system's resonant frequency is that under this condition, the level of acceleration at the exciter base is too small to be controlled with a reliable amplitude and with a sufficiently pure sinusoidal profile. On the other hand, we found that the system works well at frequencies that are about 15 to 40 Hz above the resonant frequency. At these frequencies, the phase between tip mass and exciter base motions tends towards 180^0. Further tests at 100 Hz above resonance showed that the desired strain amplitude required a base acceleration of such a high level as to exceed the physical capability of the vibration exciter.

The procedure is characterized by the following test protocol.

i) The delay, or phase shift, caused by the accelerometer and strain gauge instrumentation is evaluated so that the acquired signals can be appropriately corrected before the characterization procedure (see section 4.8).

ii) Random vibration tests are performed with different amounts of tip mass to determine resonant frequencies of the different configurations.

iii) Characterization tests begin with the lowest amount of tip mass (highest frequency), and lowest base acceleration amplitude (lowest strain amplitude).

iv) Strain and acceleration signals are acquired at a sampling rate of 48 kHz after 40 seconds of sinusoidal vibration at a frequency just above the fundamental resonant frequency. The record length is chosen so as to include at least 10 vibration cycles. Temperature is also recorded at the beginning and the end of the test.

v) At intervals of 10 minutes, a new test is performed with a higher level of exciter base acceleration amplitude, resulting in a higher strain amplitude in the sample. The 10 minute pause allows for the material to regain ambient temperature and to relieve itself of internal residual stress.

vi) After the test with the highest level of strain amplitude is performed, a retake of a lower strain amplitude test is made to ensure test reliability and to ensure that material behavior has not changed during the characterization procedure.

vii) Tip mass is increased and characterization is performed at a lower frequency in the same manner as above (steps iv, v and vi).

4.6 STRESS-STRAIN HYSTERESIS CHARACTERIZATION

Once the strain and acceleration time evolving data has been acquired as described in the previous section, the stress-strain hysteretic behavior of the sample is determined from these data using a mathematical model of the mechanical system in which the sample is assembled (Figure 4.1). This model consists of a simple three degree of freedom (DOF) lumped mass model with elasto-dissipative elements linking the nodal masses. The stress-strain hysteresis characterization procedure is developed on the basis of this model and the test data. Material dynamic parameters (dynamic modulus, dissipated energy per unit volume per cycle and loss factor) are then computed from the experimental hysteresis loops.

4.6.1 Mathematical model

To validate the adoption of the three DOF model for the stress-strain hysteresis characterization, we show that under the particular loading conditions used during the tests, the strain along the sample is practically the same both as a function of time and location. We also show that inertial effects of the sample are small with respect to those of the tip mass. To begin with, we consider the fundamental eigenfunction of the system using a distributed parameter model (Figure 4.3). For simplicity, the procedure to determine eigenfunctions (described in Appendix 4A) neglects joint effects and damping, and assumes a constant dynamic modulus. We apply this procedure to the cases of a small medium and large tip mass (M=0.0005 kg, 0.1 Kg, 17.8 kg). For all values of tip mass, sample length L equals 14.02 cm, linear density m is equal to 0.4296 kg/m, elastic modulus E equals 70 GPa and sectional area A equals $5.8622 \cdot 10^{-5}$ m^2. Figure 4.3 illustrates the resulting fundamental eigenfunction as a function of tip mass. The variation of the displacements $u(x)$ along the sample show that with the addition of a proper amount of tip mass, the axial strain $\partial u(x)/\partial x$ tends to be constant along the sample. For the case where M equals 17.8 kg, the value of parameter β described in appendix A is 0.4147. As a result, the eigenfunction corresponds to the first 0.05814 radians of the sine function. Accordingly, the difference in strain amplitude between the two extremities of the sample is less than 0.17%. All this suggests that if the system is excited so as to assume its fundamental mode shape, the strain pattern can be considered approximately constant along the sample.

For a closer examination of what happens, we consider the forced response of the system by taking into account joint effects, damping and higher order modes. To carry out the analysis we proceed by simulation. For this, we consider lumped mass models with different numbers of degrees of freedom (DOF) and different values of joint damping. As the number of degrees of freedom increases, the response of the lumped mass model is expected to approach that of a distributed parameter model. Figure 4.4 describes the four and seven DOF lumped mass models

used in the analysis while Table 4.1 indicates the values of the stiffness, damping and mass parameters based on a sample with a length of 0.0769 m, modulus of 80 GPa, sectional area of $5.8622 \cdot 10^{-5}$ m^2 and a density of 7328 kg/m^3. Stiffness is assumed to be constant at all strain amplitudes and damping is assumed of the hysteretic type. The sinusoidal excitation of the base has an acceleration amplitude of 9.81 m/s^2 and a frequency of 275 Hz. The fundamental natural frequency of the system is 257.5 Hz. Appendix B describes the analytical developments. With the four DOF model, we calculate one value for the strain amplitude and associated phase angle in the sample. With the seven DOF model, we calculate these quantities in four different regions along the sample. An average strain amplitude and phase angle is also calculated using displacement results obtained at nodes 2 and 6. Simulation results are summerized in Table 4.1 for different values of joint damping. The results with the seven DOF model show that the difference in strain amplitude along the sample is less than 0.06% and that the maximum phase angle difference between these strains is less than $4.4 * 10^{-5}$ radian. The strain amplitude obtained with the four DOF model differs by less than 0.12% with the average strain amplitude obtained with the seven DOF model. Comparing amplification ratios, the difference between results obtained with the two models is less than 0.02 %.

The forced response analysis performed above confirms our expectation that the deformation amplitude along the sample can be considered constant with a small degree of error and that the strain phase shift from one region to the other is also very small. Whether using two or five DOF to model the mass distribution along the sample has little effect on the system's response. This suggests that, under the loading conditions used with the test bench, modeling the sample with two DOF is sufficient to capture it's dynamic behavior and measuring the strain at sample's mid span is representative of the strain at any point along the sample.

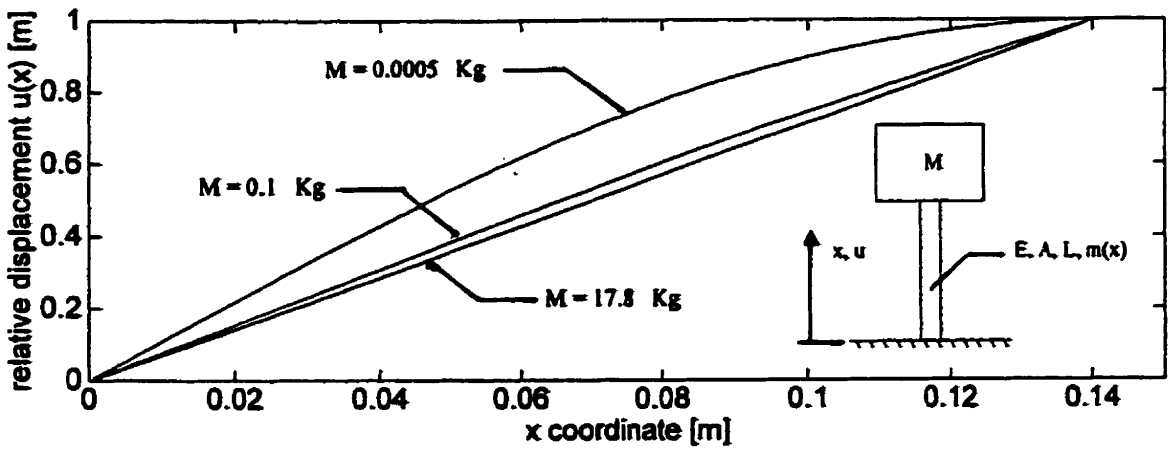


Figure 4.3 : Fundamental eigenfunction of the system as a function of tip mass.

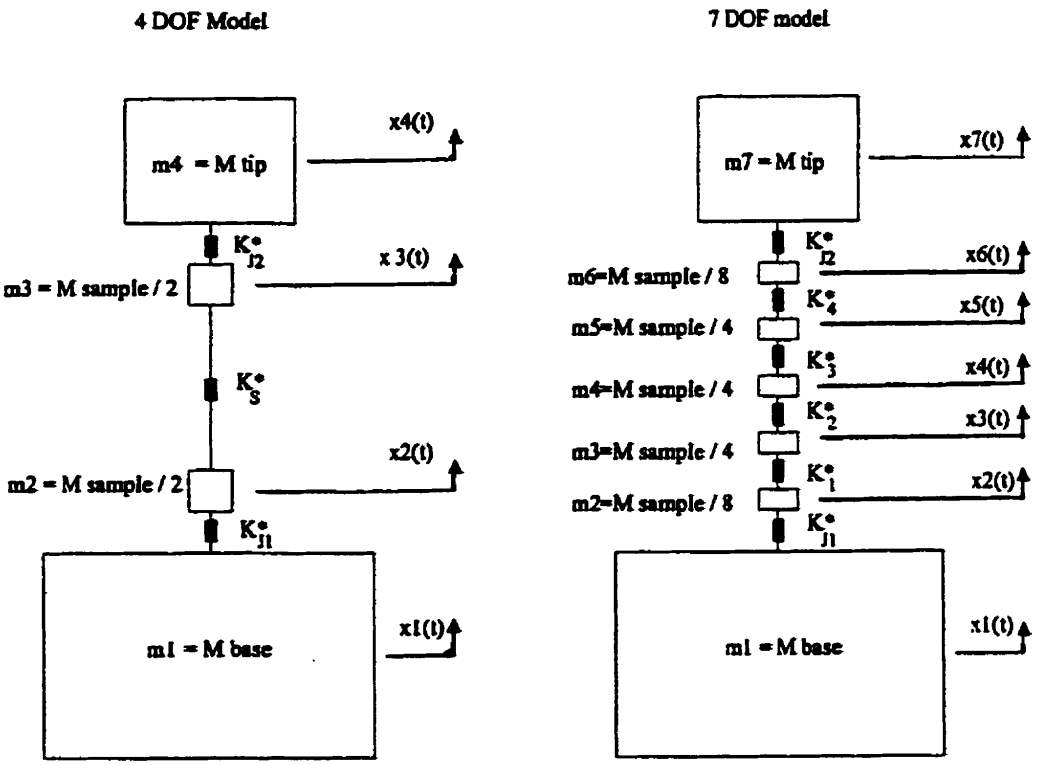


Figure 4.4 : Four and seven DOF models for forced response simulation of the test bench.

Table 4.1 : Test bench simulation results using lumped mass models of Figure 4.4 (Refer to Appendix 4B for strain and phase definitions)

4 DOF Model : $m1 = 5 \cdot 10^7$ kg ; $m2 = m3 = 0.01652$ kg ; $m4 = 17.8$ kg
$k_{j1} = k_{j2} = 6.5 \cdot k_s$; $k_s = 6.09853 \cdot 10^7$ N/m
Base excitation : 9.81 m/s^2 at 275 Hz.

	$\eta_{sample} = 0.05$ $\eta_{joint} = 0.03$	$\eta_{sample} = 0.05$ $\eta_{joint} = 0.05$	$\eta_{sample} = 0.05$ $\eta_{joint} = 0.07$
|X4 / X1|	22.1064	20.0288	18.3141
ε_{1o} [με]	252.780	250.136	247.598
$\alpha_{\varepsilon 1}$ [rad]	1.26321267	1.228605536	1.1943668

7 DOF Model : $m1 = 5*10^7$ kg ; $m2 = m6 = 0.00413$ kg ; $m3 = m4 = m5 = 0.00826$ kg ; $m7 = 17.8$ kg
$k_{j1} = k_{j2} = 6.5 \cdot k_s$; $k1 = k2 = k3 = k4 = 4 \cdot k_s$; $k_s = 6.09853 \cdot 10^7$ N/m
Base excitation : 9.81 m/s^2 at 275 Hz.

	$\eta_{sample} = 0.05$ $\eta_{joint} = 0.03$	$\eta_{sample} = 0.05$ $\eta_{joint} = 0.05$	$\eta_{sample} = 0.05$ $\eta_{joint} = 0.07$
|X7 / X1|	22.1109	20.0322	18.3167
ε_{1o} [με]	253.145	250.4898	247.941
ε_{2o} [με]	253.119	250.465	247.916
ε_{3o} [με]	253.068	250.415	247.867
ε_{4o} [με]	252.993	250.339	247.792
ε_{5o} [με]	253.081	250.427	247.879
$\alpha_{\varepsilon 1}$ [rad]	1.2627989	1.22814467	1.1938607
$\alpha_{\varepsilon 2}$ [rad]	1.2628159	1.22816288	1.1938802
$\alpha_{\varepsilon 3}$ [rad]	1.2628278	1.22817606	1.1938946
$\alpha_{\varepsilon 4}$ [rad]	1.2628347	1.22818420	1.1939039
$\alpha_{\varepsilon 5}$ [rad]	1.2628193	1.2281669	1.1938848

4.6.2 Hysteresis characterization procedure

On the basis of the above discussion we proceed to characterize stress-strain hysteresis by modeling the mechanical system in Figure 4.1 as a lumped mass system with mass distributed in the three nodal positions indicated in Figure 4.5 (three DOF rather than four because now there is no need to model the base motion). The mass of the sample is distributed equally between nodes 1 and 2, though the mass of the accelerometer ring is added to node 2. The nodal masses are related to each other and to the exciter base with 3 elasto-dissipative elements (EDE), the middle one describing the behavior of the sample and the other two describing the joints' behavior. The elasto-dissipative elements are not assumed to have predefined hysteresis shapes as was the case above using the hysteretic damping model. Writing down Newton's equation, the motion of mass m_3 is described by :

$$m_3 \ddot{x}(t) = - f(t) \tag{4.1}$$

where $f(t)$ is the restoring force of the elasto-dissipative element representing the upper bonded joint. The equation describing the motion of mass m_2, which physically corresponds to a point on the non-bonded part of the sample located as near as possible to the tip mass, is

$$f(t) - q(\varepsilon_0, \varepsilon, \dot{\varepsilon}, \omega, T, t) = m_2 \ddot{y}(t) \tag{4.2}$$

where $q(\varepsilon_0, \varepsilon, \dot{\varepsilon}, \omega, T, t)$ is the restoring force of the elasto-dissipative element describing the sample behavior at strain amplitude ε_0, strain ε, strain rate $\dot{\varepsilon}$, circular frequency ω and temperature T. From equations (4.1) and (4.2) it follows

$$q(\varepsilon_0, \varepsilon, \dot{\varepsilon}, \omega, T, t) = - m_3 \ddot{x}(t) - m_2 \ddot{y}(t) \tag{4.3}$$

This equation shows that the restoring force of the sample can be obtained as a function of strain by taking several time-sampled measurements of the accelerations of tip mass and of point 2 as well as of the strain in the sample. Dividing the sample restoring force at each time step by the

sample sectional area and plotting against the recorded strain gives the experimental stress-strain relationship. When the damping capacity of the material is low, the hysteresis loop will appear as a single curve. As damping capacity increases, the area of the hysteresis loop also increases.

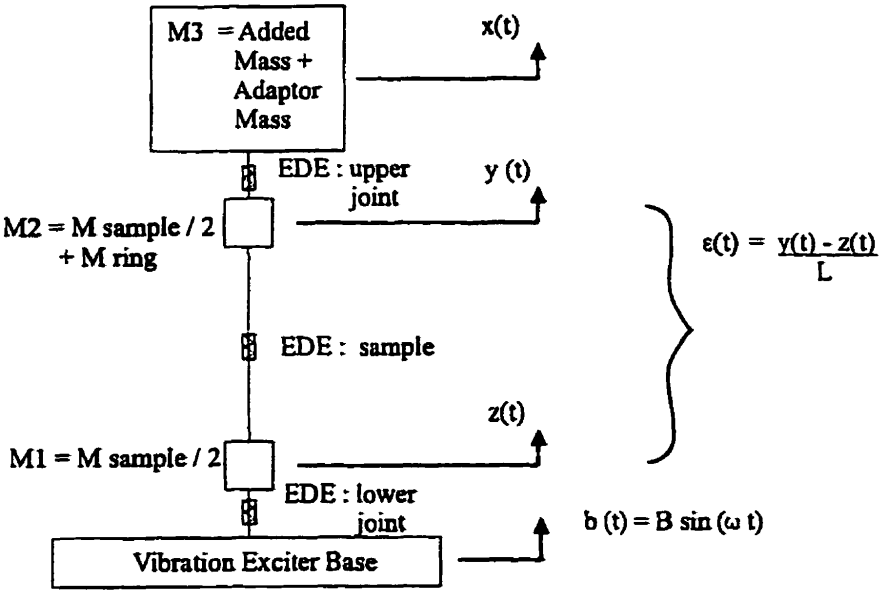


Figure 4.5 : Lumped mass model of the test bench for hysteresis characterization.

4.6.3 Material dynamic parameters

The experimental hysteresis loop can be used to calculate material dynamic parameters that can coherently be compared for different materials. Among these parameters, of particular interest are the absolute energy dissipated per unit volume per cycle D and the loss factor η given by

$$D(\omega, \varepsilon_0, T^0) = \oint \sigma \, d\varepsilon = \int_0^{\frac{2\pi}{\omega}} \sigma \frac{d\varepsilon}{dt} \, dt \tag{4.4}$$

$$\eta(\omega, \varepsilon_0, T^0) = \frac{D(\omega, \varepsilon_0, T^0)}{2\pi U(\omega, \varepsilon_0, T^0)} = \frac{\oint \sigma \, d\varepsilon}{2\pi U(\omega, \varepsilon_0, T^0)} \tag{4.5}$$

where U represents the maximum elastic strain energy stored in the sample during one cycle (ASA STD 6-1976). In cases where hysteresis loops are not elliptical, it is difficult to define the elastic stored energy. The results presented in this paper use the following definition for the maximum elastic strain energy:

$$U = \frac{1}{2} E_d \varepsilon_o^2 \tag{4.6}$$

where E_d is a dynamic modulus defined here as the slope of a line passing through the points of maximum and minimum strain in the stress-strain hysteresis loop, and ε_o is the strain amplitude.

The trapezoidal integration rule is used to obtain D. The global error of the trapezoidal rule can be shown to be (Gerald et al., 1985)

$$Glogal\ Error = -\frac{1}{12} h^3 n f''(\xi) \tag{4.7}$$

where $f(t)$ is the function to integrate ($f(t) = \sigma(t) \cdot d\varepsilon(t)/dt$), $f''(\xi)$ is the second derivative of this function in the domain considered, n is the number of points and h is the sampling period. The estimated error is therefore bounded by the maximum and minimum values of $f''(\xi)$. Since we

determine D by averaging over at least ten vibration cycles, the final error is considered to be the average of these two bounds. Using the test data, we found that the maximum theoretical error is less than ±0.4%. In practice, however, the error is expected to be smaller than this maximum value. In fact, equation (4.7) requires a numerical estimate of the second derivative of the function $f(t)$ which is expected to give sharp spikes. If the data are smoothed with polynomial functions, the resulting error estimate is much smaller.

4.7 RESULTS AND DISCUSSION

4.7.1 Experimental tests

The proposed test bench was used to characterize the hysteretic behavior of a high damping manganese-copper (MnCu) sample supplied by the Institute of Physics of Metals (Moscow, Russia). This sample contains 60 % Cu and 40% Mn and was subjected to a heat treatment consisting in quenching from 750 °C and annealing for 9 hours at 400 °C. The resulting crystalline structure is face cubic centered, a pre-martensitic state. In order to evaluate the sensitivity of the test bench, a very low damping nickel-titanium (NiTi) sample was also tested. The particular sample was supplied by Spark Ltd (Russia) and contains 56% Ni and 44% Ti. The heat treatment consists in quenching after 30 minutes at 900 °C which results in a material in the β phase at room temperature. This particular NiTi sample should not be confused with other NiTi alloys that possess high damping capacity. Sample dimensions and nodal masses used in the model are given in Table 4.2. Ciba-Geigy Araldite expoxy adhesive was used to bond the samples to the adaptors.

The frequency responses H_2 describing the amplitude ratios between tip mass and exciter base accelerations are used to determine resonant frequencies (see Figure 4.6). These responses were obtained by imposing a random base acceleration in the 50 to 2000 Hz range with a global level of 9.81 m/s^2 rms (root mean squared). The resonant frequencies are seen to be about 261 Hz for

the MnCu assembly and 352 Hz for the NiTi assembly. At this point, a preliminary estimate of the system's loss factor can be evaluated considering the assembly as a mass-spring-dashpot system and using the relations

$$|H_2|_{resonance} \approx \sqrt{\frac{1 + (2\zeta)^2}{(2\zeta)^2}} \quad ; \quad \eta \approx 2\zeta \tag{4.8}$$

Proceeding in this way, we obtain a loss factor of 0.040 for the MnCu sample and a loss factor of 0.0018 for the NiTi sample (picket fence effects due to frequency resolution are neglected). This system characterization technique is influenced by joint stiffness and damping.

For the MnCu assembly, sinusoidal tests were performed by imposing peak acceleration amplitudes of 6.87, 19.62, 24.53 and 34.33 m/s^2 at the exciter base at a frequency of 275 Hz. The NiTi assembly was tested with base acceleration amplitudes of 7.85, 17.18 and 25.51 m/s^2 at 370 Hz. A sample of the acceleration and average strain time responses recorded during the MnCu tests are given in Figure 4.7. The stress-strain relationships for both samples are plotted in Figure 4.8. Figure 4.9 illustrates the relationship between the strain amplitude and the absolute damping energy parameters, the dynamic modulus, the loss-factors and the temperature increases.

4.7.2 Test results

The MnCu results in Figure 4.8 illustrate the nonlinear aspect of the damping mechanism and the dependence of damping and dynamic modulus on strain vibration amplitude : contrary to linear behavior, the hysteresis loops lean in one another and display asymmetrical behavior with respect to loading and unloading conditions. As for the damping capacity of the NiTi sample, it is so low that hysteresis is difficult to discern.

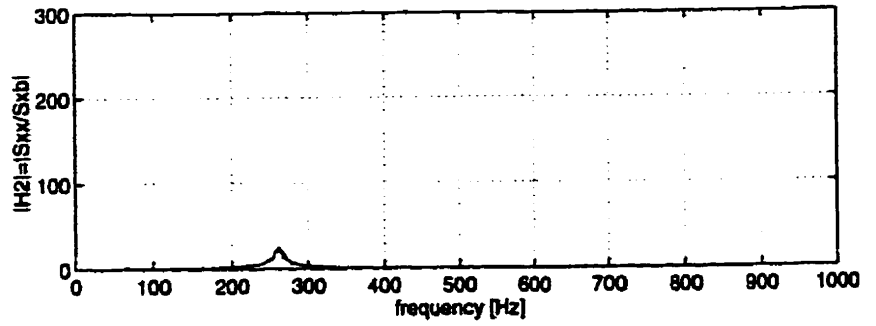
From Figure 4.9, we can see that the dynamic modulus of the MnCu sample decreases by more

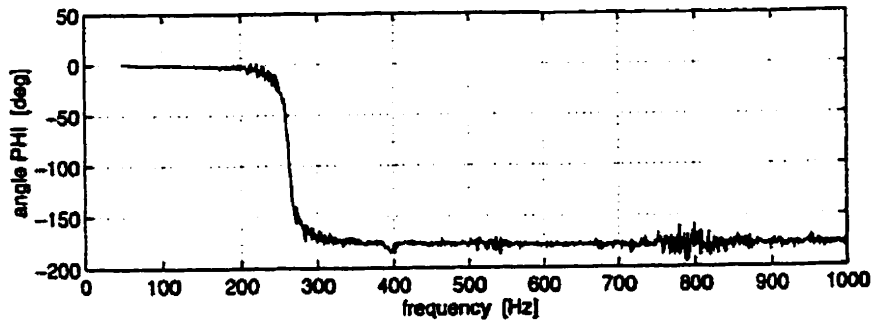
than 11% between strain amplitudes of 200 and 600 με. The loss factor has a peak value at a strain amplitude of about 400 με. After this peak, the absolute dissipated energy per unit volume per cycle D no longer increases proportionally with the unit strain energy U (calculated with the dynamic modulus E_d) and causes the loss factor to drop. Once again because of very low damping, the NiTi results do not show significant variations in the dynamic modulus nor in the loss factor. The results regarding temperature increases for both samples are consistent with the absolute dissipated energy per unit volume per cycle. On the other hand, this increase is measured after 40 seconds of vibration so that the sample has not necessarily reached a thermal steady state at this point. By taking measurements after longer periods would probably lead to amplified temperature profiles.

Table 4.2 : Sample dimensions and model nodal masses used for hysteresis characterization.

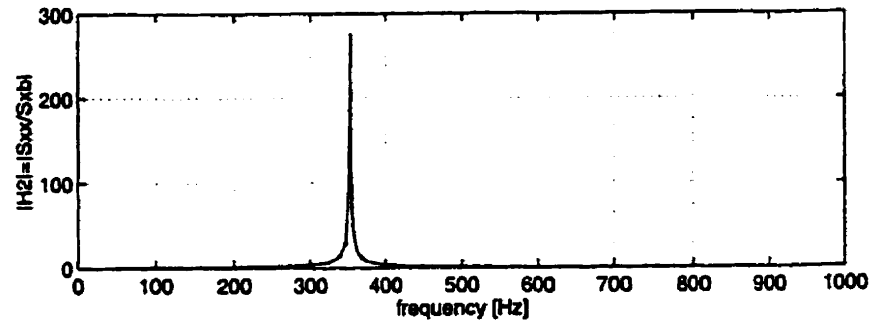
	Initial sample length [cm]	Bond length at each extremity [cm]	Outside diameter [mm]	Tube thickness [mm]	Bond thickness [mm]	m2 [kg]	Tip mass m3 [kg]
MnCu	14.02	3.165	13.94	1.5	0.25	0.05	17.8
NiTi	13.99	3.215	15.1	1.5	0.25	0.047	11.28

a) MnCu





b) NiTi



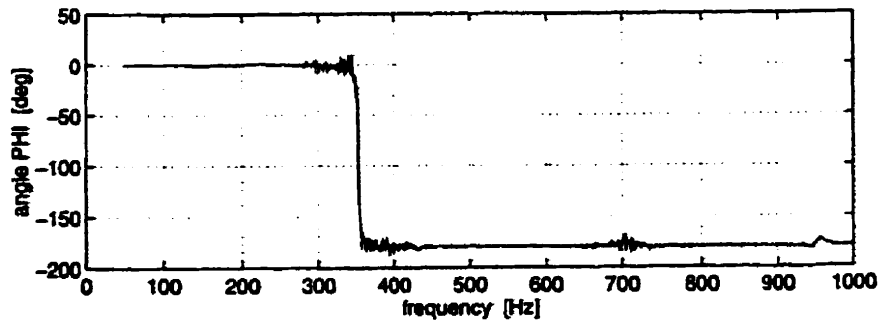


Figure 4.6: Frequency responses of the MnCu and NiTi assemblies. (Sxx : power spectral density of tip mass acceleration / Sxb : cross power spectral density between tip mass and exciter base accelerations) .

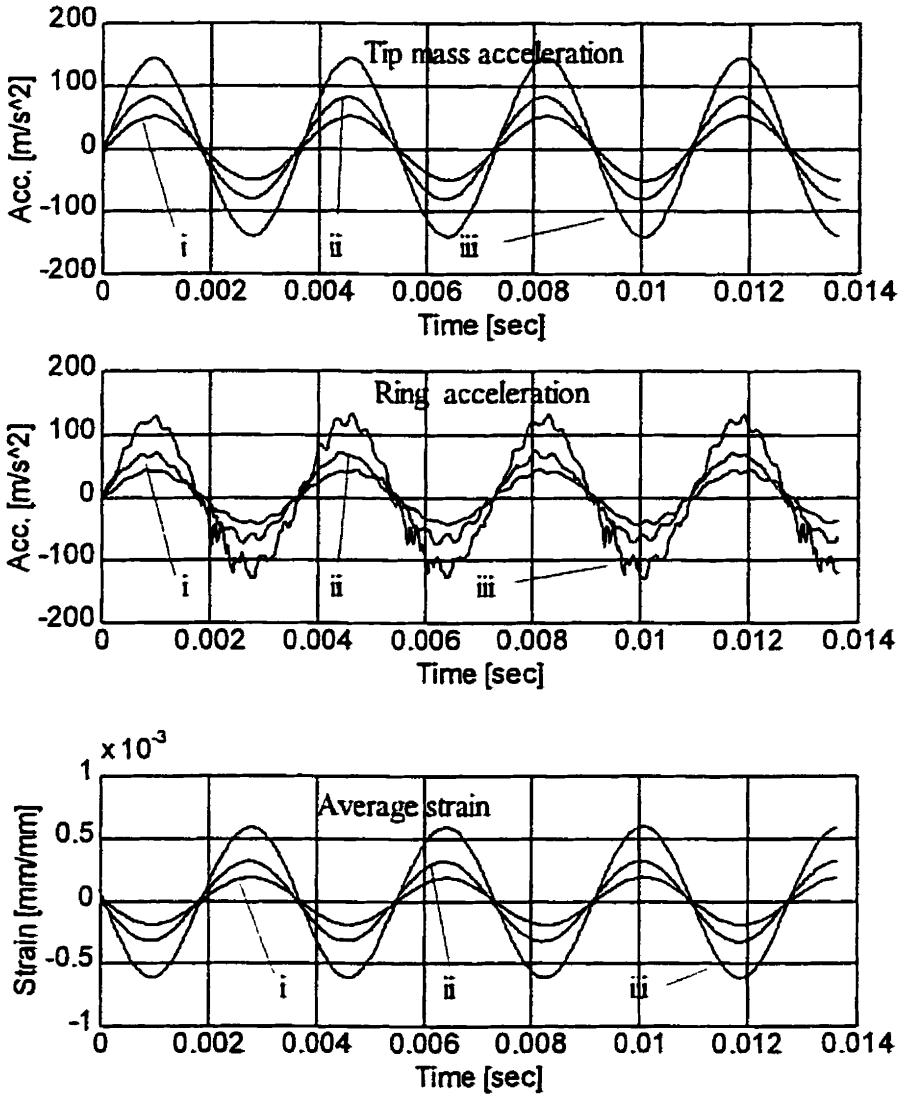


Figure 4.7 : Partial time signals obtained during MnCu tests for i) 6.87 m/s^2, ii) 19.62 m/s^2 and iii) 34.33 m/s^2 exciter base acceleration amplitude. (Signals at the different levels of amplitude are not synchronized with respect to each other).

a) MnCu
(275 Hz)

b) NiTi
(370 Hz)

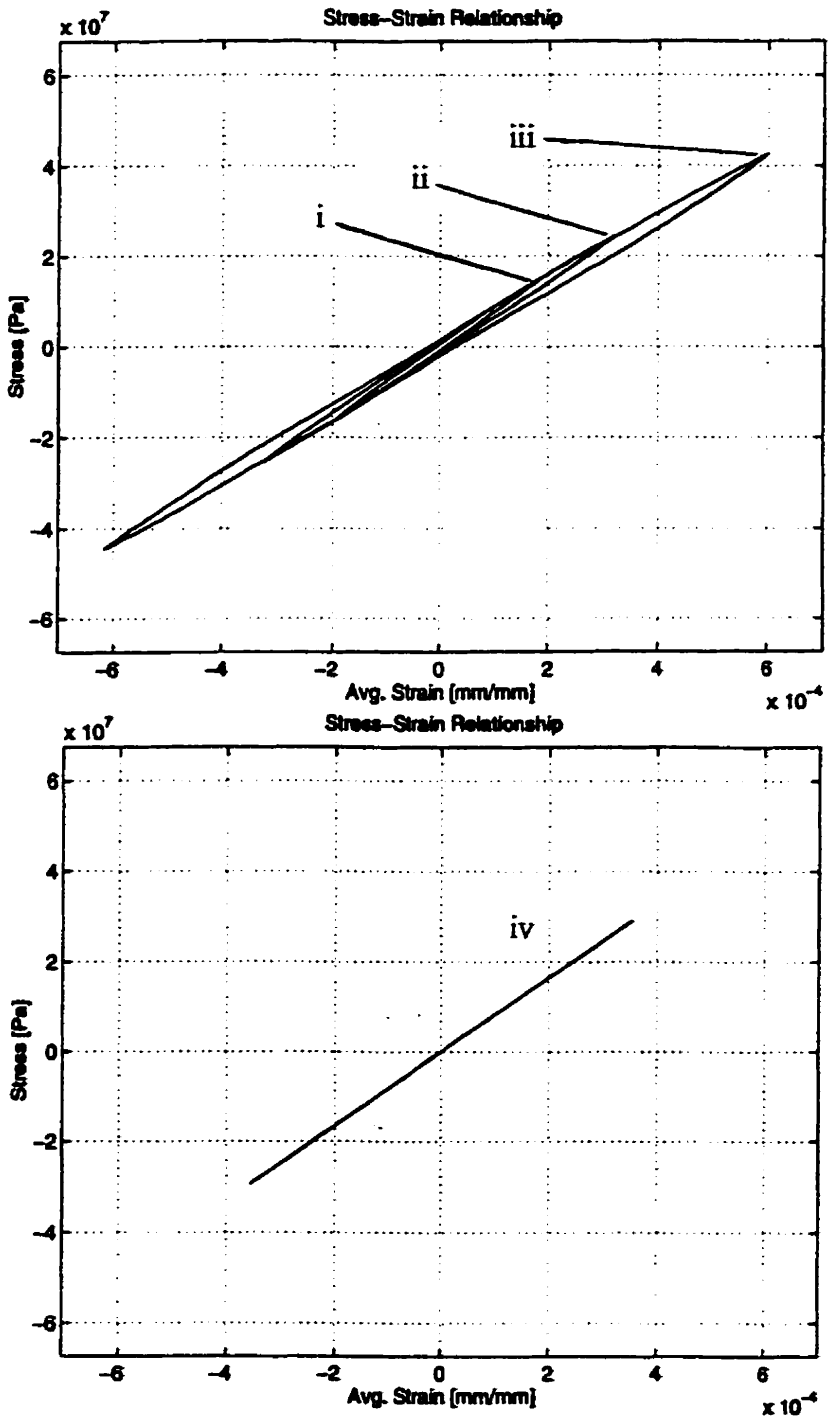


Figure 4.8 : Experimental stress-strain hysteresis loops for MnCu and NiTi. Base accelerations : i) 6.87 m/s^2, ii) 19.62 m/s^2, iii) 34.33 m/s^2 and iv) 17.18 m/s^2.

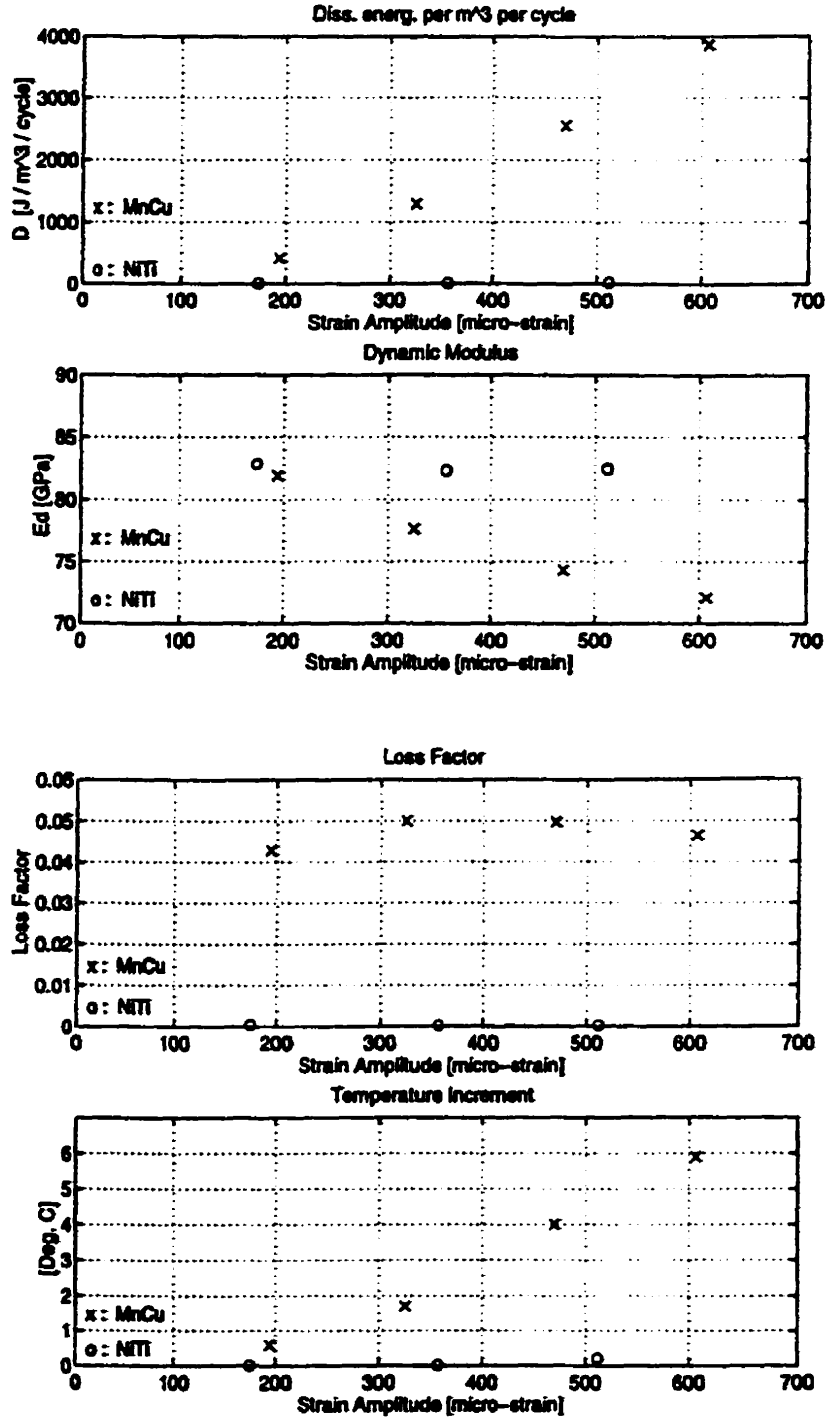


Figure 4.9 : Absolute damping energy parameter, dynamic modulus, loss factor and temperature increments for MnCu (at 275 Hz) and NiTi (at 370 Hz) samples.

4.7.3 Discussion

While it may not be appropriate to compare these test results with similar results available in the literature, because of such diverse reasons as differences in test procedure, material composition, thermal treatment or boundary and loading conditions, it is nevertheless interesting to verify consistency by examining orders of magnitude. In particular, damping results were obtained by Udovenko (1994) with a very similar MnCu alloy using an inverted bending pendulum and a 175x10x6 mm^3 sample. Logarithmic decrement values were determined at about 40 Hz, with maximum strain in the sample varying between 50 and 1500 $\mu\varepsilon$. In order to compare results, the loss factor and logarithmic decrement parameters can be related by the following approximate relation :

$$\eta = \frac{D}{2\pi U'} \approx \frac{\delta}{\pi} \qquad (4.9)$$

Using relation (4.9), the maximum loss factor obtained by Udovenko (1994) is about $57 \cdot 10^{-3}$ although this value was obtained at 1500 $\mu\varepsilon$. Results obtained at 275 Hz with the proposed test bench, indicate a maximum loss factor of $50 \cdot 10^{-3}$ at 400 $\mu\varepsilon$. For Ni 56.4% - Ti 43.6% beam samples (30 x 1.3 x 0.55 mm^3) in the β phase, Kolomytsev et al. (1988) give logarithmic decrement values in the order of $4.3 \cdot 10^{-3}$ (which corresponds approximately to a loss factor of $1.37 \cdot 10^{-3}$) at 50 $\mu\varepsilon$ strain amplitude. The loss factor results reported herein (Ni 56 %-Ti 44%) range from $0.18 \cdot 10^{-3}$ to $0.47 \cdot 10^{-3}$ at a frequency of 370 Hz and strain amplitudes varying between 174 and 511 $\mu\varepsilon$. The order of magnitude of damping results for both high and low damping samples is therefore consistent with results of the literature. However, the NiTi damping values were not found to be consistent with strain amplitude values which leads us to conclude that the test bench is indeed sensitive enough to measure loss factors as low as $0.25 \cdot 10^{-3}$ although the reliability of these results is about $\pm 0.2 \cdot 10^{-3}$. Test repeatability was further verified with the MnCu sample as indicated in the test procedure. Results obtained at the same strain amplitude with three different

tests showed variations of less than $0.2 \cdot 10^{-3}$ for the loss factor.

As an additional comment, it is interesting to evaluate the stiffness of the joint between the sample and the adaptor using the acceleration time responses of Figure 4.7. Assuming these responses to be sinusoidal and neglecting damping, the upper joint stiffness K_j is equivalent to the product of the tip mass m_3 and its acceleration amplitude A_o, divided by the difference in displacement amplitudes between the ring and the tip mass Δ :

$$K_j \approx \frac{F}{\Delta} \approx \frac{m_3 * A_o}{\Delta} \tag{4.10}$$

For the MnCu assembly, the longitudinal joint stiffness K_j is about 300 MN/m which is roughly 5 times stiffer than the sample longitudinal dynamic stiffness K_s ($K_s = AE_d/L$, where A is the sample cross sectional area and L is the length of the non bonded portion of the sample). The NiTi assembly has a joint stiffness K_j of about 450 MN/m which in turn is roughly 6.5 times stiffer than the sample dynamic stiffness. These numbers suggest that non negligible deformations are generated in the joints (which include the epoxy adhesive and the bonded portions of the sample). However, unlike the damping characterization technique based on equation (4.8), these effects are accounted for in the stress-strain hysteresis characterization procedure proposed.

4.8 EXPERIMENTAL PRECAUTIONS AND IMPROVEMENTS

While the test bench that we have proposed appears to meet the requirements imposed by the testing of HIDAMETS, it is nevertheless recommended to take a certain number of precautions to ensure the attainment of a meaningful characterization. These precautions concern aspects of the experimental procedure such as flexure of the sample, residual strain compensation, delay between acceleration and strain measurement channels, compliance of the bonded ring, and loading history.

Some flexure is inevitably generated in the sample due to the imperfection of the adhesive joints, the horizontal stabilizers, the sample itself, and also because of the mis-alignment between adaptors, sample and mass. For example, during tests performed with the MnCu sample at an average strain amplitude of 607 $\mu\varepsilon$, the difference in amplitude between the two strain gauges was 3.8 %. For all tests, the strain in the sample was considered to be the average of the values obtained for the two strain gauges.

In order to measure purely mechanical strain, temperature effects in the sample and strain gauges are to be accounted for. Residual strain was therefore measured immediately after data acquisition, as the vibration exciter was put to a halt. The residual strain, which is caused by heating and by different thermal expansion coefficients between sample and strain gauge, was subtracted from the measured strain and the result was taken as the mechanical strain in the sample.

The time delay between the instant the sensor is perturbed and the instant the corresponding signal is recorded in the computer is not the same for the acceleration and strain measurement channels. If this source of phase shift in the measurements is not accounted for, important errors in the calculation of loss factors will occur. For example, analyzing the data obtained with the NiTi sample at 370 Hz, it was observed that an increase of $0.2 \cdot 10^{-6}$ seconds in the value of the delay, resulted in an increased loss factor by a value of $0.5 \cdot 10^{-3}$. The evaluation of the phase shift can be done by using two different approaches. In the first approach, the absolute phase shifts caused by each component of the test bench (strain gauges, accelerometers, cables, Wheatstone bridges, amplifiers ...) are evaluated and the global relative phase shift between acquired acceleration and strain data is established by summing the individual effects (Bovsunovsky, 1996; Kinra et al., 1992). The second approach consists in directly evaluating the relative phase shift between measured acceleration and strain data by performing simple tests with the instrumentation as a whole. In this paper we have opted for the second approach and have performed the following tests. In the first test, a cantilever steel beam is excited acoustically at its second resonant

frequency (258.6 Hz). A strain gauge and accelerometer are placed on the beam using the same instrumentation as with the test bench. Since the acoustic excitation is homogeneous and since the beam is essentially proportionally damped, the deformation pattern can be represented by a stationary wave. The acceleration and strain should reach their maximum value at the same time even if energy is dissipated in the sample. Therefore, the relative delay observed between strain and acceleration measurements is caused by the instrumentation alone. With acceleration amplitudes of the same magnitude as those used with the test bench but with lower values for the strain (28 $\mu\varepsilon$), this test resulted in a delay value of $2.12 \cdot 10^{-6}$ seconds. The second test we have performed consists in using a low damping sample with the test bench and tuning the value of the delay so as to obtain damping values consistent with those reported by other authors. We therefore tested an ASTM designation B-88 copper sample (99.9% pure) at 245 Hz and a strain amplitude of 217 $\mu\varepsilon$. Using a delay value of $2.95 \cdot 10^{-6}$ seconds results in a loss factor of $2.47 \cdot 10^{-3}$ which compares well with the value of $2.5 \cdot 10^{-3}$ reported by Lazan (1968) although this test was performed under bending. Based on these tests and noting that using a delay value of $2.12 \cdot 10^{-6}$ with the NiTi sample results in the calculation of small negative dissipated energy, we have used a delay value of $2.95 \cdot 10^{-6}$ seconds throughout the paper.

To determine the effect of the ring compliance in the measurement of the axial acceleration of the sample near the tip mass, a ring was bonded to a solid cylinder bar and its fundamental frequency measured. The fundamental frequency of the bonded ring was at least 6 times higher than the frequencies used with the testing bench so that its modal contribution can be considered small but not negligible (Figure 4.7). However, the inertial effects of the sample and the ring have little effect on hysteresis loops and consequently on damping parameters. In fact, if m_2 is made equal to zero in the model (equation 4.3), the value calculated for the loss factor using the hysteresis loops only rises by about 0.07 % for the MnCu material.

In the case of materials that are strongly dependent on loading history, such as the MnCu sample,

special measures have to be taken to ensure test repeatability. For example, in the case of the MnCu sample, additional manipulations were performed before the general test procedure described earlier. Freshly manufactured samples were subjected to medium levels of random vibration (200 με root mean squared) half an hour a day, several days in a row before characterization. On a characterization day, the sample is first subjected to random vibration for ten minutes at medium levels of strain (200 με rms), then put to rest for 15 minutes, then subjected to sinusoidal excitation for 2 minutes at 600 με strain amplitude, then put to rest for 30 minutes.

Among potential improvements to the test bench, one might consider more precise evaluations of phase shifts caused by the instrumentation, the elimination of the initial strain (perhaps by using the vibration exciter in the horizontal position), the addition of appropriate equipment to characterize the samples in a controlled temperature environment, the development of more formal and better documented criteria for the optimization of sample dimensions.

4.9 CONCLUSION

The instrumentation setup and the test procedure that we have developed for uniaxial tension-compression hysteresis characterization of HIDAMETS are simple in concept. Data acquisition from two strain gauges and two accelerometers allows to determine stress-strain hysteresis loops using a simple model of the sample-mass system under test.

Tests performed with a MnCu sample have shown the test bench capability to obtain detailed information on stress-strain hysteresis loops of high damping metals at different strain amplitudes. Tests performed with a low damping NiTi sample have demonstrated the sensitivity of the test bench although test benches based on the measurement of the logarithmic decrement are more appropriate for low damping material characterization.

These results suggest that with some precautions and possibly some further improvement, the proposed test bench can play a major role in the characterization of high damping metals, the evaluation of long term damping properties and in the understanding of damping mechanisms and micro-structural behaviors. Ultimately, the modeling of this complex material behavior over a wide range of loading conditions will improve the capability to predict the dynamic response of geometrically complex structures made of these materials.

4.10 ACKNOWLEDGEMENTS

The authors wish to thank Spark Ltd (Russia) and V.A. Udovenko from the Institute of Physics of Metals (Russia) for supplying the NiTi and MnCu samples respectively. This study was sponsored in part by the National Sciences and Engineering Research Council of Canada (grants OGP0004207 and OGP0105515) for which the authors express gratitude. We also thank the reviewers, their comments and suggestions have contributed in a very positive manner.

4.11 APPENDIX 4A : EIGENVALUE DETERMINATION

The procedure to determine the eigenvalue solution for the distributed parameter system shown in Figure 4.3, neglects joint and damping effects. The system consists of a tube clamped at one extremity, the other being attached to a mass. Applying Hamilton's principle for the axial vibration of the system, the equation of motion for free vibration is given by (Meirovitch, 1967)

$$m \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = A E \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \qquad \text{(A4.1)}$$

where m is the linear density, A the tube's sectional area, E the elastic modulus and u the displacement along the x axis. The boundary conditions are :

$$A\,E\,\frac{\partial u}{\partial x}\Big|_{x=L} + M\,\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}\Big|_{x=L} = 0 \qquad (A4.2)$$
$$u\,|_{x=0} = 0$$

where M is the tip mass and L is the length of the tube sample. The solution of the eigenvalue problem leads to the following eigenfunctions

$$U_r(x) = C \bullet \sin(\beta_r\, x) \qquad (A4.3)$$

where x varies from 0 to L, r is the eigenvalue number (1, 2, ...), C is an arbitrary constant, β_r is solution of the following equation

$$tg(\beta_r L) = \frac{A\,E\,\beta_r}{\lambda_r\,M} \qquad (A4.4)$$

and λ_r is the eigenvalue($\lambda_r=\omega_r^2$), $\beta_r^2 = \dfrac{\lambda_r m}{AE}$.

4.12 APPENDIX 4B : SIMULATION MODALITIES

With reference to the lumped mass models described in Figure 4.4, we model the base motion by using the large mass technique which consists in associating a degree of freedom with very large mass to the base. To obtain a base acceleration $a(t)$ equivalent to

$$a(t) = \omega^2 \bullet B \bullet \sin(\omega t) \qquad (B4.1)$$

where B is the displacement amplitude and ω the excitation frequency, we apply a force to the base node equivalent to

$$f(t) = M_b \bullet \omega^2 \bullet B \sin(\omega t) \qquad (B4.2)$$

where M_b is the mass of the base.

Assuming hysteretic damping, the stiffness elements linking the nodal masses can be

modeled mathematically using the complex form

$$k^* = k \bullet (1 + i \eta) \tag{B4.3}$$

where η is the element loss factor and k its elastic stiffness. Making use of Newton's law and expressing the forces and system responses in complex form

$$\begin{aligned} \{f(t)\} &\Rightarrow \{F_o\} e^{i\omega t} \\ \{x(t)\} &\Rightarrow \{\overline{X}\} e^{i\omega t} \end{aligned} \tag{B4.4}$$

where $\{F_o\}$ and $\{\overline{X}\}$ are vectors containing the applied nodal force amplitudes and complex nodal response amplitudes respectively, we obtain the usual set of equations (Sun et al., 1995)

$$\left(-\omega^2 \bullet [M] + [K^*] \right) \{\overline{X}\} = \{F_o\} \tag{B4.5}$$

where *[M]* and *[K*]* are the mass and complex stiffness matrices respectively. Equation B5 is solved by inverting the resultant complex matrix in parenthesis. The strain amplitudes and corresponding phase angles are evaluated using :

$$\overline{\varepsilon_{oj}} = \varepsilon_{oj} \bullet e^{i\alpha_j} = \frac{\overline{X_{j+2}} - \overline{X_{j+1}}}{d} \qquad j = 1 : N-1 \tag{B4.6}$$

where N is the number of DOF used to model the sample and d is the distance between the nodes ($d=L$ for the 4 DOF model and $d=L/4$ for the 7 DOF model).

4.13 REFERENCES

Zhang, J., Perez, R.J., Lavemia, E.J., "Documentation of Damping Capacity of Metallic, Ceramic and Metal-Matrix Composite Materials", Journal of Materials Science. 28:2395-2404 (1993).

Tokita, Y., Okumara, H. "The Society of Damping Technology in Japan and Activities", Proceedings of Damping '91. AAC 1-16,(1991).

Nashif, A.D., Lewis, T.M. "Data Base of the Dynamic Properties of Materials", Proceedings of Damping '91. DBB 1-16 (1991).

Lazan, B.J, 1968. Damping of Materials and Members in Structural Mechanics. Pergamon, New York.

Golovin, I.S., "Mechanism of Damping Capacity of High-Chromium Steels and α-Fe and its Dependence on Some External Factors", Metallurgical and Materials Transactions A. 25A:111-124 (1994).

Shin, Y.S., Kim, K.S., Dew, D.D., "Strain Dependent Damping Characteristics of a High Damping Manganese- Copper Alloy", The Role of Damping in Vibration and Noise Control. ASME. 229:237 (1987).

Ritchie, I.G., Pan, Z-L., Goodwin, F.E., "Characterization of the Damping Properties of Die Cast Zinc-Aluminum Alloys", Metallurgical Transactions A. 22A:617-622 (1991).

Jee, K.K., Jang, W.Y., Baik, S.H., Shin, M.C., Choi, C.S. "Damping Capacity in Fe-Mn Based Alloys", Scripta Materialia. 37(7):943-948 (1997).

Udovenko, V.A., "High Damping Alloys of the New Generation", Nukleonika. 39(3):149:154 (1994).

Srinivasan, A.V., Cutts, D.G., Schetky, L.M., "Thermal and Mechanical Considerations in Using Shape Memory Alloys to Control Vibrations in Flexible Structures", Metallurgical Transactions A. 22A:623-627 (1991).

Graesser, E.J., Cozzarelli, F.A., "Shape-Memory Alloys as New Materials for Aseismic Isolation", Journal of Engineering Mechanics. 114(11):2590-2608 (1991).

Lyon, R., Spillane, A.F. "The Development of ZA-27 Engine Mountings by Austin Rover", Society of Automotive Engineers, 880290 (1988).

Xiao, T., Johari, G.P., Mai, C., "Time Dependence of Internal Friction and Shape Change in Cu-Zn-Al Shape Memory Alloys", Metallurgical Transactions A. 24A:2743-2749 (1993).

Dejonghe, W., Delaey, L., De Batist, R., Van Humbeeck, J., "Temperature and Amplitude Dependence of Internal Friction in CU-Zn-Al Alloys", Metal Science. 523-530 (1977).

Ito, K., Moroyana, T., Fukumoto, I., "Effects of Ageing on Damping Capacity of TiNi Alloys", Journal de Physique, Colloque C10, Suppl. au no. 12, Tome 46:C10 645-648 (1985).

Kolomytsev, V.I., Likhatchev, V.A., Lobodyuk, V.A., Shimanskiy, S.R., "Influence of Composition and Heat Treatment on Value of Internal Friction in TiNi Alloys", Fiz. Metal. Metalloved., 65(1):141-146 (1988).

Ritchie, I.G., Pan, Z-L., "High-Damping Metals and Alloys", Metallurgical Transactions A. 22A:607-616 (1991).

Bovsunovsky, A.P., "Application of the Strain-Phase-Shift Method for the Determination of Damping in Metals", Experimental Mechanics. 36(3):243-250 (1996).

Kinra, V.K., Wren, G.G., "Axial Damping in Metal-matrix Composites. I: A New Technique for Measuring Phase Difference to 10^{-4} Radians", Experimental Mechanics. June:163-171 (1992).

Audenino, A.L., Zanetti, E.M., Calderale, P.M., "Assessment of Internal Damping in Uniaxially Stressed Metals: Exponential and Autoregressive Methods", Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 120(June):177-184 (1997).

Troschenko, V.T., Balyberdin, V.S., Kokovin, A.G., "Method of Studying the Dissipation of Energy in Materials under Stationary Cyclic (Fatigue) Loading", Strength of Materials. 2(5):18-20 (1970).

Acoustical Society of America Standard, ASA STD 6-1976, "Nomenclature for Specifying Damping Properties of Materials".

Jones, D.I.G., Parin, M.L. 1972. Journal of Sound and Vibration. 24(2):201-210.

Gerald, C.F., Wheatley, P.O., "Applied Numerical Analysis", Addison Wesley, Menlo Park, California, (1985).

Meirovitch, L., "Analytical methods in Vibrations", The Macmillan Company, New York (1967).

Sun, C.T., Lu, Y.P. "Vibration Damping of Structural Elements", Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey (1995).

CHAPITRE 5

STRESS-STRAIN HYSTERESIS AND DAMPING IN MnCu AND NiTi ALLOYS

5.1 RÉSUMÉ

Au chapitre 4, nous avons proposé un banc d'essai pour la caractérisation du comportement élastique et amortissant de métaux à amortissement élevé (incluant les AMF). Ce banc d'essai permet d'obtenir les courbes d'hystérésis tension-compression à des fréquences variant entre 200 et 500 Hz et des amplitudes déformation variant entre 200 et 700 $\mu\varepsilon$. Dans le présent chapitre, nous faisons usage de ce banc d'essai pour caractériser des échantillons de manganèse-cuivre (MnCu) et de nickel-titane (NiTi). Ces mêmes échantillons sont aussi insérés dans un appareil MTS pour caractérisation à basse fréquence (2 Hz). À partir des courbes d'hystérésis, nous calculons les énergies dissipées par unité de volume par cycle, les modules dynamiques, les facteurs de perte et examinons leur variation en fonction de la fréquence et de l'amplitude de déformation. Ces courbes sont aussi utilisées pour modéliser la variation du module tangent à travers le cycle de vibration. Ceci se fait à l'aide de techniques d'interpolations basées sur le krigeage dual. Ce modèle nous permet d'illustrer les différences entre le comportement réel du matériau et celui résultant d'une approximation viscoélastique linéaire.

À partir des résultats obtenus dans ce chapitre, il serait possible d'approximer le comportement du matériau métallique à l'aide d'un modèle viscoélastique linéaire (E et $tg\,\varphi$ décrit à l'annexe A), malgré l'erreur encourue, et d'utiliser une approche micromécanique pour caractériser un composite avec fibres de diamètres, d'orientation et de densité quelconque. Bien entendu, il serait nécessaire de connaître les caractéristiques élastiques et amortissantes de la matrice ainsi que de l'interphase, ce qui exigerait de plus amples recherches.

STRESS-STRAIN HYSTERESIS AND DAMPING IN MnCu AND NiTi ALLOYS †

[1&2]S. De Santis, [2]F. Trochu*, [2]G. Ostiguy

1: Dynamics Dept. Pratt & Whitney Canada,

1000 Marie-Victorin, Longueil, Quebec, Canada, J4G 1A1

2: Département de Génie Mécanique, Ecole Polytechnique de Montréal

Case Postale 6079, succ. Centre Ville, Montréal, Canada, H3C 3A7

5.2 ABSTRACT

Uniaxial stress-strain hysteresis loops for high damping manganese-copper (MnCu) and nickel-titanium (NiTi) shape memory alloys are experimentally determined. The characterization concerns two MnCu samples, one containing 60 % Mn the other 40% Mn, and two NiTi samples, one in the martensitic phase and the other in the austenitic phase at room temperature. In the 225-360 Hz frequency range, tests are conducted using a vibration exciter; for lower frequencies (2Hz) we use a MTS servohydraulic apparatus. Using the ensuing characterization allows us to compute the energy dissipated per unit volume per cycle, the dynamic modulus and the loss factor as a function of frequency and strain amplitude. The sensitivity of these results on such factors as frequency, temperature increments during the tests and vibration duration are discussed. The experimental stress-strain characterization is also used to express the tangent stiffness along the stress-strain path as an analytical function of strain (within the vibration cycle) and strain amplitude using kriging interpolation. Behavioral differences between the alloys and also from equivalent linear viscous models are discussed.

---

†: Soumis pour publication dans "*Metallurgical and Materials Transactions A*" le 25 février, 1999.

5.3 INTRODUCTION

Manganese-copper (MnCu) high damping materials and nickel-titanium (NiTi) shape memory alloys can play an important role in providing vibration and noise attenuation, and in assuming structural integrity in a great number of engineering applications (Lyon et al., 1988; Lazan, 1968; Ritchie et al., 1991; Graesser et al., 1991; Srinivasan et al., 1991; Zhang et al., 1993; Van Humbeeck et al., 1995). These applications concern such diverse fields as naval, civil, aerospace and automotive engineering. This potential role stems from particular properties in relation to damping, stiffness, corrosion and fatigue resistance. On the other hand, these properties strongly depend on loading conditions such as temperature, strain amplitude, frequency, time (loading history), and thermal treatment received. For an effective use of these materials in engineering applications, it is therefore essential to know as much as possible about the nature of this dependence.

The dependence of the mechanical properties of MnCu and NiTi alloys on the forementionned factors, has been the subject of investigation of a number of researchers (Graesser et al., 1991; Jensen et al., 1961; Shin et al., 1987; Udovenko, 1994; Bovsunovsky, 1996; Ritchie et al., 1992; Ito et al., 1985; Kolomytsev et al., 1988; Graesser et al., 1993; Lin et al., 1993; Piedboeuf, 1997). Of particular interest in relation to the present study, are stiffness and damping properties. In most cases, tests have been performed using beams in flexion (Shin et al., 1987; Udovenko, 1994; Bovsunovsky, 1996; Ritchie et al., 1992; Ito et al., 1985; Kolomytsev et al., 1988; Lin et al., 1993) or bars in torsion (Jensen et al., 1961; Shin et al., 1987; Lin et al., 1993) and damping parameters have been determined from frequency response functions (Shin et al., 1987; Ritchie et al., 1992), response decay under free vibration (Udovenko, 1994; Ito et al., 1985; Kolomytsev et al., 1988; Lin et al., 1993), or from the measurement of phase-shift between axial and transverse strains under time harmonic strain conditions of tension-compression or flexure (Bovsunovsky, 1996). In some cases, uniaxial stress-strain relations have been determined in

superelastic shape memory alloys at low frequencies (<0.1 Hz for tension-compression tests ; <10Hz for tension-tension tests) using servohydraulic material testing apparatus (Graesser et al., 1991; Graesser et al., 1992; Piedboeuf, 1997). At high frequencies (40 kHz), axial damping has been measured using the ultrasonic composite oscillator technique (APUCOT) (Ritchie et al., 1992).

In spite of their contributions, much remains to be known about the behavior of these materials. In particular, it would be useful to better understand damping mechanisms and microstructural behaviors in frequency ranges that better reflect those observed in vibration sensitive applications. In the case of NiTi shape memory alloys, whereas most past studies have focused on the damping peak observed during stress induced martensitic transformation, characterization of the relative high damping of the material as it remains in the martensitic phase has not received the deserved attention (De Batist, 1992). Finally, the development of analytical models of these material behaviors in these frequency ranges would improve our capability to predict the dynamic response of complex structures used in potential applications.

In order to make progress in this direction, the objective of this paper is to determine uniaxial stress-strain hysteresis relationships of two high damping MnCu alloys and two NiTi shape memory alloys (one in the martensitic phase, the other in the austenitic phase at room temperature) under uniform tension-compression loading in a frequency range of 2 to 360 Hz. The tests are carried out with the low damping austenitic NiTi sample are intended to validate the testing procedure as well as confirm the different behaviors of NiTi alloys in different phases.

The test bench recently developed by the authors (De Santis et al., 1999) is used to characterize all samples in the 225 to 360 Hz frequency range for strain amplitudes varying between 200 and 600 $\mu\varepsilon$. Characterization of one of the MnCu samples and the martensitic NiTi sample is also obtained at low frequency (2 Hz) using an MTS servohydraulic tension compression apparatus.

The hysteresis loops are then used to compute the energy dissipated per unit volume per cycle, the dynamic modulus and the material loss factor as a function of strain amplitude, frequency and vibration duration. The difference between these hysteresis loops and those that would result using an equivalent linear viscous model is illustrated. Finally, the tangent stiffness along the stress-strain paths is modeled as an analytical function of strain and strain amplitude using kriging interpolation (Matheron, 1973; Trochu, 1993; Terriault et al., 1997; Trochu et al., 1998); it is shown how its variation along the stress-strain path differs from one alloy to the other, as well as with that of equivalent linear viscous models.

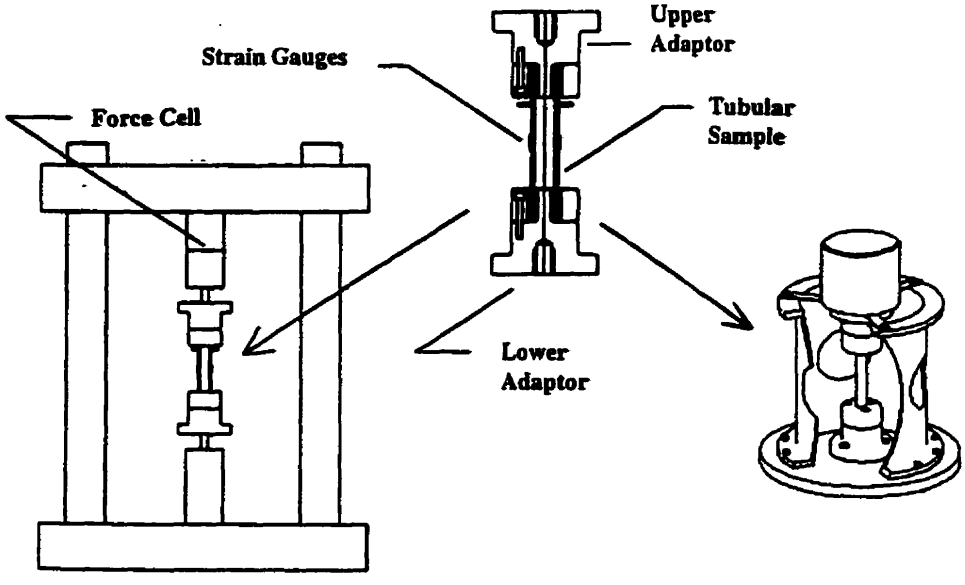
5.4 EXPERIMENTAL SETUPS AND SAMPLE CHARACTERISTICS

A single test setup that would allow to determine stress-strain relationships under uniform loading conditions in a wide frequency and strain amplitude range is not available at the present time. Two different test benches were therefore used in this study, one for medium range frequency characterization (225~360 Hz), and the second for low frequency characterization (2Hz). The test bench used to characterize the samples in the medium frequency range has recently been developed by the authors and is described in detail in De Santis et al. (1999). This test bench has been specifically designed for the characterization of high damping metals (HIDAMETS) under uniform tension-compression loading. Refering to Figure 5.1, the test bench consists of an electromagnetic vibration exciter, a thin wall tubular sample attached to the exciter base via the lower adaptor, a mass attached at the other extremity of the sample via the upper adaptor, and three mass stabilizers that limit the flexion of the tube sample as it vibrates in its axial direction. The samples are bonded to the adaptors using a structural adhesive. Sinusoidal motion is applied to the exciter base at a frequency just above the system's fundamental frequency. Measurements of tip mass acceleration, sample acceleration near the tip mass (a small accelerometer is fixed to an annular ring which is bonded to the sample), and sample strain (average of two strain gauges positioned at the sample's mid span) are recorded at a high scanning rate (48 kHz) after 40 seconds of vibration. The record

length is long enough to include at least 10 vibration cycles. Special attention was given to the evaluation of the electronic delay between measurement channels to avoid falsifying damping calculations. A simple model of the specimen under test allows to determine the uniaxial stress-strain hysteresis loops from the measured data.

The test bench used to characterize the samples at 2 Hz is a commercial servohydraulic tension-compression apparatus (MTS 810 Material Test System). The same sample-adaptor assemblies used in the previous test bench are now installed on the MTS apparatus as shown in Figure 5.1. A sinusoidal motion is imposed to the lower cylinder of the apparatus, and the uniaxial force applied to the sample is measured with the force cell. The data acquisition system is the same as that used in the previous test bench. Force and strain (the average of two strain gauges positioned at the sample's mid span) are acquired at a sampling rate of 4000 Hz after 40 seconds of vibration and the record length is long enough to include two vibration cycles. The stress in the sample is determined by dividing the measured force by the sample's sectional area.

The two MnCu tube samples were supplied by the Institute of Metal Physics (Moscow, Russia), whereas the two NiTi tube samples were supplied by Spark Ltd (Russia). The geometrical, physical and metallurgical characteristics of the samples are described in Table 5.1.



a) MTS Apparatus (2Hz) b) Vibration Exciter (200-400Hz)

Figure 5.1 : Test bench setups : a) MTS apparatus. b) Vibration exciter technique (De Santis, 1999).

Table 5.1 : Sample Characteristics

	Initial Tube Length [cm]	Outside Diameter [mm]	Tube Thickness [mm]	Bond Length at each side [cm]	Chemical Composition	Solution Temperature	Annealing Time and Temperature	Martensitic Transf. Temperature
MnCu No 1	13.79	14.8	0.94	3.213	60% Mn 40% Cu	800 oC	6 hours at 400 oC	120 oC
MnCu No 2	14.02	13.94	1.5	3.205	40%Mn 60% Cu	750 oC	9 hours at 400 oC	NONE
NiTi No 1 (Mart.)	13.93	15.0	1.42	3.283	55%Ni 45%Ti	900 oC	NONE	69 oC
NiTi No 2 (Aust.)	13.99	15.1	1.5	3.215	56%Ni 44%Ti	900 oC	NONE	-105 oC

5.5 THEORETICAL BACKGROUND

In order to facilitate the interpretation of the results reported in the next section, a short review on damping nomenclature and kriging interpolation (Matheron, 1973) is included for completeness. The damping nomenclature is necessary to avoid confusion that often occurs when referring to the loss factor. On the other hand, the interpolation of the tangent stiffness ($d\sigma/d\in$) along the stress-strain paths for different strain amplitudes is found to be useful for two reasons. First, when comparing sample behaviors, it is easier to detect differences in tangent stiffnesses than differences in stress-strain paths. However, because of the difficulty of controlling the strain amplitudes during the tests, the tangent stiffnesses of different samples had to be interpolated to a common level of strain amplitude for proper comparisons to be made. Second, an analytical expression that allows to determine the tangent stiffness at any point in the vibration cycle for different strain amplitudes, constitutes a material model that can effectively be used in a nonlinear dynamic analysis of structures made out of these materials. Even though a dynamic analysis is not performed in the present study, it is interesting to illustrate how such a model could be generated using stress-strain hysteresis data and kriging interpolation.

5.5.1 Damping

The most general approach for defining material damping properties is in terms of stress-strain constitutive relations (Lazan, 1968). If such relations have been determined experimentally, then the energy dissipated per unit volume per cycle D in the material can be calculated as follows:

$$D = \oint \sigma \, d\in \tag{5.1}$$

The loss factor η may then be defined as

$$\eta = \frac{\oint \sigma \, d\epsilon}{2\pi U} = \frac{D}{2\pi U} \tag{5.2}$$

where U represents the maximum elastic energy stored in the sample during one cycle. For most materials, the calculation of D based on the stress-strain hysteresis loops is straightforward. The same cannot be said about the calculation of U. In fact, for materials possessing nonlinear stress-strain hysteresis loops, U may be determined in many ways, each yielding different results. All of the loss factors presented in this paper are determined on the basis of the following relation for the elastic strain energy U:

$$U = \frac{1}{2} E_d \epsilon_o^2 \tag{5.3}$$

where E_d is a dynamic modulus defined here as the slope of a line passing through the points of maximum and minimum strain in the stress-strain hysteresis loop, and ϵ_o is the strain amplitude.

5.5.2 Material model based on kriging interpolation

Many models have been developped to describe intrinsic material laws. In general, these models can be divided into two categories : micromechanical and phenomenological models. In recent years, kriging interpolation has emerged as an effective technique for the phenomenological modeling of stress-strain-temperature relations of shape memory alloys subjected to quasi-static loads (Trochu, 1993; Terriault et al., 1997; Trochu et al., 1998). In the present study, stress-strain relations are different depending on the amplitude and the frequency of vibration. Using the same technique, the following briefly shows how to express the tangent stiffness $E_T(\varepsilon, \varepsilon_o) = d\sigma(\varepsilon, \varepsilon_o)/d\varepsilon$ along the stress-strain paths as an analytical function of strain ϵ and strain amplitude ϵ_o at a particular frequency.

The first step is to obtain the tangent stiffness at a certain number of locations along the experimentally determined stress-strain paths (Figure 5.2a) for different levels of strain amplitudes at the specific frequency tested. These values can be determined directly by calculating the slopes of lines passing through consectutive data points, or can be interpolated using the derivative of a polynomial function which best fits the data. The tangent stiffness can then be represented as a function of strain and strain amplitude in a three-dimensional graph as illustrated in Figure 5.2b. The tangent stiffness values obtained during compression unloading and tension loading can be seen as lying on a surface, while those obtained during tension unloading and compression loading lie on another. Each surface can be described by a parametric equation of the form $P=P(s,t)$, with component functions $\in = \in (s,t)$, $\in_o = \in_o (s,t)$, $E_T = E_T(s,t)$. The parametric surface is defined by two kriging profiles along the s and t directions. Each kriging profile is expressed as the sum of a drift, which characterizes the mean profile, with a generalized covariance, which accounts for fluctuations about the drift. Assuming the drift to be polynomial and a generalized covariance $K_a(h)$, where h represents the distance between two parameters, $h = |s - s_i|$, the kriging profile in the t direction can be expressed as

$$P_t(s) = a_o + a_1 s + a_2 s^2 + \ldots + a_n s^n + \sum_{i=1}^{I} b_i K_a(|s - s_i|) \qquad (5.4)$$

We assume that J sections exist along the t direction and that each section is defined by I data points $P_{ij}(\in_{ij}, \in_{o\,ij}, E_{T\,ij})$ for $1 \le i \le I$. The parametric equations of the J sections are given by Eq. (5.4) where the coefficients $a_o, a_1, \ldots, a_n$ and b_i are solutions of the following linear system:

$$\begin{bmatrix} \ddots & & \iddots & 1 & \cdots & s_1^n \\ & K(|s_i - s_k|) & & \vdots & \ddots & \vdots \\ \iddots & & \ddots & 1 & \cdots & s_I^n \\ 1 & \cdots & 1 & 0 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ s_1^n & s_k^n & s_I^n & 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} b_1 \\ \vdots \\ b_I \\ a_o \\ \vdots \\ a_n \end{Bmatrix} = \left[\begin{array}{c|c|c} P_{11} & .. & P_{1J} \\ \vdots & P_{hk} & \vdots \\ P_{I1} & .. & P_{IJ} \\ 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 \end{array}\right] \tag{5.5}$$

The right side of Eq. (5.5) includes the data points of the J sections considered along the t direction. As a result, a vector $\{b\}$ containing coefficients a_o, a_1, ... , a_n and b_I exists for each section. In compact form Eq. (5.5) can be rearranged as

$$\{b\} = [K_A]^{-1} \cdot [P] \tag{5.6}$$

Similarly, assuming the drift to be polynomial and a generalized covariance $K_b(h)$, where h represents the distance between two parameters, $h = |t - t_j|$, the kriging profile in the s direction can be expressed as

$$P_s(t) = c_o + c_1 t + c_2 t^2 + \ldots + c_m t^m + \sum_{j=1}^{J} d_j \, K_b(|t - t_j|) \tag{5.7}$$

As before, a vector $\{d\}$ containing coefficients c_o, c_1, ... , c_m and d_j exists for each section and is solution of the following expression

$$\{d\} = [K_B]^{-1} \cdot [P] \tag{5.8}$$

where the components of matrix $[K_B]$ are functions of the values of the t parameter at the data points. Combining equations (5.4), (5.6), (5.7) and (5.8) allows to express the kriging equations of the I and J sections in a unique formulation $P(s,t)$. For example, component $E_T(s,t)$ is expressed as

$$E_T(s,t) = \left\{..K_a(|s-s_i|)...\ 1\ s\ ...s^n\right\}_{(1\,x\,(n+1+1))}\ [K_A]^{-1}_{(n+1+1)x(n+1+1)} \begin{bmatrix} E_{T\,ij\,(I\,x\,J)} & 0_{(Jx(m+1))} \\ 0_{((n+1)\,x\,1)} & 0_{((n+1)\,x\,(m+1))} \end{bmatrix}_{(n+1+1)x(m+1+J)} \ ...$$

$$... \qquad [K_B]^{-1}_{(m+1+J)x(m+1+J)}\ \left\{..K_b(|t-t_j|)...\ 1\ t\ ...t^m\right\}^T_{(1\,x\,(m+1+J))}$$

(5.9)

The only differences in the expressions for $\in(s,t)$ and $\in_o(s,t)$, are the matrices containing the data values. All other matrices remain the same. In the particular case considered in this paper, the value of parameter s at the available data points ($i=1,2,...,I$) expresses the ratio between the strain amplitude at point i and the strain amplitude at point I, whereas the value of parameter t at the available data points ($j=1,2,...,J$) expresses the ratio between j and J.

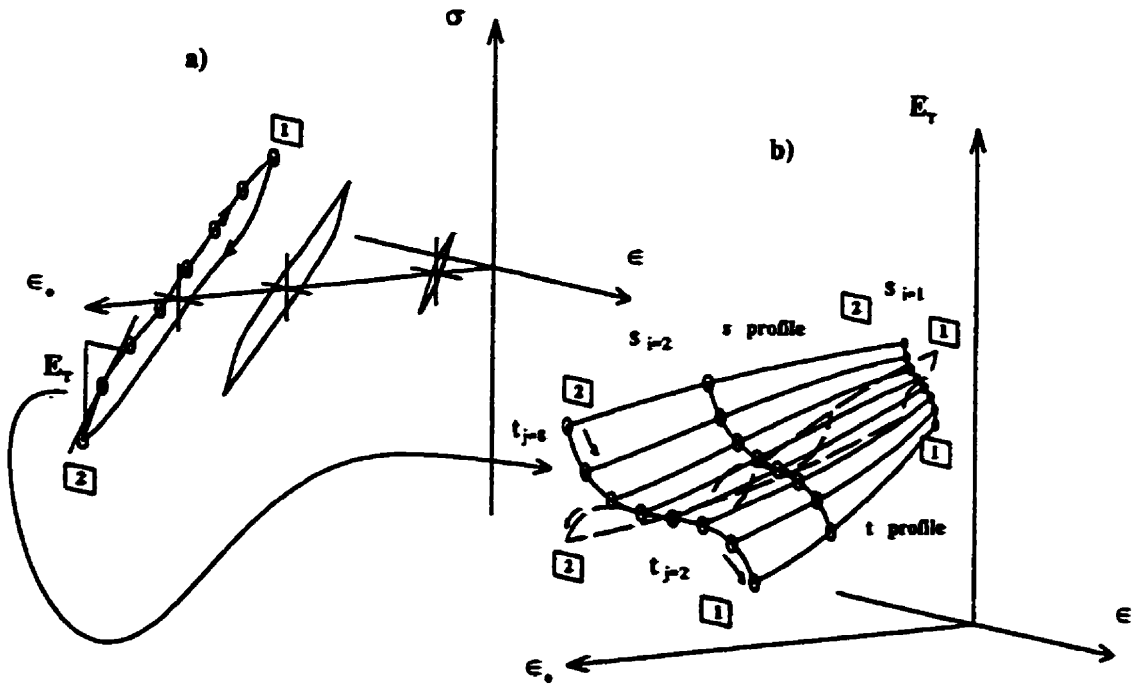


Figure 5.2: Parametric representation of the tangent stiffness as a function of strain and strain amplitude.

5.6 EXPERIMENTAL RESULTS

5.6.1 Hysteresis Loops and Related Parameters (D,Ed,η).

The hysteresis loops determined with the vibration exciter test bench at 260 and 275 Hz are illustrated in Figures 5.3a, 5.3b and 5.3c. Not shown are the results obtained with sample NiTi No.2. Damping in this case is so small that no hysteresis is observable with the naked eye. The hysteresis loops obtained at all other frequencies are not presented because they do not differ much from those of Figure 5.3. The differences between the behaviors at different frequencies is better demonstrated by comparing the hysteresis related parameters (D, E_d, η), as it will be shown shortly, or by comparing the variations of the tangent stiffness along the stress-strain paths, as it will be shown in section 5.6.3.

As expected, the area included in the hysteresis loop is much greater for the MnCu samples than for the NiTi samples. This gives a rapid indication of the difference in damping capacity between the two alloy types under the conditions tested. Looking closely at the MnCu loops, it is seen that with increasing strain amplitudes the hysteresis shape is increasingly "choked" in its central portion. This is also observable for the NiTi No.1 sample although the effect is less accentuated. Also observed from Figures 5.3a, 5.3b and 5.3c is that the hysteresis loops obtained at different strain amplitudes lean in one another and do not simply expand their shape with an increasing strain amplitude. As it will be shown later, even though the loops appear to overlap over certain portions of their stress-strain paths, an analysis of the tangent stiffness confirms that this is not the case.

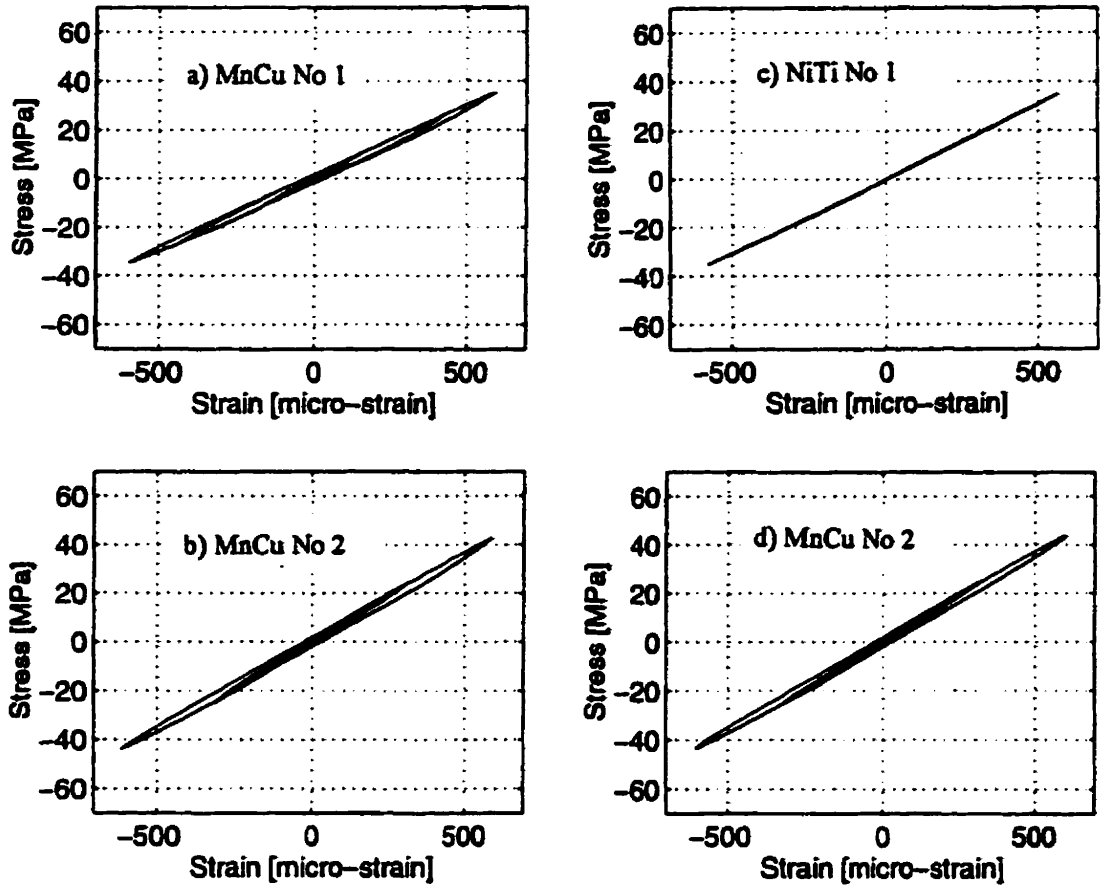


Figure 5.3: Stress-strain hysteresis relationships. Experimental results: a) MnCu No 1 at 260 Hz, ($\epsilon_o = 163$, 439 and $597 \mu\epsilon$); b) MnCu No 2 at 275 Hz ($\epsilon_o = 194$, 325 and $607 \mu\epsilon$); c) NiTi No 1 at 275 Hz ($\epsilon_o = 570 \mu\epsilon$). Equivalent viscous model: d) MnCu No 2 (same conditions as b)). Loading directions are indicated in Figure 5.2.

From the hysteresis loops, the dissipated energy per unit volume per cycle D, the dynamic modulus E_d and the loss factor η are determined as discussed in section 5.2. The variation of these parameters as a function of the strain amplitude and the vibration frequency is illustrated in Figures 5.4a, 5.4b, 5.4c and Figure 5.5. Figure 5.4d gives the temperature increments in the samples resulting from the heat dissipated during the 40 seconds of vibration preceding data acquisition. Tests performed at 2 Hz generated less than 0.1 $^{\circ}C$ temperature increments in the materials. It is seen from Figures 5.4a and 5.4c that the energy dissipated per unit volume per cycle is much greater in the MnCu samples than in the NiTi samples. Comparing the two MnCu samples, the values do not differ by very much even though the loss factors for the samples are very different. In the case of the NiTi specimens, sample No 1, which possesses a very similar chemical composition to sample No 2, dissipates more energy due to the damping mechanism involved: motion of boundaries between martensitic variants (Van Humbeeck et al., 1995). As expected, sample NiTi No 2 dissipates very little energy since it is in the austenitic phase. The dynamic modulus for sample MnCu No 1 roughly decreases by 11 % for strain vibration amplitudes increasing from 200 to 600 $\mu\varepsilon$. For samples MnCu No2 and NiTi No 1, the decrease is about 12% and 2.7% in the same range of strain amplitudes. Sample NiTi No 2 shows no significant decrease in dynamic modulus. The fact that the dynamic modulus is much lower in sample MnCu No 1, while the dissipated energy per unit volume per cycle is roughly the same as that of sample MnCu No 2, explains why the loss factor is much greater in sample MnCu No 1. The variation of the loss factor with respect to strain amplitude is more pronounced for sample MnCu No 1. For both MnCu samples, the curves clearly indicate the presence of a peak loss factor between 300 and 400 $\mu\varepsilon$ strain amplitude. The strain amplitude at which the peak loss factor occurs is frequency dependent and this dependence will be discussed in section 5.6.2. It is noticed however that the peak loss factor for sample MnCu No 2 occurs at greater strain amplitudes. In the case of sample NiTi No 1, the loss factors at different frequencies increase linearly with strain amplitude, whereas sample NiTi No 2 shows no significant variation of loss factor.

As a last observation on the hysteresis loops, it is interesting to compare their shapes with those that would be obtained using an equivalent linear viscous model. This can be achieved assuming the idealized material to have the same dynamic modulus and loss factor as those given in Figures 5.4 and 5.5. An equivalent viscous damping coefficient can then be determined using well known linear relationships. Using the data for sample MnCu No 2, the resulting elliptical hysteresis loops are illustrated in Figure 5.3d for the exact same strain amplitudes reported in Figure 5.3b for the "real" hysteretic behavior. Although the hysteresis loops show some differences in shape at the extremities and in the central portion, the comparison of the tangent stiffnesses along the stress-strain paths in section 5.6.3 will give a better indication of the differences between the "real" material behavior and that of the equivalent viscous model.

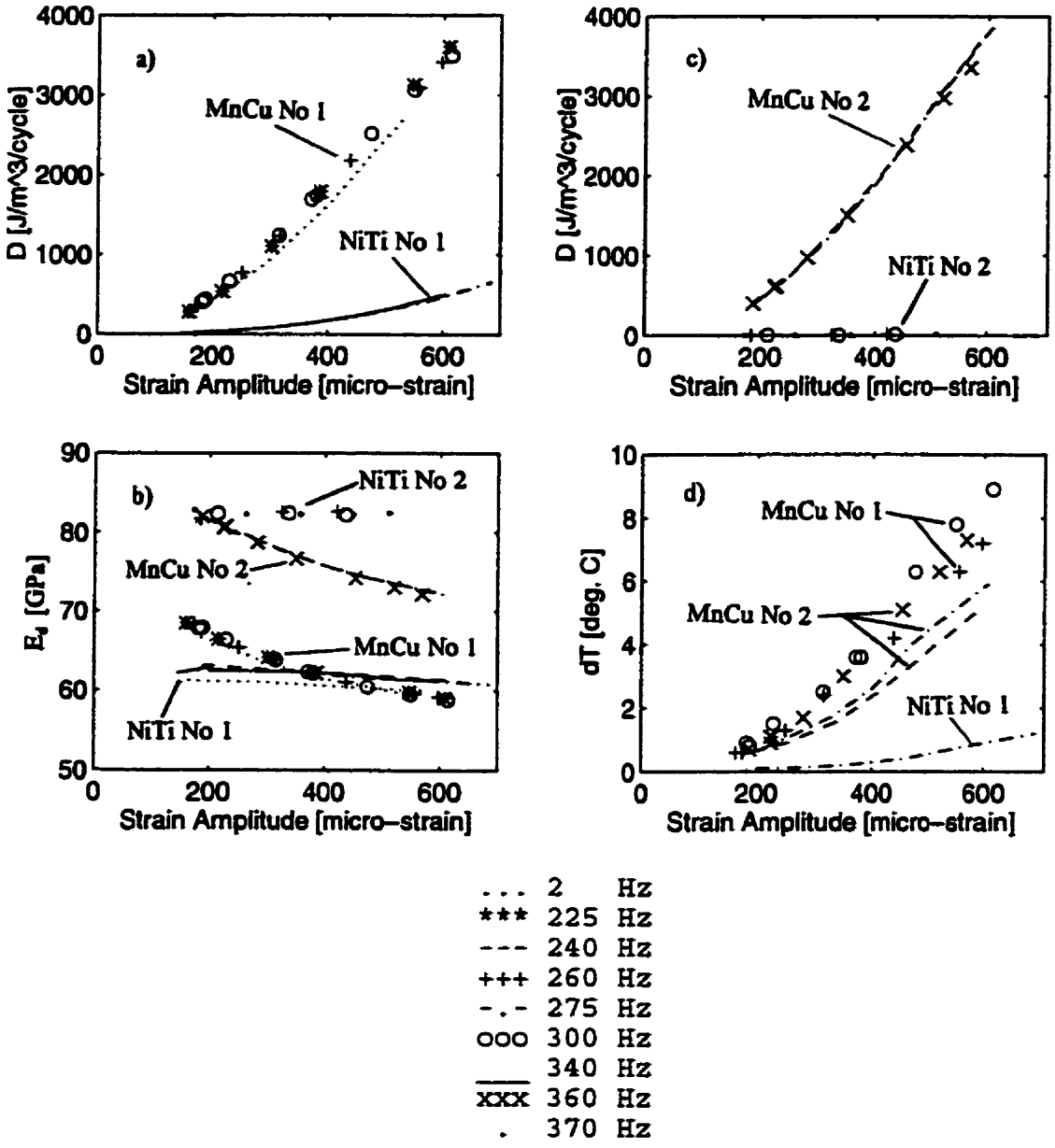


Figure 5.4: Variation of energy dissipated per unit volume per cycle D, dynamic modulus E_d and temperature increments dT with respect to strain amplitude (values determined from hysteresis loops after 40 seconds of vibration).

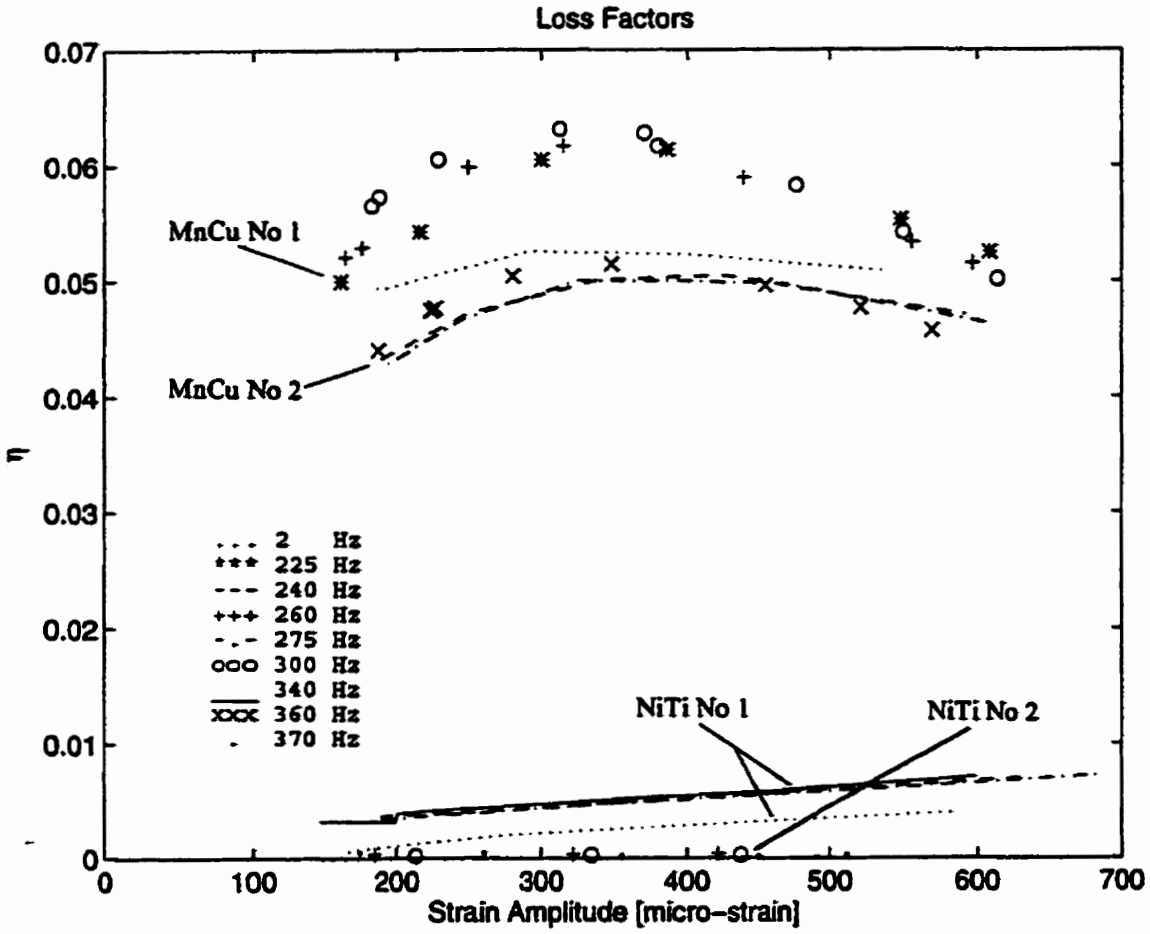


Figure 5.5: Variation of loss factors η with respect to strain amplitude (values determined from hysteresis loops after 40 seconds of vibration).

5.6.2 Loss Factor (η) Vs Frequency, Temperature and Vibration Duration.

Results obtained with all samples, except for the low damping sample NiTi No 2, reveal that the hysteresis loops and related parameters depend on the frequency at which the tests were conducted. In the case of sample NiTi No 1, the loss factors are greater with increasing frequency (up to 50% greater between 2 and 340 Hz at strain amplitude of 200 $\mu\varepsilon$) and increasing strain amplitudes. The increase of temperature during these tests is relatively low and does not appear to have a significant impact on the frequency curve profiles for this sample. For MnCu samples, the results are different. To begin with, the loss factor increases with the strain amplitude in the lower strain amplitude range, reaches a maximum value and decreases in the higher strain amplitude range. The loss factor profiles exhibit a more pronounced peak at higher frequencies, lower frequency curves tending to be flatter. With respect to frequency, loss factors tend to be the same at low strain amplitudes. With increasing strain amplitudes, loss factors are greater with increasing frequency. At strain amplitudes above 400 $\mu\varepsilon$, the loss factors tend to be smaller with increasing frequency. At 350 $\mu\varepsilon$ strain amplitude, the difference in loss factor between tests performed at 2 Hz and 300 Hz reaches a value of 18 % for sample MnCu No 1. At this strain amplitude, the temperature increment during the test at 300 Hz was about 3 $^{\circ}C$, while at 2 Hz it was less than 0.1 $^{\circ}C$. Between frequencies of 240 and 360 Hz, the loss factor difference is 3.5 % for MnCu No2 at 350 $\mu\varepsilon$ strain amplitude.

In order to further investigate the effect of vibration duration and of the consequent temperature increase on the characterization results, a few tests were performed in the medium frequency range with MnCu samples for longer periods of vibration. The variations of the hysteresis parameters (D, E_d, η) with respect to time are shown in Figures 5.6a, 5.6b, 5.6c and the temperature increments as a function of time appear in Figure 5.6d. The MnCu No 1 duration tests were performed on the same day as characterization tests, just after characterization, while the MnCu No 2 duration

tests were performed "cold", that is following a period of several days of inactivity. This explains the small discrepancies between results reported in Figures 5.5 and 5.6 for MnCu No 2 and confirms the importance of the loading history on stress-strain characterization.

At low strain amplitudes (202 με), the loss factor for sample MnCu No 1 at 260 Hz increases slightly with time, reaches a maximum value, and decreases slowly thereafter. For sample MnCu No 2 at 165 με strain amplitude and 360 Hz, the loss factor increases by 1% by the 7 minute mark, and decreases slightly thereafter. The temperature increments after 20 minutes of vibration reach values of 2.7 ° C and 2 ° C respectively in these two tests.

At higher strain amplitudes, the variations are much more important. During the test performed with sample MnCu No 2 at 240 Hz, the strain amplitude was 342 με after 20 seconds of vibration and 331 με after 20 minutes, even though the exciter generated the same base motion throughout the test. This can be explained by the reduction of 1.6% of the dynamic modulus. In fact, the reduction in dynamic modulus causes the resonant frequency to drop, so that even though the loss factor decreased by 10.9% at the 20 minutes mark, the strain amplitude is lower than at the begining of the test because the system's resonant frequency (see Figure 5.2b) is further away from the excitation frequency. Turning now to the temperature increment during this time span, it is seen to increase by 7.2 ° C . During characterization after 40 seconds of vibration (Figure 5.5), the loss factor for sample MnCu No 2 at 240 Hz did not vary by a significant amount (<1%) between the 340 με and 330 με strain amplitudes, and the difference in temperature increments was less than 0.2 ° C . Clearly, the heat generated in the material during the tests, the frequency as well as the vibration duration, all affect the characterization results. However, it is still difficult to quantify in which proportions they do so. To isolate the effects, it would be necessary to control the temperature surrounding the sample in order to compensate for temperature increments due to the energy dissipation within the sample.

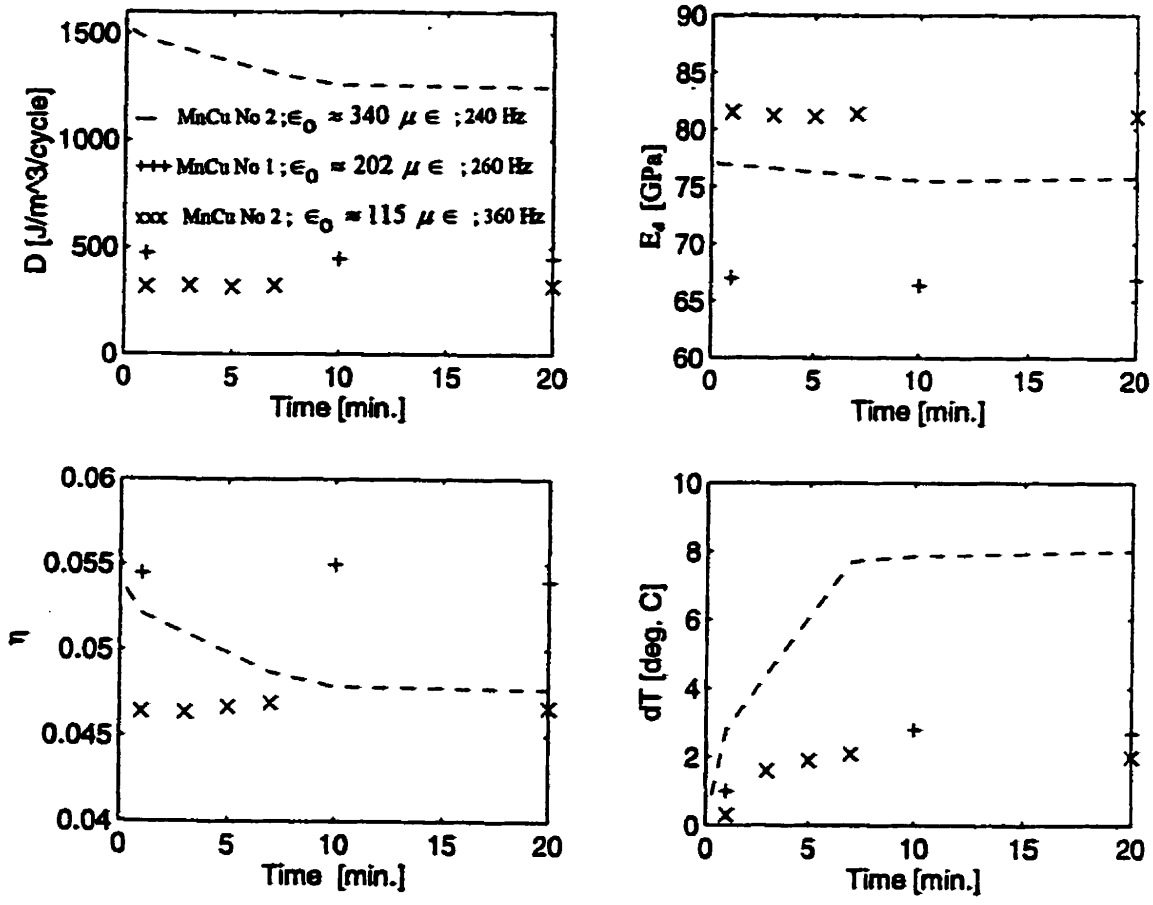


Figure 5.6 : Variation of energy dissipated per unit volume per cycle D, dynamic modulus E_d, loss factors η and temperature increment dT with respect to vibration duration.

5.6.3 Tangent Stiffness Variations Along Stress-Strain Paths

Following the procedure outlined in Section 5.5.2, the variation of the tangent stiffness as a function of strain for different strain amplitudes was first determined by calculating the derivative of fourth order polynomials that best fit the stress-strain hysteresis loops in a least square sense. Two polynomial functions are used per hysteresis loop : one for compression unloading and tension loading, and the other for tension unloading and compression loading. Results obtained at 260 with sample MnCu No1 and at 275 Hz with samples MnCu No2 and NiTi No1 are illustrated in Figures 5.7a, 5.7b and 5.7c. While MnCu and NiTi samples have very different behaviors, samples MnCu No 1 and MnCu No 2 show similar variations of tangent stiffness although the values for MnCu No2 are greater (stiffer material). Figure 5.7d illustrates the variation of the tangent stiffness of the equivalent viscous behavior for sample MnCu No2 (see Figure 5.3d) at the same cyclic strain amplitudes as those reported in Figure 5.7b. The "real" material behavior is seen to be significantly different from the linear viscous model : loading and unloading are not symmetric; tangent stiffness is almost constant in the central portion at high strain amplitudes and does not vary as much near the extremities.

To further compare the various material behaviors, the tangent stiffness curves were interpolated to a common strain amplitude using kriging interpolation, again as outlined in section 5.5.2. Referring to Figure 5.2 and equation (5.9), tangent stiffnesses are interpolated at 500 $\mu\varepsilon$ strain amplitude using second order polynomials to determine the mean behaviors, and cubic covariance ($K(h)=h^3$) for the calculation of the fluctuation terms. We used hysteresis loops obtained at 3 different strain amplitudes and 40 tangent stiffness data points per curve (i.e., I=3 and J=40 in equations 5.4 to 5.9). Results are illustrated in Figure 5.8. Sample NiTi No 2 is not considered here, since its damping is very low.

By superposing the MnCu curves (MnCu No 1 at 300 Hz and MnCu No 2 at 275 Hz), it may be

noted that during unloading, the tangent stiffness in the two samples varies in the same manner with respect to strain, whereas during loading the tangent stiffness does not decrease as much in sample MnCu No 1 at the extremities. In other words, the difference between the loading and unloading tangent stiffness at the loop extremities is greater for sample MnCu No2. The curves obtained at 2 Hz and 300 Hz for MnCu No 1 indicate that in the central portion of the hysteresis loop, the tangent stiffness is greater at low frequency whereas at the extremities, the tangent stiffness is greater at higher frequency. This is also observed with NiTi No 1 at 2 Hz and 275 Hz. For this sample though, the tangent stiffness variations along the stress-strain path are much smaller. Another significant difference with respect to MnCu samples is the fact that during unloading, the tangent stiffness increases as the unloading progresses. Finally, it is seen that the tangent stiffness in all samples tends to be greater when the samples are under tension than when they are under compression.

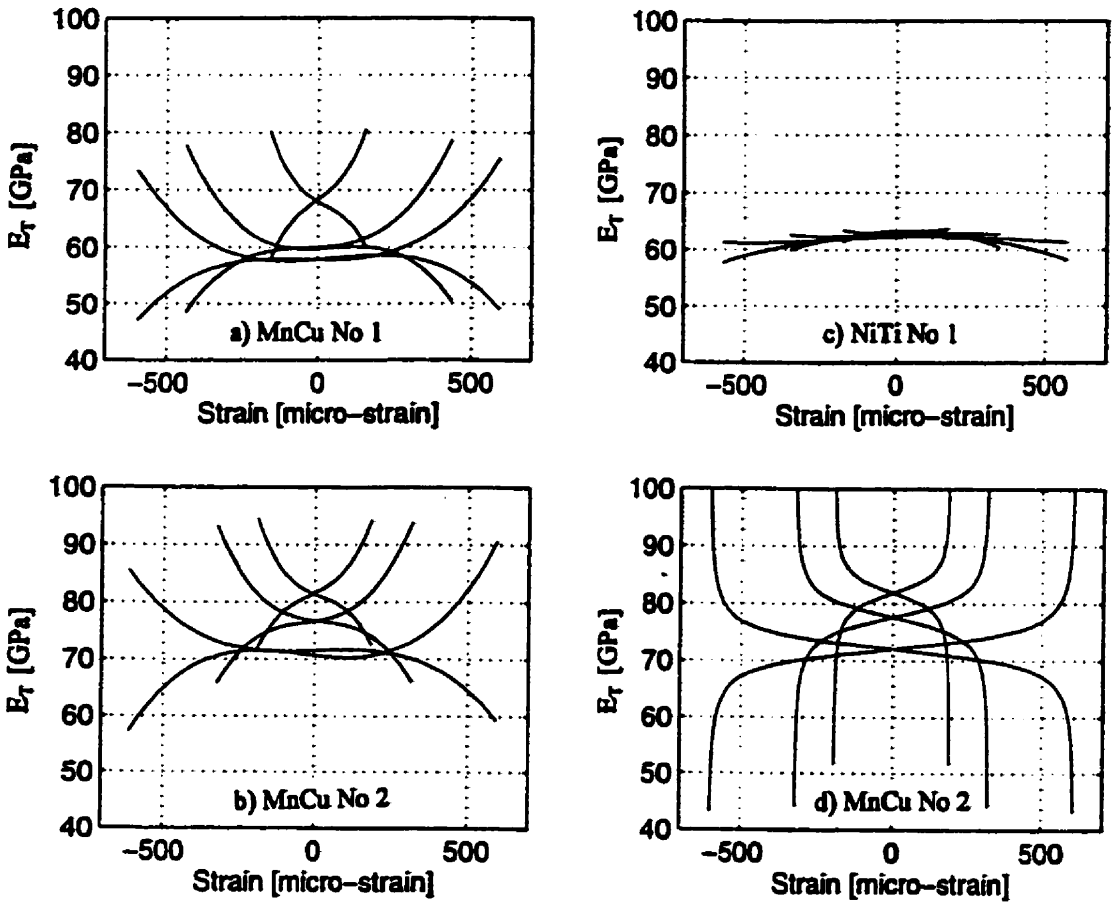


Figure 5.7: Tangent stiffness determined from hysteresis loops: a) MnCu No 1 at 260 Hz; b) MnCu No 2 at 275 Hz; c) NiTi No 1 at 275 Hz. Tangent stiffness resulting from an equivalent viscous model: d) MnCu No 2 at 275 Hz. (Strain amplitudes are the same as those of Figure 5.3; for loading directions see Figure 5.2).

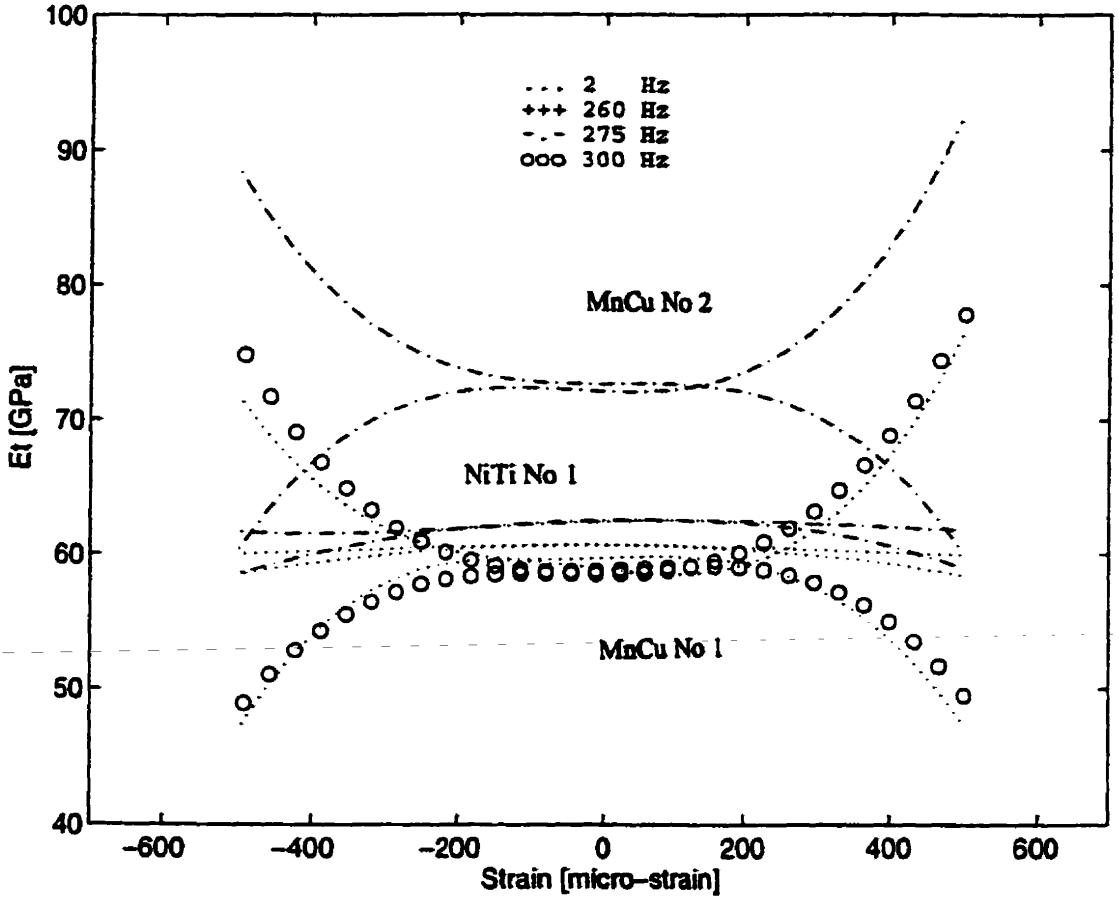


Figure 5.8: Tangent stiffnesses obtained by kriging interpolation (for loading directions see Figure 5.2).

5.7 CONCLUSION

A main point of interest in this study is the elastic and dissipative characterization of MnCu and NiTi alloys by the determination of the stress-strain relations describing the hysteresis in the material subjected to cyclic loading. In particular, this characterization has been performed under uniaxial tension-compression loading at frequencies varying between 2 and 360 Hz and strain amplitudes varying between 200 and 600$\mu\varepsilon$. From these stress-strain relations, we have been able to compute fundamental material parameters, such as the dynamic stiffness, the energy dissipated per unit volume per cycle and the loss factor, in a way that is independent from that used by other researchers.

Another point of interest is the attainment from the stress-strain hysteresis loops of an analytical expression for the tangent stiffness as a function of strain (within the vibration cycle) and strain amplitude. This material model, based on kriging interpolation, has allowed us to illustrate differences in MnCu and NiTi behaviors and to show how these behaviors contrast with that of equivalent linear viscous models.

Based on the results obtained in this paper, future work can be foreseen in three main directions. First, damping mechanisms could be studied within the vibration cycle by considering tangent stiffness variations obtained in this paper together with high speed image scans of martensite variant and grain motions. Second, the simulation of the dynamic response of structures using material models developped in this paper could be verified against experimental analysis. Finally, the error resulting from the use of equivalent viscous damping in the simulation of the dynamic response of structures could be evaluated.

5.8 ACKNOWLEDGEMENTS

The authors wish to thank Spark Ltd (Russia) and V.A.Udovenko from the Institute of Metal Physics (Russia) for supplying the NiTi and MnCu tubular samples respectively. This study was sponsored in part by the National Sciences and Engineering Research Council of Canada (grants OGP 0004207 and OGP 0105515) for which the authors express gratitude.

5.9 REFERENCES

Lyon, R., Spillane, A.F. "The Development of ZA-27 Engine Mountings by Austin Rover", Society of Automotive Engineers, 880290 (1988).

B.J. Lazan: Damping of Materials and Members in Structural Mechanics, Pergamon Press, Oxford, 1968.

I.G. Ritchie, Z-L. Pan: Metallurgical Transactions A, 1991, 22A, pp. 607-616.

E.J. Graesser, F.A. Cozzarelli: Journal of Engineering Mechanics, 1991, 114(11), pp. 2590-2608.

A.V. Srinivasan, D.G. Cutts, L.M. Schetky: Metallurgical Transactions A, 1991, 22A, pp. 623-627.

J. Zhang, R.J. Perez, R.J. Lavernia: Journal of Material Science, 1993, pp. 28:2395-2404.

J. Van Humbeeck, J. Stoiber, L. Delaey and R. Gotthardt: Z. Metallkd., 1995, 86, pp. 176-183.

J.W. Jensen, A.E. Schaneke, D.F. Walsh: U.S. Bureau of Mines Report of Investigation 5853, 1961, pp.1-14.

Y.S. Shin, K.S. Kim, D.D. Dew: The Role of Damping in Vibration and Noise Control, ASME, 1987, pp. 229-237.

V.A. Udovenko: Nuleonika, 1994, 39(3), pp. 149-154.

A.P. Bovsunovsky: Experimental Mechanics, 1996, Vol. 36, pp. 243-250.

I.G. Ritchie, Z.-L. Pan: M3D : Mechanics and mechanisms of material Damping, ASTM STP 1169, V.K. Kinra and A. Wolfenden Eds. Philadelphia, 1992, pp. 142-157.

K. Ito, T. Moroyana, I. Fukumoto: Journal de Physique, Colloque C10, Suppl. au no. 12, 1985, Tome 46, pp. C10 645-648.

V.I. Kolomytsev, V.A. Likhatchev, V.A. Lobodyuk, S.R. Shimanskiy: Fis. Met. Metall., 1988, 65(1), pp. 129-135.

E.J. Graesser, F.A. Cozzarelli: Proceedings of Damping '93, 1993, pp. ECB-1:ECB-20
H.C. Lin, S.K. Wu, M.T. Yeh: Metallurgical Transactions A, 1993, 24A, pp. 2189-2194.

M.C. Piedboeuf, M. Thomas, R. Gauvin: unpublished research, 1998.

R. De Batist: M3D : Mechanics and mechanisms of material Damping, ASTM STP 1169, V.K.

Kinra and A. Wolfenden Eds. Philadelphia, 1992, pp. 45-59.

S. De Santis, G.L. Ostiguy, F. Trochu: unpublished research. 1998.

G. Matheron: Adv. Appl. Prob., 1973, Vol. 5, pp. 439-468.

F. Trochu: Engrg Comput., 1993, Vol. 9, pp. 160-177.

P. Terriault, M.-A. Meunier, F. Trochu: Journal of Intelligent Material Systems and Structures, 1997, Vol. 8, pp. 606-618.

F. Trochu, P. Terriault: Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1998, Vol 151, pp. 545-558.

CONCLUSION

Le travail de recherche effectué dans le cadre de cette thèse s'est articulé autour des trois axes suivants : la validation, par voie à la fois théorique et expérimentale, de l'efficacité de transposer dans le contexte des composites à fibres AMF une technique de caractérisation qui a été récemment développée pour les matériaux composites à fibres traditionnelles; le développement d'un banc d'essai pour la caractérisation de métaux à amortissement élevé ; la caractérisation et la modélisation du comportement hystérétique d'alliages métalliques MnCu et NiTi. Nos efforts ont été précédés par une étude de l'état de l'art concernant ces trois axes avec identification des problèmes, résulats disponibles et techniques de solutions existantes.

Pour valider la transposition dans le contexte des composites à fibres AMF d'une technique de caractérisation développée pour les matériaux composites à fibres traditionnelles, nous avons considéré des plaques minces à matrice polymérique (résine d'époxy) et des renforts AMF de Cu-Zn-Al. Le stade primaire des recherches sur ce type de composite n'a pas permis une étude du matériau lors de l'activation (par courant électrique) des fibres. Nous avons donc fait appel à des compositions chimiques légèrement différentes et à des traitements thermiques appropriés de façon à obtenir des fibres soit en phase austénitique, soit en phase martensitique, à température ambiante. Ceci a permis en quelque sorte de simuler artificiellement les conditions d'activation puisque les deux types de fibres, quoique très similaires, ont des propriétés élastiques et dissipatives différentes. Nous avons employé une technique macromécanique développée récemment dans la littérature pour déterminer les rigidités complexes en flexion de composites renforcé de fibres traditionnelles (verre, carbone, kevlar, etc.). Les résultats de caractérisation ont plutôt bien répondu à nos attentes et ont été validés en calculant les paramètres modaux de structures composites-AMF à l'aide de la méthode des éléments finis basée sur le principe de l'énergie modale de déformation et en comparant les valeurs calculées à celles déterminées à l'aide d'une analyse modale expérimentale sur des structures réelles. Pour des plaques rectangulaires

encastrées sur un côté, les trois premières fréquences naturelles calculées ont surestimé de 3,6% les valeurs obtenues par analyse modale expérimentale alors que les amortissements modaux calculés ont résulté en une sous-estimation de 39%. Dans le cas de plaques triangulaires encastrées sur un côté, les trois premières fréquences naturelles calculées ont surestimé les valeurs modales expérimentales de 5,8%, alors que les amortissements modaux calculés ont sous-estimé les valeurs modales expérimentales de 37%. De toute évidence, la caractérisation du comportement élastique est bien plus réussie que celle du comportement amortissant. Malgré les erreurs en valeurs absolues, il est quand même satisfaisant de constater que l'estimation des amortissements modaux reproduit de façon cohérente la variation d'un mode à un autre tel que déterminé expérimentalement.

Cette première étape de recherche nous permet de conclure que la méthode de caractérisation macromécanique utilisée pour les composites AMF, mais développée pour les composites à fibres traditionnelles, donne des résultats satisfaisants. Cependant, la caractérisation de type macromécanique n'est pas pratique pour l'optimisation des paramètres géométriques du composite tels l'espacement, le diamètre et l'orientation des fibres. Une caractérisation macro mécanique nécessite en effet la fabrication d'échantillons avec toutes les combinaisons envisageables pour ces paramètres. Les méthodes micromécaniques seraient plus appropriées pour optimiser la géométrie du composite puisqu'elles se basent sur les caractéristiques des constituants du matériau qui, une fois déterminées, permettent de prévoir les rigidités complexes de composites quelconques. Cependant, il faut s'attendre avec une telle méthode à obtenir une caractérisation du composite moins précise puisque tous les effets d'interaction entre les constituants ne peuvent être modélisés. C'est en recherchant des données de caractérisation de AMF que nous nous sommes aperçu de leur faible disponibilité et que nous avons concentré nos efforts sur le développement d'un banc d'essai approprié à cette caractérisation.

Le principal élément innovateur de cette thèse a été le développement et la validation d'un banc

d'essai pour la détermination des hystérésis contrainte-déformation dans les métaux à amortissement élevé (incluant les AMF). Le chargement est uniforme en tension-compression et sa fréquence peut varier entre 200 et 500 Hz. L'amplitude de déformation générée dans le matériau peut être ajustée dans un intervalle allant de 200 et 700 $\mu\varepsilon$. Le banc d'essai consiste en un échantillon sous forme de tube dont une extrémité est fixée à un excitateur de vibration et l'autre à une masse de façon à pouvoir soumettre l'échantillon à des vibrations longitudinales. Des mesures temporelles provenant de deux accéléromètres et de deux jauges de déformations suffisent pour déterminer l'hystérésis contrainte-déformation du matériau à l'aide d'un modèle discrétisé du système.

Nous avons fait usage de ce banc d'essai pour déterminer les courbes d'hystérésis de deux échantillons de manganèse-cuivre (MnCu), deux échantillons de nickel-titane (NiTi) et un échantillon de cuivre (Cu) (N.B. ce dernier a été utilisé pour la calibration seulement). A partir des courbes d'hystérésis, nous avons pu déterminer les modules d'élasticité dynamique et les facteurs de perte. Il a été difficile de valider le banc d'essai en comparant ces résultats avec ceux obtenus dans la littérature puisque ces derniers ne sont pas obtenus pour des conditions de chargement uniformes (d'où la raison d'être de cette étape de la recherche). Dans tous les cas cependant, l'ordre de grandeur de ces paramètres était le même. D'autre part, les essais effectués avec un échantillon à amortissement faible (NiTi en phase austénitique) ont démontré que le banc d'essai était suffisamment sensible pour déterminer des facteurs de perte de l'ordre de $0.25 \bullet 10^{-3}$ malgré une fiabilité de $\pm 0.2 \bullet 10^{-3}$. Dans le cas d'échantillons à amortissement élevé (MnCu ; $\eta > 40 \bullet 10^{-3}$), des essais effectués avec la même amplitude de déformation mais séparés dans le temps par d'autres essais effectués avec amplitudes plus élevées, ont résulté en des variations du facteur de perte inférieures à $0.2 \bullet 10^{-3}$.

Les principales difficultés rencontrées avec le banc d'essai concernent les effets de température sur la mesure de la déformation, le délai électronique entre les signaux acquis et enfin le

comportement non-stationnaire de certains matériaux. Pour compenser les déformations thermiques observées dans les jauges au moment de l'acquisition des données, les déformations résiduelles sont mesurées immédiatement après l'acquisition des données en stoppant l'excitation. Ces déformations résiduelles, qui sont causées par le chauffage et par des coefficients d'expansion thermique différents entre les jauges et l'échantillon, sont soustraites des déformations globales mesurées et le résultat est considéré comme étant la déformation mécanique. Dans le cas du délai électronique, nous avons effectué des tests simples pour son évaluation ($2.95 \cdot 10^{-6}$ sec), mais n'avons pas tenu compte de sa variation en fonction de la fréquence et de l'amplitude des signaux. Enfin, comme il a déjà été reconnu dans la littérature, certains métaux à amortissement élevé, comme le MnCu, ont un comportement qui varie avec la durée de vibration. Ceci complique de façon significative la caractérisation, mais ne met pas en cause le banc d'essai en soi. Pour ce cas, nous avons proposé un protocole d'essai particulier, mais il faudrait éventuellement établir des standards pour que différents auteurs puissent comparer leurs résultats avec précision.

Une importante particularité des courbes d'hystérésis obtenues pour les échantillons de MnCu et de NiTi concerne la partie centrale. Celle-ci démontre un effet d'étranglement, c'est-à-dire que l'épaisseur de la boucle n'est pas maximale dans le voisinage de l'origine. Il est aussi observé que ces boucles d'hystérésis ont tendance à s'imbriquer les unes dans les autres pour des amplitudes de déformation croissantes en suivant les chemins de chargement positif et négatif (et non ceux du déchargement positif et négatif). Ces deux observations semblent contraires à ce que plusieurs auteurs suggèrent pour modéliser l'hystérésis dans les métaux. Une autre particularité de ces courbes est que le module dynamique varie de façon significative avec l'amplitude de déformation. Par exemple, ce module diminue de 11 % et de 12 % pour les échantillons MnCu No 1 et MnCu No 2 respectivement lorsque l'amplitude de déformation augmente de 200 à 600 $\mu\varepsilon$. La variation est moins importante pour l'échantillon NiTi No 1 (phase martensitique) : 2,7 %. Cette variation du module dynamique a un impact important sur le calcul du facteur de perte. Il arrive souvent dans la littérature de déterminer le facteur de perte en utilisant un module de rigidité statique, ce qui

donne des résultats différents tout en portant à confusion. Dans les résultats présentés dans cette thèse, nous trouvons que le facteur de perte en fonction de l'amplitude de déformation passe par un maximum dans le cas des échantilons MnCu alors qu'il augmente presque linéairement dans le cas du NiTi.

Les courbes d'hystérésis contrainte-déformation nous ont aussi permis d'analyser et de modéliser la variation du module tangent au cours du cycle de vibration. Pour ce faire, nous avons d'abord exprimé la contrainte en fonction de la déformation à l'aide de fonctions polynômiales. La boucle d'hystérésis a cependant été séparée en deux, soit une courbe pour le déchargement en compression et le chargement en tension, et une deuxième courbe pour le déchargement en tension et le chargement en compression. Ensuite, nous avons dérivé ces fonctions polynômiales par rapport à la déformation pour obtenir une expression analytique du module tangent en fonction de la déformation. À l'aide d'un nombre fini de points interpolés pour différentes amplitudes de déformation à une même fréquence, nous avons développé un modèle général d'interpolation basé sur le krigeage dual. Ce modèle a entre autres permis de déterminer le module tangent en tout point du cycle à des amplitudes de déformation quelconques et donc de comparer le comportement des différents matériaux.

L'étude de la variation du module tangent a permis de faire plusieurs observations intéressantes qui ne sont pas directement observables sur les courbes d'hystérésis. Tout d'abord, la variation n'est pas du tout similaire à ce qui est suggéré par les modèles linéaires visqueux, et ce pour les deux types de matériaux testés : le comportement réel lors du chargement n'est pas symétrique au comportement lors du déchargement ; le module tangent est presque constant dans la portion centrale de la boucle d'hystérésis à des amplitudes de déformation élevées et le module tangent ne varie pas autant aux extrémités de ces boucles. Ensuite, cette variation du module tangent est très différente d'un matériau à l'autre. Les MnCu étant des matériaux plus amortissants que les NiTi, la variation du module tangent est beaucoup plus importante le long de la courbe d'hystérésis.

Pour les MnCu, la variation est plus importante lors du déchargement plutôt que lors du chargement alors que le contraire se produit pour l'échantillon NiTi en phase martensitique. Le module tangent de ce dernier est plus faible aux extrémités de la boucle d'hystérésis par rapport à celui observé dans la portion centrale. Il a aussi été observé que le module tangent aux extrémités de la boucle a tendance à être plus élevé en tension qu'en compression. Enfin, des essais de longue durée ainsi qu'à basse fréquence ont démontré que la durée, la fréquence et la température du chargement ont toutes une influence sur les courbes d'hystérésis. Il n'a cependant pas été possible de quantifier la contribution exacte de chacun de ces paramètres.

Malgré les efforts déployés à améliorer les techniques de caractérisation de composites renforcés de fibres AMF et de métaux à amortissement élevé, beaucoup de travail reste inachevé. Du côté des composites renforcés de fibres AMF, nous avons validé l'usage d'une technique de caractérisation développée pour les composites traditionnels à partir de prédictions numériques et d'essais expérimentaux avec des plaques triangulaires et rectangulaires encastrées. Il serait maintenant intéressant de valider les simulations avec des structures et des chargements plus complexes et donc plus représentatifs de situations pratiques. D'autre part, il faudrait adapter la technique de caractérisation pour caractériser les échantillons lors de l'activation des fibres. Ceci comporte quelques problèmes puisque le banc d'essai utilisé est basé sur des mesures de vibrations alors que les échantillons sont suspendus (conditions aux frontières libres). Il serait donc difficile d'activer les fibres sans exercer de contact avec l'échantillon et ainsi modifier les propriétés élastiques et dissipatives au niveau de la structure. Il faudrait peut être envisager de modifier la technique de caractérisation de façon à caractériser le matériau en utilisant des échantillons encastrés de façon à faciliter l'activation des fibres. Une autre façon d'aborder ce problème consiste à caractériser les AMF seuls à l'aide du banc d'essai proposé dans cette thèse et de développer une technique micromécanique pour estimer les rigidités complexes de composites. Dans ce cas, les modifications au banc d'essai seraient plus simples à effectuer. Cependant, la caractérisation de l'interphase fibre-matrice demeure problématique.

Suite au développement du banc d'essai pour la caractérisation des métaux à amortissement élevé, plusieurs aspects méritent des recherches plus approfondies. Tout d'abord, il faudrait réviser l'évaluation du délai électronique entre les chaînes de mesures de déformation et d'accélération. Cet aspect à lui seul constitue la principale source d'erreur dans la caractérisation des hystérésis contrainte-déformation. Un autre point important est d'effectuer des essais avec des échantillons de dimensions différentes de façon à élargir la bande de fréquence et d'amplitude de déformation lors de la caractérisation. D'autre part, il serait souhaitable d'éliminer la contrainte initiale dans le matériau causée par la masse fixée à l'échantillon (on pourrait envisager de pivoter l'excitateur de vibration de 90 degrés). Enfin, l'ajout d'un équipement approprié pour contrôler la température de l'échantillon est primordiale pour établir des bases de données utiles aux ingénieurs de conception.

Pour modéliser le comportement dynamique non linéaire de métaux à amortissement élevé, nous avons développé un modèle de matériau basé sur le krigeage dual. Une autre voie à explorer consiste à développer un modèle de comportement contrainte-déformation du matériau qui ne ferait pas intervenir l'amplitude de déformation mais seulement la déformation et le taux de déformation. Quel que soit le modèle de matériau envisagé, la simulation numérique du comportement vibratoire de structures complexes serait de grande importance, d'une part pour valider la caractérisation et d'autre part pour déterminer à quel point l'usage des hystérésis réelles donne des résultats différents de ceux obtenus avec des modèles linéaires visqueux équivalents. Il est à prévoir que la convergence numérique sera difficile à atteindre considérant les hystérésis réelles puisque celles-ci sont différentes selon l'amplitude de déformation et que les amplitudes de déformation dans la structure sont inconnues au départ.

RÉFÉRENCES

ACOUSTICAL SOCIETY OF AMERICA STANDARD. ASA STD 6-1976. Nomenclature for Specifying Damping Properties of Materials.

ANDERS, W.S., ROGERS, C.A. and C.R. FULLER, C.R.. (1992). Vibration and low fequency acoustic analysis of piecewise-activated adaptive composite panels. Journal of Composite Materials. 26(1):103-120.

AUDENINO, A.L., ZANETTI, E.M., CALDERALE, P.M. (1997). Assessment of Internal Damping in Uniaxially Stressed Metals: Exponential and Autoregressive Methods. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control. 120(June):177-184.

AYORINDE, E.O., and GIBSON, R.F. (1992). Optimized six-mode Rayleigh formulation for determination of elastic constants of orthotropic composites materials from plate resonance sata. Vibro-Acoustic Characterization of Materials and Structures. NCA-Vol. 14, ASME, 167-177.

BAZ, A., TAMPE, L. (1989). Active control of buckling of flexible beams. ASME Design Technical Conf. 8th; Failure Prevention and ., Vol. 1, 211-218.

BAZ, A., POH, S., RO, J., MUTUA, M., GILHEANY, J. (1992). Active control of Nitinol-reinforced composite beam. Intelligent Structural Systems. Kluwer Academic Publishers, printed in the Netherlands. 169-212.

BERTHELOT, J.M., (1992). Matériaux Composites. Masson.

BIDAUX, J.E., BATAILLARD, L., MANSON, J.A., GOTTHARDT, R. (1993). Phase

transformation behavior of thin shape memory alloy wires embedded in a polymer matrix composite. Journal de Physique, Colloque C7, Suppl. au j. de Phys. III, Vol.3, 561-564.

BOVSUNOVSKY, A.P. (1996). Application of the Strain-Phase-Shift Method for the Determination of Damping in Metals. Experimental Mechanics. 36(3):243-250.

BOVSUNOVSKY, A.P., KRATKO. A.G. (1998). The Shape of Mechanical Hysteresis Loops for Metals Under Harmonic Loading. Journal of Testing and Evaluation. Vol. 26., No. 1., 31-37.

CHATURVEDI, S.K., TZENG, G.Y. (1991). Micromechanical modeling of material damping in discontinuous fiber three-phase polymer composites. Composites Engineering, Vol. 1, No. 1, 49-60.

CHRISTENSEN, R.M. (1979). Mechanics of Composite Materials. John Wiley and Sons.

CHRISTIAN, J.W. (1981). Deformation by moving interfaces. Metallurgical Transactions A, Vol. 13A, 509-538.

CRANE, R.M., GILLESPIE, JR. J.W., (1992). Analytical model for the prediction of the damping loss factor of composite materials. Polymer Composites, Vol. 13, No. 3. 179-190.

DEBATIST, R. (1992). Mechanical energy dissipation related with martensitic transformation processes. M^3D : Mechanics and Mechanisms of Material Damping, ASTM STP 1169, V.K. Kinra and A. Wolfenden, Eds, 45-59.

DEJONGHE, W., DEBATIST, R., DELAEY, L. (1976). Factors affecting the internal friction peak due to thermoelastic martensitic transformation. Scripta Metallica, Vol. 10, 1125-1128.

DE JONGHE, W., DELAEY, L., DE BATIST, R., VAN HUMBEECK, J. (1977). Temperature and amplitude dependence of internal friction in Cu-Zn-Al alloys. Metal Science, November 1977, 523-530.

De VISSCHER, J. (1995). Identification of the Complex Stiffness Matrix of Orthotropic Materials by a Mixed Numerical Experimental Method. Ph.D. Thesis. VUB, Brussels, Belgium.

DeWILDE, W.P., Sol, H., Van Tomme, J., BOSSELAERS, R. and DeVISSCHER, J. (1989). Caractérisation mécanique de Composites, Pluralis, 195-206.

FLOTOW, A.H., VOS, D.W. (1991). The need for passive damping in feedback controlled flexible structures. Proceedings of Damping '91, GBB-1 - GBB11.

FURUYA, Y., SASAKI, A., TAYA, M., (1993). Enhanced mechanical properties of TiNi shape memory fiber/Al matrix composite. Materials Transactions, Vol. 34, No. 3, 224-227.

GERALD, C.F., WHEATLY, P.O. (1985). Applied Numerical Analysis. Addison Wesley, Menlo Park, California.

GIBSON, R.F., HWANG, S.J., KWAK, H. (1991). Micromechanical modeling of damping in composites including interphase effects. Proceedings of the 36th International SAMPE Symposium, San Diego, CA, 36:592-606, Society for Advancement of Materials and Process Engineering.

GOLOVIN, IGOR S. (1994). Mechanism of damping capacity of high-chromium steels and α-Fe and its dependance on some external factors. Metallurgical and Materials Transactions A, Vol. 25A, 111-124.

25A, 111-124.

GRAESSER, E.J., COZZARELLI, F.A. (1991). Shape memory alloys as new materials for aseismic isolation. Journal of Engineering Mechanics, Vol. 117, No. 11, 2690-2608.

GRAESSER, E.J., COZZARELLI, F.A. (1993). Fully cyclic hysteresis of a Ni-Ti shape memory alloy. Proceedings of Damping '93. pp. ECB-1:ECB-20

GREMAUD, D., BIDAUX, J.E., BENOIT, W. (1987). Etude à basse fréquence des pics de frottement intérieur associés à une transition de phase du 1er ordre. Helvetica Physica Acta, Vol. 60, 947-958.

HASHIN, Z. (1970). Complex moduli of viscoelastic composites-I. General theory and application to particulate composites. Int. J. of Solids Structures, Vol. 6, 539-552.

HODGSON, D.E. (1993). Energy absorption due to cyclic deformation of shape memory alloys. Proceedings of Damping '93, BAA-1 - BAA-9.

ITO, K., MOROYANA, T., FUKUMOTO, I. (1985). Effects of Ageing on Damping Capacity of TiNi Alloys, Journal de Physique, Colloque C10, Suppl. au no. 12, Tome 46:C10 645-648.

JEE, K.K., JANG, W.Y., BAIK, S.H., SHIN, M.C., CHOI, C.S. (1997). Damping Capacity in Fe-Mn Based Alloys. Scripta Materialia. 37(7):943-948.

J.W. JENSEN, J.W., SCHANEKE, A.E., WALSH, D.F. (1961). Fatigue properties of manganese-copper damping alloys. U.S. Bureau of Mines Report of Investigation 5853. pp. 1-14.

JIANIAN, G., JIWEN, F., ZIXIAO, W. (1985). Martensitic transformation in CuZnAl alloys. Journal de Physique Colloque C10, Tome 46, C10-629 - C10-632.

JOHNSON, C., KIENHOLZ, D., and ROGERS, L. (1981). Finite element prediction of damping in beams with constrained viscoelastic layers. Shock and Vibration Bulletin, 51(1):71-81.

JONES, D.I.G., PARIN, M.L. (1972). Technique for measuring damping properties of thin viscoelastic layers. Journal of Sound and Vibration. 24(2):201-210.

KINRA, V.K., WREN, G.G. (1992). Axial Damping in Metal-matrix Composites. I:A New Technique for Measuring Phase Difference to 10^{-4} Radians. Experimental Mechanics. June: 163-171 (1992).

KINRA, V.K., WOLFENDEN, A. (1992). Eds. M ^{3}D Mechanics and mechanisms for material damping. ASTM STP 1169, American Society for Testing and Materials, Philadelphia. pp. 45-59.

KOLOMYTSEV, V.I., LIKHATCHEV, V.A., LOBODYUK, V.A., SHIMANSKIY, S.R. (1988). Influence of Composition and Heat Treatment on Value of Internal Friction in TiNi Alloys. Fiz. Metal. Metalloved., 65(1):141-146.

LAZAN, B.J. (1968). Damping of Materials and Members in Structural Mechanics. Pergamon, New York.

LESIEUTRE, G.A. (1994). On the consistency of complex moduli for transversely isotropic viscoelastic materials. Journal of Composite Materials, Vol. 28, No. 5, 382-391.

LIANG, C., JIA, J., ROGERS, C.A. (1989). Behavior of shape memory alloy reinforced composite plates Part II: results. Proc. of the 30th Structures, Struct. Dynamics and Mat. Conf., Apr. 3-5, Mobile, Al., 1504-1513.

LIANG, C., ROGERS, C.A. (1990). Behavior of shape memory alloy actuators embedded in composites. ICCM Proceedings of the 8th International Conference on Composite Materials.

LIN, H.C., WU, S.K. YEH, M.T. (1993). Damping characteristics of TiNi shape memory alloys. Metallurgical Transactions A, Vol. 24A, 2189-2194.

LYON, R., SPILLANE, A.F. (1988). The Development of ZA-27 Engine Mountings by Austin Rover. Society of Automotive Engineers, 880290.

MATHERON, G. (1973). The intrinsic random functions and their applications. Adv. Appl. Prob. Vol. 5, pp. 439-468.

McINTYRE, M.E., WOODHOUSE, J. (1988). On measuring the elastic and damping constants of orthotropic sheet materials. Acta Metall., Vol. 36, No. 6, 1397-1416.

MEIROVITCH, L. (1967). Analytical methods in Vibrations. The Macmillan Company, New York.

MORGENTHALER, D.R. (1987). Design and analysis of passively damped large space structures. The Role of Damping in Vibration and Noise, DE-Vol. 5, 1-8.

MORIN, M., HAOURIKI, M., GUENIN, G. (1987). Study of the CuZnAl martensite aging by internal friction measurements. Journal de Physique Colloque C8, Tome 48, C8-567-C8-572.

NASHIF, A.D., JONES,D., HENDERSON, J.P., (1985). Vibration Damping, John Wiley and Sons.

NASHIF, A.D., LEWIS, T.M. (1991). Data Base of the Dynamic Properties of Materials. Proceedings of Damping '91. DBB 1-16 1991.

NI, R.G., ADAMS, R.D. (1984). A rational method for obtaining the dynamic mechanical properties of laminae for predicting the stiffness and damping of laminated plates and beams. Composites, july 1984, 193-199.

OSTIGUY, G.L., EVAN-IWANOWSKI, R.M. (1992). The evaluation of the complex Young's modulus of linear viscoelastic solids. Vibro-Acoustic Characterization of Materials and Structures, NCA-Vol. 14, ASME, 57-62.

PIEDBOEUF. M.C. (1997). Étude de fibres NiTi superélastiques et mise en forme d'un composite avec ces fibres. Thèse de PH.D. École Polytechnique de Montréal.

POMERLEAU, E. (1994). Caractérisation sous impact de matériaux composites renforcés par des alliages à mémoire de forme. Mémoire de Maîtrise. Ecole Polytechnique de Montréal.

RITCHIE, I.G., PAN, Z.L., GOODWIN, F.E. (1991). Characterization of the damping properties of die-cast zinc-aluminum alloys. Metallurgical Transactions A, Vol 22A, 617-622.

RITCHIE, I.G., PAN, Z.L., (1991). High damping metals and alloys. Metallurgical Transactions A, Vol 22A, 607-616.

RITCHIE, I.G., PAN, Z.-L. (1992). Characterization of the damping properties of high damping

alloys. M3D : Mechanics and mechanisms of material Damping, ASTM STP 1169, V.K. Kinra and A. Wolfenden Eds. Philadelphia. pp. 142-157.

RO, J. BAZ, A. (1995). Composites Engineering, 5(1):91-106

ROGERS, C.A. (1990). Active vibration and structural acoustic control of shape memory alloy hybrid composites : experimental results. Int. Congress on Recent Dev. in Air-and-Struct.-Borne Sound and Vibration, Proceedings, Vol. 2, 695-707.

ROGERS, C.A. LIANG, C. JIA, J. (1991). Structural modification of simply-supported laminated plates using embedded shape memory alloy fibers. Composite Structures, 38(5,6):569-580.

ROGERS, C.A. LIANG, C. BARKER, D.K. 1988. Dynamic control concepts using shape memory alloy reinforced plates. Smart Materials, Structures and Mathematical Issues, sept. 15-16, Virginia. 39-62.

SARAVANOS, D.A. (1993). Damping analysis for thick composite laminates and structures. Procedings of Damping '93. Wright-Paterson AFB, OH, paper GCB.

SCHETKY, L. McD., MING WU, (1991). The properties and processing of shape memory alloys for use as actuators in intelligent composite materials. Smart Structures and Materials, ASME 1991, AD-Vol. 24, AMD-Vol. 123, p.65-71.

SHIN, Y.S., KIM, K.S., DEW, D.D. (1987). Strain Dependent Damping Characteristics of a High Damping Manganese-Copper Alloy. The Role of Damping in Vibration and Noise Control. ASME. 229:237.

SOL, H. (1986). Identification of Anisotropic Plate Rigidities Using Free Vibration Data. Ph.D. Thesis. VUB, Belgium.

SRINIVASAN, A.V., CUTTS, D.G., SCHETKY, L.M. (1991). Thermal and mechanical considerations in using shape memory alloys to control vibrations in flexible structures. Metallurgical Transactions, Vol. 22A, 623-627.

STOIBER, J., BIDAUX, J.E., GOTTHARDT, R. (1991). Internal friction study of stress-induced martensitic transformation in Cu-Zn-Al shape memory alloys. Journal de Physique, Colloque C4, Vol. 1, C4-253-C4-258.

STOIBER, J., VAN HUMBEECK, J., GOTTHARDT, R. (1992). On the stability of the high damping peak during the forward and reverse martensitic transformation in shape memory alloys. M^3D : Mechanics and Mechanisms of Material Damping, ASTM STP, 1169, V.K. Kinra and A. Wolfenden, Eds, 174-190.

STOIBER, J., BIDAUX, J.E., GOTTHARDT, R. (1991). Internal friction study of stress induced martensitic transformation in Cu-Zn-Al shape memory alloys. Journal de Physique, Colloque C4, Suppl. au J. Physique III, Vol.1, 253-258.

SUN, C.T., Lu, Y.P. (1995). Vibration Damping of Structural Elements. Prentice Hall.

SUN, C.T., WU, J.K., GIBSON, R.F. (1987). Prediction of material damping of laminated polymer matrix composites. Journal of Material Science, No. 22, 1006-1012.

TERRIAULT, P., MEUNIER, M.-A., TROCHU, F. (1997). Application of dual kriging to the

construction of a general phenomenological material law for shape memory alloys. Journal of Intelligent Material Systems and Structures. Vol. 8, pp. 606-618.

THOMSON, W.T., (1988). Theory of Vibration with Applications, Prentice Hall.

TOKITA, Y., OKUMARA, H. (1991). The Society of Damping Technology in Japan and Activities. Proceedings of Damping '91. AAC 1-16.

TROCHU, F. (1993). A contouring program based on dual kriging interpolation. Engrg Comput. Vol. 9, pp. 160-177.

TROCHU, F., TERRIAULT, P. (1998). Nonlinear modelling of hysteretic material laws by dual kriginig ans application. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol 151, pp. 545-558.

TROSCHENKO, V.T., BALYBERDIN, V.S., KOKOVIN, A.G. (1970). Method of Studying the Dissipation of Energy in Materials under Stationary Cyclic (Fatigue) Loading. Strength of Materials, 2(5):18-20 (1970).

TSAI, S., HAHN, N.T., (1980). Introduction to Composite Materials, Technomic Publishing.

UDOVENKO, V.A. (1994). High Damping Alloys of the New Generation. Nukleonika. 39(3):149:154.

UNGAR, E.E. KERWIN, E.M. (1962). Loss factors of viscoelastic systems in terms of energy concepts. Journal of the Acoustical Society of America, 34(7):954-957.

VAN HUMBEECK, A., HULSBOSCH, L., DELAYE, L., DE BATIST, R. (1985). The influence of ageing in the martensite phase on the internal friction in Cu-Zn-Al alloys. Journal de Physique, Colloque C10, Suppl. au No. 12, Tome 46, 633-636.

J. VAN HUMBEECK, J. STOIBER, J., DELAEY, L. and GOTTHARDT, R. (1995). The high damping capacity of shape memory alloys. Z. Metallkd., (86):176-183.

VENKATESH, A., HILBORN, J. BIDAUX, J.E., GOTTHARDT, R. (1992). Active vibration control of flexible linkage mechanisms using shape memory alloy fiber reinforced composites. First European Conf. on Smart Structures and Materials, Glasgow 1992, Session 5, 185-188.

WITTING, P.R., COZZARELLI, F.A. (1993). Design and seismic testing of shape memory structural dampers. Proceedings of Damping '93, ECC-1 - ECC-18.

WOLFENDEN, A., COOK, L.S., WOLLA, J.M. (1992). Phase changes and damping in crystalline materials. M^3D : Mechanics and Mechanisms of Material Damping, ASTM STP, 1169, V.K. Kinra and A. Wolfenden, Eds, 124-141.

XIAO, T., JOHARI, G.P., MAI, C. (1993). Time dependance of internal friction and shape change in Cu-Zn-Al shape memory alloys. Metallurgical Transactions A, Vol. 24A, 2743-2749.

ZHANG, J., PEREZ, R.J., LAVERNIA, E.J. (1993). Documentation of Damping Capacity of Metallic, Ceramic and Metal-Matrix Composite Materials. Journal of Materials Science. 28:2395-2404.

ANNEXE A

NOTIONS FONDAMENTALES CONCERNANT LA MESURE DE L'AMORTISSEMENT, LES AMF ET LES COMPOSITES

Comme complément à la revue bibliographique présentée au chapitre 2, il est utile de bien comprendre les phénomènes qui se manifestent lors d'études dynamiques sur les métaux à amortissement élevé, les AMF et les composites renforcés de fibres AMF. Pour ce faire, nous introduisons un certain nombre de notions fondamentales concernant la mesure de l'amortissement, les alliages à mémoire de forme et les matériaux composites.

A1. MESURE DE L'AMORTISSEMENT

Du point de vue de la caractérisation mécanique de corps solides déformables, l'amortissement est sans équivoque un des paramètres le plus délicat à identifier. En effet, on trouve dans la littérature d'innombrables articles sur l'amortissement de divers matériaux, mais il est rare que les résultats soient validés avec succès par une procédure complète de "caractérisation du matériau / prédiction de l'amortissement d'une structure / vérification expérimentale". Ceci est encore moins courant dans le cas de composites-AMF et de matériaux métalliques à amortissement élevé. S'il est difficile de caractériser expérimentalement l'amortissement intrinsèque d'un matériau, il est encore plus difficile de prévoir l'amortissement dans une structure fabriquée à partir de ce matériau. Dans ce qui suit, nous introduisons les paramètres les plus fréquemment utilisés pour caractériser l'amortissement dans les matériaux et les structures. D'autres méthodes basées sur l'appropriation modale (énergie dissipée égale à l'énergie fournie au système) et l'identification temporelle du signal (ARMA : "autoregressive moving average") peuvent être utiliées.

1- *Energie dissipée par unité de volume par cycle* : L'approche la plus générale pour définir l'amortissement dans les matériaux est basée sur les relations entre les contraintes et les

déformations observées lors d'un chargement cyclique (Lazan, 1968). Un exemple d'une telle relation, pour un matériau viscoélastique linéaire chargé uniaxialement, est illustré aux figures A1 et A2. A partir de telles données, l'énergie dissipée par unité de volume par cycle D est définie par

$$D = \oint \sigma \, d \in \tag{A1}$$

2- *Capacité spécifique d'amortissement* : paramètre sans dimension qui exprime le rapport entre l'énergie dissipée par unité de volume par cycle D et l'énergie potentielle maximale U de l'échantillon sous des conditions de vibrations forcées (figures A1 et A2) :

$$\psi = \frac{D}{U} \tag{A2}$$

3- *Facteur de perte* : paramètre sans dimension qui exprime le rapport entre l'énergie dissipée par radian $D/2\pi$ et l'énergie potentielle maximale U de l'échantillon sous des conditions de vibrations forcées :

$$\eta = \frac{D}{2\pi U} \tag{A3}$$

4- *Décrément logarithmique* : paramètre sans dimension donné par le produit de 1/N avec le logarithme du rapport entre l'amplitude de l'$n^{ième}$ et de l'$(n+N)^{ième}$ pics qui caractérisent le mouvement d'un échantillon sous des conditions de vibrations libres (figure A3). En termes mathématiques nous écrivons,

$$\delta = \frac{1}{N} \ln \frac{W_n}{W_{n+N}} \tag{A4}$$

où W_n : amplitude du $n^{ième}$ cycle

W_{n+N} : amplitude du $(n+N)^{ième}$ cycle

5- *Angle de perte / Module de Young complexe* : pour un matériau linéaire viscoélastique, considérons l'application d'une contrainte cyclique en tension-compression et la déformation

résultante. Ces quantités sont illustrées à la figure A2 et peuvent être représentées par les expressions complexes suivantes :

$$\sigma(t) \Rightarrow \sigma^* = \sigma_o \, e^{i\omega t} \tag{A5}$$

$$\varepsilon(t) \Rightarrow \varepsilon^* = \varepsilon_o \, e^{i(\omega t - \varphi)} \tag{A6}$$

où la valeur φ prend le nom d'angle de perte. Le Module de Young complexe est défini par :

$$E^* = \frac{\sigma^*}{\varepsilon^*} = \frac{\sigma_o}{\varepsilon_o} e^{i\varphi} = \frac{\sigma_o}{\varepsilon_o} (\cos\varphi + i \sin\varphi) \tag{A7}$$

La partie réelle E' de ce module caractérise la quantité d'énergie élastique emmagasinée par unité de volume et s'appelle Module Elastique ("Storage Modulus"). La partie imaginaire E'' caractérise l'énergie dissipée par unité de volume par radian et s'appelle Module de Perte ("Loss Modulus"). En termes mathématiques, il s'ensuit que :

$$\begin{aligned} E^* &= E' + E'' i \\ &= E' (1 + i \, tg\,\varphi) \\ tg\,\varphi &= \frac{E''}{E'} \end{aligned} \tag{A8}$$

Le module complexe de cisaillement G^* et le coefficient complexe de Poisson ν^* sont définis d'une façon analogue au Module de Young. Il est à remarquer qu'en général, les valeurs des amplitudes et des angles de perte de ces trois modules ne sont pas égales.

6- *Facteur de résonance "Q"* : étant donné la réponse en fréquence d'une structure, le facteur de résonance "Q" caractérisant une fréquence de résonance ($\approx\omega_n$) est donné par le rapport :

$$Q = \frac{\omega_n}{\omega_2 - \omega_1} \tag{A9}$$

où ω_1 et ω_2 sont des fréquences de part et d'autre de la fréquence de résonance, pour lesquelles le gain d'amplitude est de 3 Décibels inférieur au gain à la résonance. Dans le cas d'un système

linéaire masse-ressort-amortisseur à un degré de liberté, $Q \approx 1/(2\zeta)$ où ζ est le taux d'amortissement modal (Thomson, 1988). Cette relation est valide pour de faibles niveaux d'amortissement seulement. La réponse en fréquence pour un tel modèle est illustrée à la figure A4.

7- *Analyse Modale Expérimentale* : l'analyse modale expérimentale vise à modéliser le comportement dynamique d'une structure à partir de la connaissance des caractéristiques des modes de vibration de cette structure, c'est-à-dire de ses paramètres modaux (fréquences modales, amortissements modaux et déformées modales). Cette approche est traitée plus en détail à l'annexe B.

Remarque: Alors que plusieurs auteurs illustrent les liens théoriques qui existent entre ces différents paramètres ($\text{tg}\ \varphi \approx \eta \approx 2\zeta \approx \delta/\pi \approx Q^{-1}$), ces liens demeurent problématiques lors de la caractérisation expérimentale de matériaux. En effet, les paramètres décrits peuvent dépendre fortement des conditions aux frontières ainsi que de l'amplitude et du type d'excitation imposée (chargement uniaxial tension-compression, chargement en flexion et chargement en torsion). Par ailleurs la relation $\eta \approx 2\zeta$ n'est valide qu'à la résonance.

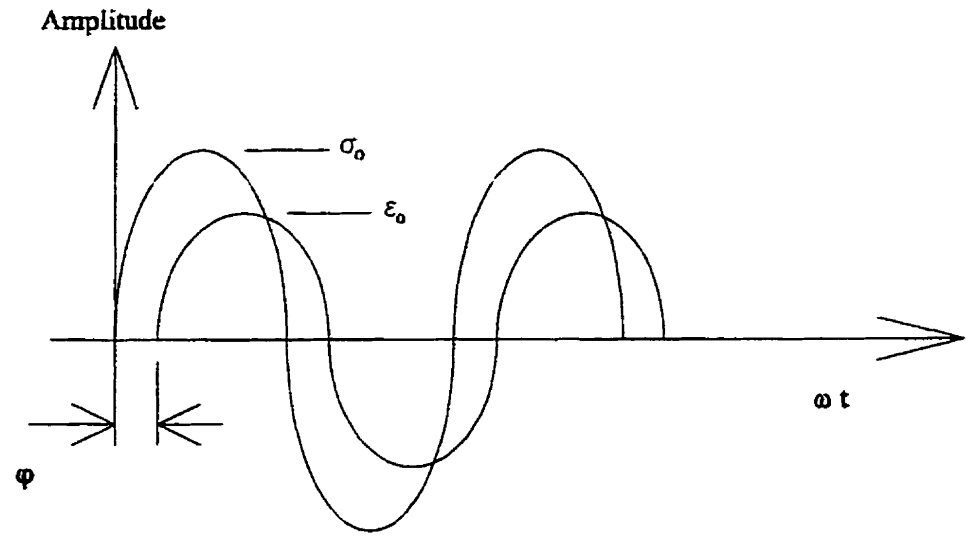


Figure A1 : Contrainte et déformation cycliques en tension-compression (viscoélasticité linéaire).

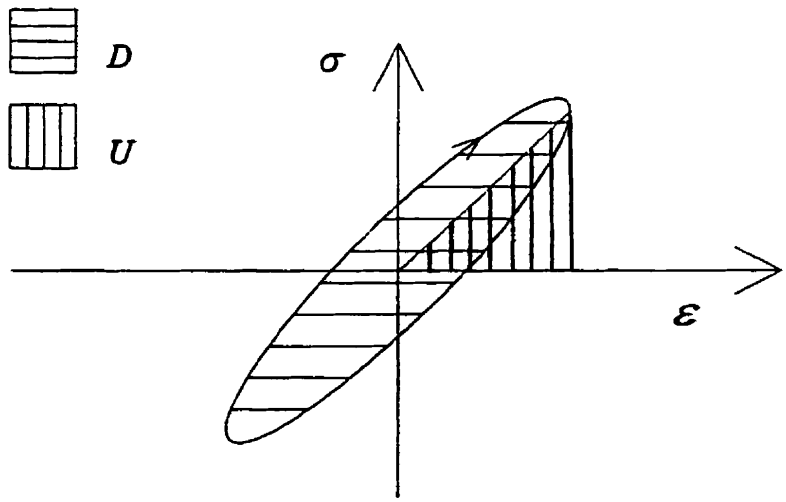


Figure A2 : Relation contrainte-déformation pour un matériau viscoélastique linéaire.

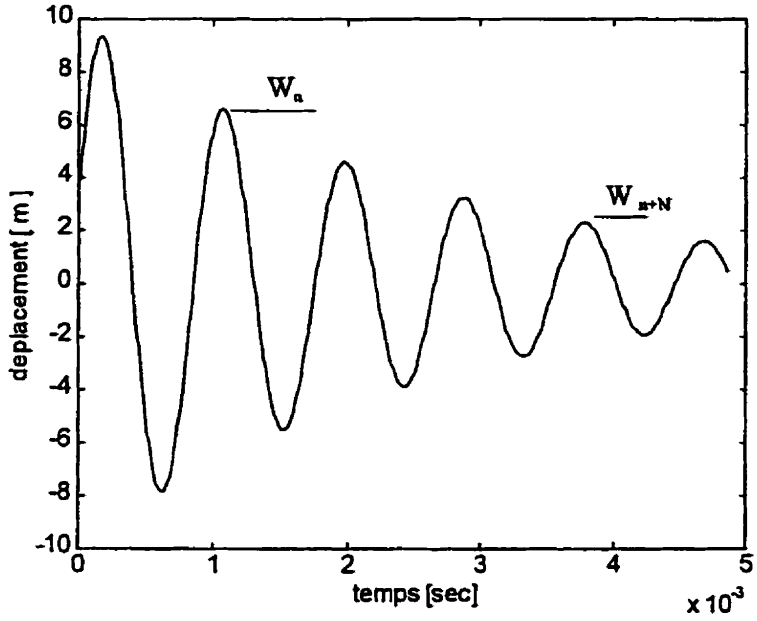


Figure A3 : Réponse libre d'une structure pour le calcul du décrément logarithmique.

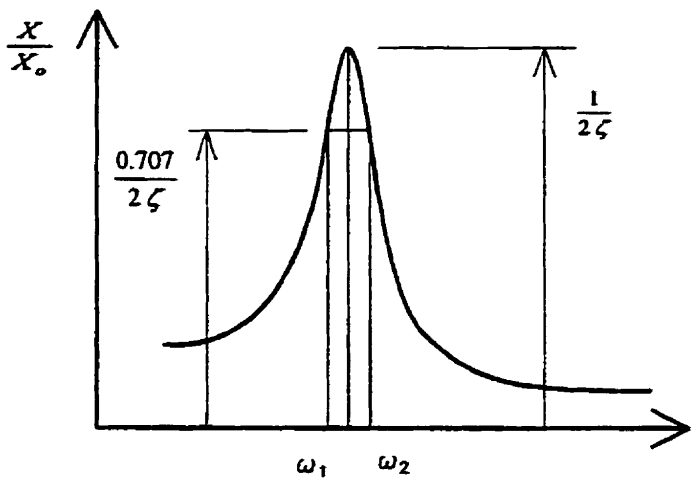


Figure A4 : Réponse en fréquence d'un système masse-ressort-amortisseur linéaire.

A2. ALLIAGES À MÉMOIRE DE FORME

Les alliages à mémoire de forme (AMF) sont principalement caractérisés par le fait qu'ils peuvent subir une transformation de phase réversible sans diffusion à l'état solide sous certaines conditions de chargement thermomécanique. Le diagramme d'état de la figure A5 illustre ce comportement. Cette transformation se fait entre les phases appelées martensite (basse température) et austénite (haute température). Les lignes identifiées par M_s et M_f indiquent le début et la fin de la transformation lors d'un refroidissement ou d'un chargement mécanique, alors que celles identifiées par A_s et A_f concernent le début et la fin de la transformation lors d'un réchauffement ou d'un déchargement mécanique. Cette caractéristique, qui est reliée à la structure cristalline, est propre à certaines familles de matériaux telles les Ti-Ni ou Cu-Zn-Al et leur confère des propriétés particulières. Dans ce qui suit, nous décrivons les propriétés importantes des AMF qui permettent d'envisager leur usage pour la réduction des vibrations dans les structures. Ces propriétés sont la superélasticité, l'effet caoutchoutique et l'amortissement.

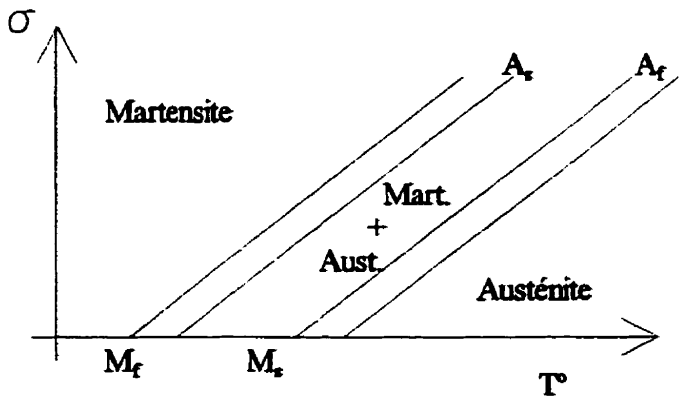


Figure A5 : Diagramme d'état (contrainte-température) d'un matériau à mémoire de forme.

La *superélasticité* se produit sous certaines conditions propices alors que les AMF peuvent se déformer de façon réversible pour des déformations allant jusqu'à 10%. Cette propriété est illustrée à la figure A6 par un essai de traction-compression pour une température supérieure à la température de transformation martensitique A_f. La courbe comprend trois domaines distincts soit : le domaine défini par l'intervalle de sollicitations allant de l'origine à σ_{Ms} où le comportement est élastique austénitique ; le domaine défini de σ_{Ms} à σ_{Mf}, où la déformation est due à la transformation de phase martensitique ; le domaine défini à partir de σ_{Mf}, où le comportement élastique est celui de la martensite. Lors du déchargement, l'allure de la courbe est similaire mais quelque peu décalée, donnant lieu à une surface d'hystérésis importante. Les contraintes de début et de fin de transformation inverse, i.e. σ_{As} et σ_{Af}, expliquent ce phénomène. Il est à noter qu'en réalité, le comportement en compression est similaire mais pas symétrique à celui de la traction dans le diagramme contrainte-déformation.

Le *comportement caoutchoutique* idéalisé de la figure A7 se produit dans un AMF lorsque celui-ci se trouve initialement dans un état de martensite non-orientée (auto-accommodante). La martensite non-orientée est formée de variantes (Christian, 1981) disposées aléatoirement dans le réseau cristallin. Lorsqu'on applique une contrainte, les variantes ont tendance à s'orienter dans la direction du chargement. Il se produit alors un mouvement plus ou moins important de l'interface entre variantes jumelées selon la nature et la quantité des défauts présents (figure A8). Lors de la décharge, la réversibilité non linéaire partielle du mouvement de ces interfaces résulte en une hystérésis considérable et une déformation résiduelle. Pour retrouver la forme initiale, il suffit de chauffer le matériau à une température supérieure à A_f et de le refroidir à une température inférieure à M_f. Il est à noter encore une fois que le comportement réel en compression est similaire mais pas symétrique à celui en traction dans le diagramme contrainte-déformation.

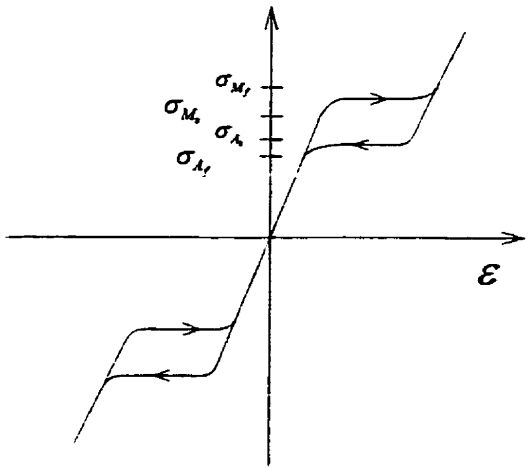


Figure A6 : Courbe de traction-compression d'une éprouvette austénitique (T=Cst>M_s).

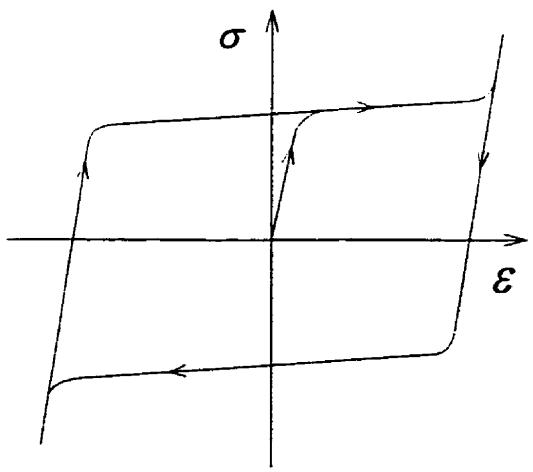


Figure A7 : Comportement de la phase martensite lors d'un essai de traction-compression à une température inférieure à la température de transformation M_f.

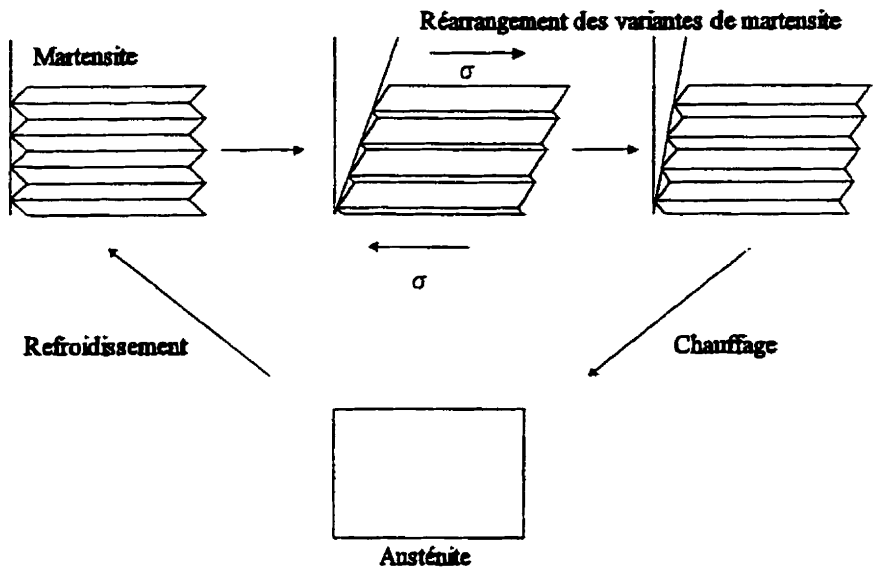


Figure A8 : Orientation des variantes de martensite sous chargement (Imago).

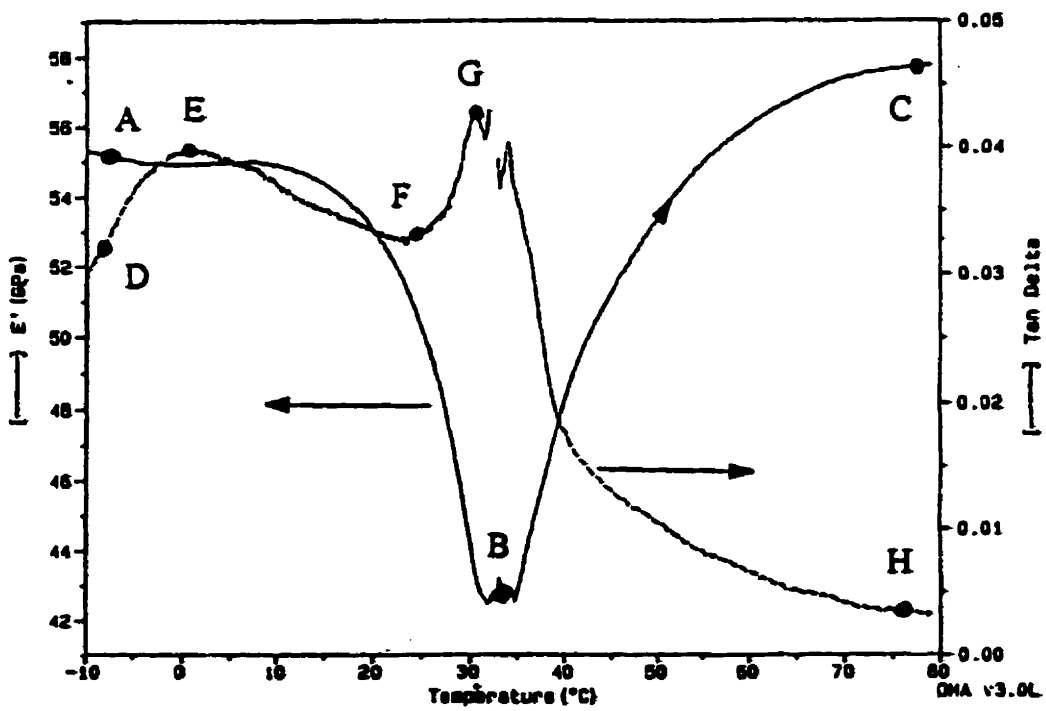


Figure A9 : Résultats d'une analyse par DMA 938 DuPont (Pomerleau, 1994).

En général, l'*amortissement* dans les AMF dépend fortement du traitement thermique subi, de la phase dans laquelle se trouve le matériau, de l'amplitude de déformation, du taux de déformation (fréquence), du type de chargement (traction-compression, flexion, torsion), de la température, du taux de refroidissement ou de chauffage et de l'histoire du matériau. Cette propriété d'amortissement joue un rôle important dans notre étude, nous allons donc en discuter avec un peu plus d'ampleur dans ce qui suit.

Vu le grand nombre de paramètres qui influencent l'amortissement dans les AMF, considérons simplement les trois cas types suivants : l'AMF a subi un traitement thermique de façon à ce qu'il se retrouve en phase martensitique à la température ambiante (état caoutchoutique) ; la composition chimique de l'AMF est légèrement modifiée, le traitement thermique le fige en phase austénitique à température ambiante (état superélastique) ; l'AMF n'a pas subi de traitement thermique spécifique et ne se trouve pas en phase martensitique ou austénitique (état normal). Dans le premier cas, la réorientation des variantes de martensite sous l'effet de la contrainte peut générer, en cas de déformation cyclique à grande amplitude, une capacité spécifique d'amortissement de l'ordre de dix fois supérieur à celle observée à l'état normal. Dans la deuxième situation, la transformation de phase sous contrainte peut générer, en cas de déformation cyclique à grande amplitude, une capacité spécifique d'amortissement encore plus élevée (de l'ordre de quarante fois supérieur à celle observée à l'état normal). Cependant, à de faibles amplitudes de déformation, ces niveaux d'amortissement ne sont pas beaucoup plus élevés qu'à l'état normal.

La figure A9 illustre le type de caractérisation dynamique le plus en vogue dans la littérature en ce qui a trait aux AMF. Ces courbes, obtenues par "Dynamic Mechanical Analyser" (DMA), illustrent l'évolution du module élastique et de la tangente de l'angle de perte en fonction de la température lors d'un essai de flexion à une fréquence, une amplitude de déformation et un taux de balayage en température spécifiques (d'autres appareils DMA opèrent selon des modes de torsion ou de tension-compression uniaxiale à des fréquences variant entre 0,1 et 100 Hz). On remarque

aisément la différence du niveau d'amortissement selon la ou les phases dans lequel se trouve l'échantillon (ou en d'autres termes selon la température).

A3. MATÉRIAUX COMPOSITES

Dans ce texte nous nous référons aux composites comme étant des matériaux à matrice polymérique renforcés par des fibres traditionnelles et/ou par des AMF. Les avantages bien connus de ces matériaux comprennent leur rapport rigidité/masse élevé et la variabilité des propriétés selon la nature et le pourcentage volumique de leurs composants. Dans ce qui suit, nous décrivons brièvement les approches micromécanique, macromécanique au niveau des couches et macromécanique au niveau du stratifié pour caractériser leur comportement élastique et dissipatif.

Caractérisation élastique micromécanique. Considérant la figure 0.1 (chapitre 1), le comportement élastique linéaire d'une couche mince transversalement isotrope peut être décrit par les relations contraintes déformations de l'équation A10 (Tsai,1980). Dans une approche micromécanique, les constantes statiques d'ingénierie d'une couche (E_1, E_2, G_{12}, ν_{12}, ν_{21}) sont déterminées à partir de lois de mélanges qui font intervenir les propriétés des constituants (fibres; matrice ; interphase) et de leur fraction volumique dans le composite (Berthelot, 1992).

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_6 \end{Bmatrix}_{couche} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{12}}{E_2} & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \qquad \text{(A10)}$$

La théorie des stratifiés (Tsai, 1980) permet ensuite d'établir les relations contraintes membranes moyennes (N_i)-déformations à l'axe neutre (ε^0) et moments de flexion (M_i)-courbures (κ) pour un laminé constitué de plusieurs couches orientées différemment. Dans ce cas, nous avons

$$\begin{Bmatrix} N_1 \\ N_2 \\ N_6 \\ M_1 \\ M_2 \\ M_6 \end{Bmatrix}_{laminé} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{21} & A_{22} & A_{26} & B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ A_{61} & A_{62} & A_{66} & B_{61} & B_{62} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} & D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} & D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1^0 \\ \varepsilon_2^0 \\ \gamma_6^0 \\ \kappa_1 \\ \kappa_2 \\ \kappa_6 \end{Bmatrix} \qquad \text{(A11)}$$

où les coefficients A_{ij} (rigidités dans le plan), B_{ij} (couplage plan-flexion) et D_{ij} (rigidités en flexion) sont assemblés à partir des constantes d'ingénierie, de l'épaisseur et de la séquence d'empilement des couches. En dénotant par w le déplacement à l'axe neutre selon l'axe z, nous avons

$$N_1 = \int \sigma_1 \, dz \quad ; \quad M_1 = \int \sigma_1 \, z \, dz \quad ; \quad \kappa_1 = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}$$

$$N_2 = \int \sigma_2 \, dz \quad ; \quad M_2 = \int \sigma_2 \, z \, dz \quad ; \quad \kappa_2 = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}$$

$$N_6 = \int \sigma_6 \, dz \quad ; \quad M_6 = \int \sigma_6 \, z \, dz \quad ; \quad \kappa_6 = -2\frac{\partial^2 w}{\partial x \, \partial y}$$

(A12)

Pour un matériau orthotrope symétrique et transversalement isotrope, il s'ensuit que B_{ij}=0 (i,j= 1,2,6) et $A_{nm} = D_{nm}$=0 pour n,m ∈ (1,6 ; 6,1 ; 2,6 ; 6,2) lorsque le matériau est considéré selon ses axes principaux.

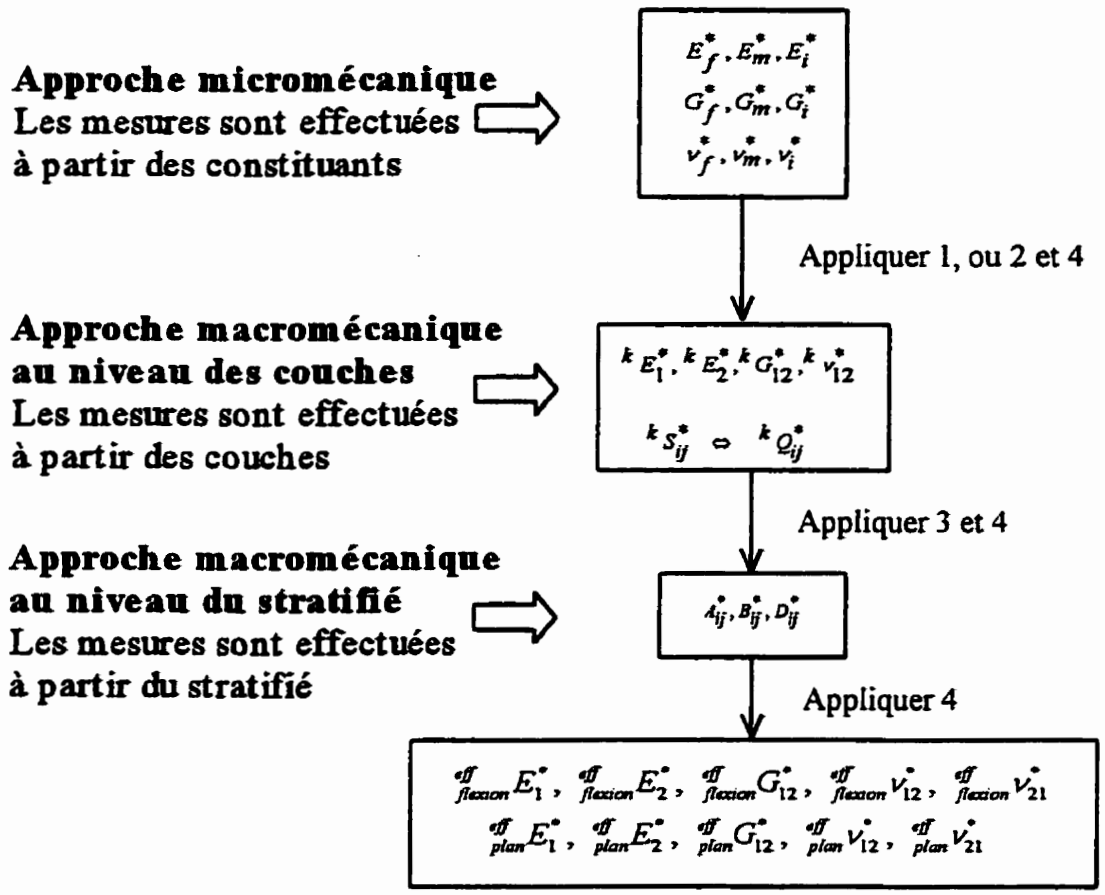
Caractérisation macromécanique au niveau des couches. L'approche macromécanique ne fait pas usage des propriétés des constituants des couches pour déterminer des constantes d'ingénierie. Ces constantes sont plutôt déterminées à l'aide d'essais normalisés par l'American Society for Testing and Materials (ASTM-D3039-76 et ASTM-D3518-76). La relation constitutive d'un stratifié contenant plusieurs couches se déduit, comme pour le cas micromécanique, à l'aide de la théorie des stratifiés. L'avantage, par rapport à l'approche micromécanique, est que les phénomènes d'interactions entre les constituants des couches sont considérés. L'inconvénient est que chaque fois que l'on change quelque peu les constituants (e.g. pourcentage volumique des fibres, résine, géométrie) il faut répéter la procédure de caractérisation des couches.

Caractérisation macromécanique au niveau du stratifié. Cette approche ne tient pas compte des constituants des couches, ni de leurs épaisseurs respectives ou de leur séquence d'empilement. En supposant que le matériau est constituée d'une seule couche mince orthotrope et transversalement isotrope, les coefficients A_{ij} et D_{ij} du stratifié sont déterminés en faisant correspondre le comportement simulé à l'aide d'un modèle numérique avec celui observé expérimentalement. Il est alors possible de définir les constantes d'ingénierie élastiques effectives en flexion (qui ne sont pas nécessairement égales aux constantes effectives en tension) qui facilitent la comparaison du comportement de différents composites. Dans le cas d'un composite symétrique, ces constantes effectives ${}^{eff}E_1$, ${}^{eff}E_2$, ${}^{eff}G_{12}$, ${}^{eff}\nu_{12}$, ${}^{eff}\nu_{21}$, sont obtenues à partir des relations :

$$D_{11} = \frac{{}^{eff}E_1\, t^3}{12\left(1 - {}^{eff}\nu_{12}\,{}^{eff}\nu_{21}\right)} \quad ; \quad D_{22} = \frac{{}^{eff}E_2\, t^3}{12\left(1 - {}^{eff}\nu_{12}\,{}^{eff}\nu_{21}\right)} \quad ; \quad D_{66} = \frac{{}^{eff}G_{12}\, t^3}{12} \tag{A13}$$

$$D_{12} = {}^{eff}\nu_{12}\, D_{22} \qquad ; \quad D_{21} = D_{12}$$

La caractérisation des coefficients de rigidité élastique par l'une de ces trois approches est résumée à la figure A10.



f : fibre
m : matrice
i : interphase
k : couche
S : coefficients de souplesse d'une couche
Q : coefficients de rigidité d'une couche

1 : Approche de l'énergie de déformation
2 : Lois de mélange
3 : Théorie des stratifiés
4 : Principe de correspondance élastique-viscoélastique

Figure A10 : Trois approches pour déterminer les coefficients de rigidité élastique des composites.

Caractérisation de l'amortissement dans les composites : Les mécanismes de dissipation d'énergie dans les composites usuels sont essentiellement les suivants :

1- comportement viscoélastique des constituants (fibres, matrice, interphase);
2- amortissement thermoélastique dû au flux de chaleur cyclique entre régions sous contrainte en compression et régions sous contrainte en tension;
3- amortissement de Coulomb dû au glissement entre régions non liées de l'interface matrice/fibre;
4- amortissement généré dans les régions délaminées ou fissurées.

Alors que certaines normes ont été développées par l'ASTM pour mesurer les propriétés amortissantes de polymères, il n'en existe pas pour les composites. Trois outils de caractérisation prédominent dans la littérature : le principe de correspondance élastique-viscoélastique ; l'approche de l'énergie de déformation ; l'analyse modale expérimentale (cf. annexe B). Les deux premières approches peuvent être appliquées tant au niveau micromécanique que macromécanique. La troisième est une méthode structurale qui peut être utilisée de façon synergique avec les deux premières.

Le *principe de correspondance élastique-viscoélastique* (Hashin, 1970). Plus haut, nous avons introduit l'usage de variables complexes pour décrire le comportement viscoélastique d'un matériau homogène en une dimension. Dans le cas de matériaux orthotropes à comportement viscoélastique linéaire, il est aussi possible de faire usage de la notation complexe. En effet, le principe de correspondance élastique-viscoélastique stipule que les propriétés dynamiques du matériau peuvent être décrites à partir des mêmes expressions utilisées pour décrire ses propriétés élastiques simplement en remplaçant les quantités réelles par des quantités complexes. Ce principe est applicable si : une solution élastique existe ; aucune opération dans la résolution du problème élastique n'a d'opération correspondante dans la résolution du problème viscoélastique qui implique la séparation des parties réelles et imaginaires ; les conditions aux frontières sont identiques pour les deux problèmes. Par exemple, pour un matériau composite symétrique dans lequel les moments

de flexion et les courbures varient de façon harmonique dans le temps, nous pouvons écrire (le symbole " * " indique une valeur complexe) :

$$D_{11}^{*} = \frac{E_1^{*e}\ t^3}{12(1 - \nu_{12}^{*e}\ \nu_{21}^{*e})} \ ;\ D_{22}^{*} = \frac{E_2^{*e}\ t^3}{12(1 - \nu_{12}^{*e}\ \nu_{21}^{*e})} \ ;\ etc \qquad \text{(A14)}$$

Le coefficient de Poisson complexe ν^{*}_{12} prend donc la définition suivante suite à l'application d'une contrainte cyclique dans la direction principale :

$$\nu_{12}^{*} = |\nu_{12}| e^{i\delta(\nu_{12})} = \frac{\varepsilon_2^{*}}{\varepsilon_1^{*}} = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} e^{i(\delta(\varepsilon_2)-\delta(\varepsilon_1))} \qquad \text{(A15)}$$

un déphasage négatif indique donc que la déformation dans le sens transversal est en retard sur la déformation dans le sens longitudinal.

L'*approche basée sur l'énergie de déformation* à été introduite par Ungar et Kerwin (1962). Une interprétation bien adaptée à un emploi de la méthode des éléments finis a été suggérée par Johnson et al. (1981). Cette approche est fondée sur la définition du facteur de perte qui exprime le rapport entre l'énergie dissipée par radian et l'énergie élastique maximale emmagasinée dans le matériau. L'énergie dissipée est alors exprimée comme étant la somme des produits entre facteurs de perte η_k et énergie élastique maximale de chaque élément durant un cycle U_k. Le facteur de perte du matériau η est alors défini par le rapport

$$\eta = \frac{\sum_{k=1}^{n} \eta_k\ U_k}{\sum_{k=1}^{n} U_k} \qquad \text{(A16)}$$

ANNEXE B

COMPLÉMENT AU CHAPITRE 3

Cette annexe est un complément à l'article intitulé "Material and Structural Characterization of the Dynamic Behavior of Shape Memory Alloy Reinforced Composites". Elle fournit des précisions sur la fabrication des plaques composites renforcées de fibres AMF et sur l'analyse modale expérimentale.

B.1 FABRICATION DES ÉCHANTILLONS COMPOSITES-AMF

Trois plaques font l'objet de cette étude, soit une plaque en résine d'époxy, une plaque en résine d'époxy renforcée par des fibres AMF (CuZnAl) en phase martensitique et une plaque en résine d'époxy renforcée par des fibres AMF (CuZnAl) en phase austénitique. Les fibres AMF sont fournies par la société Imago France. Les fibres en phase martensitique à température ambiante ont la composition suivante : 68% (masse) de cuivre, 26% de zinc et 4% d'aluminium alors que les fibres en phase austénitique à température ambiante ont une composition légèrement différente. Des essais de Calorimétrie Différentielle à Balayage (DSC) ont permis de confirmer l'état des fibres à température ambiante [Pomerleau, 1994]. La résine d'époxy utilisée est produite par Dow Chemicals.

Pour fabriquer les échantillons, le moule de la figure B 1 est utilisé. Le remplissage du moule se fait par simple coulage à température ambiante. La polymérisation se fait aussi à température ambiante. Une résine époxy à faible viscosité est utilisée pour faciliter le coulage et limiter la formation de bulles d'air. Pour la fabrication des échantillons renforcés par des fibres AMF, le cadre de la figure B2 est utilisé pour aligner les fibres, les garder en place lors du coulage de la résine et pour maintenir une distance constante entre la rangée supérieure de fibres et celle inférieure. Une fois le pré-collage des fibres à l'aide du cadre effectué, ce cadre est inséré dans

le moule (figure B1). La pré-tension dans les fibres est à toute fin pratique négligeable.

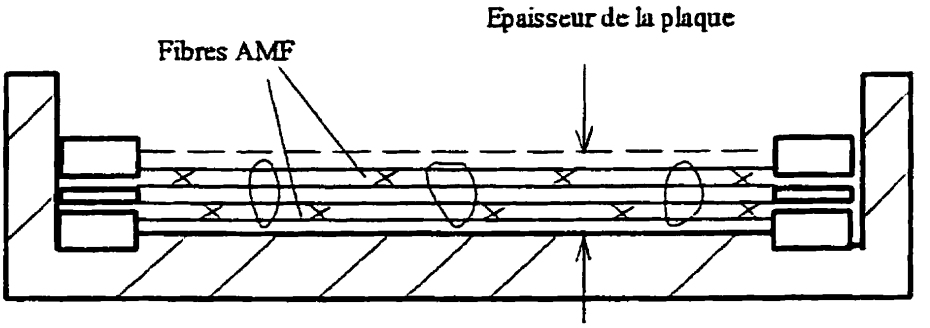


Figure B1 : Vue de coupe du moule utilisé pour la fabrication des composites-AMF.

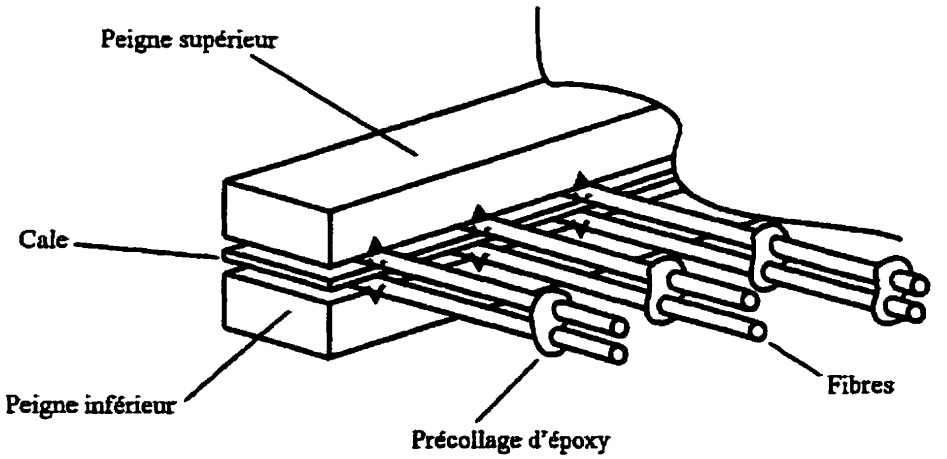


Figure B2 : Cadre utilisé pour maintenir les fibres AMF ensemble avant le moulage.

B.2 ANALYSE MODALE EXPÉRIMENTALE

Pour un grand nombre de structures, le comportement dynamique peut être décrit à l'aide d'un ensemble d'équations différentielles linéaires du deuxième ordre de la forme :

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = \{F\} \qquad \text{(B1)}$$

où

{X} : vecteur (n x 1) de coordonnées généralisées de la structure

{F} : vecteur (n x 1) des forces généralisées

[M] : matrice (n x n) exprimant la distribution de la masse à travers la structure

[C] : matrice (n x n) exprimant la distribution de l'amortissement

[K] : matrice (n x n) exprimant la distribution de la rigidité

La difficulté avec ce modèle est qu'il n'est pas facile de déterminer d'une façon expérimentale les distributions de masse, de raideur et d'amortissement, telles que données par les matrices [M], [K] et [C]. D'autre part, tel qu'il est démontré dans Ewins (1984), dans le cas où l'amortissement est non-proportionnel mais où la matrice [C] est symétrique, le système d'équations (B 1) peut être exprimé sous la forme du modèle paramétrique modal suivant.

$$H_{mn}(j\omega) = \sum_{k=1}^{N} \left\{ \frac{r_{mnk}}{(j\omega - \lambda_k)} + \frac{r^*_{mnk}}{(j\omega - \lambda^*_k)} \right\} \qquad \text{(B2)}$$

où

$H_{mn}(j\omega)$: fonction de réponse en fréquence synthétisée pour une excitation au point *n* et une réponse au point *m* de la structure

j : racine carrée de -1

ω : fréquence angulaire d'excitation

r_{mnk} : résidu du mode *k* pour une excitation au point *n* et une réponse au point *m*

λ_k : pôle du mode k

N : nombres de modes ou de pôles du système

Pour que ce modèle soit valable, un certain nombre d'hypothèses doivent cependant être respectées :

1- La structure agit dans le domaine linéaire (les principes de superposition, d'homogénéité et de réciprocité sont applicables)
2- Les caractéristiques de la structure sont invariantes dans le temps
3- La structure est causale (le mouvement est causé par une excitation)
4- La structure est stable (lorsque l'excitation prend fin les oscillations cessent éventuellement)

Les trois paramètres modaux, soit la fréquence, l'amortissement et la déformée, peuvent être déterminés à partir des résidus et des pôles associés à chaque mode :

$$r_{mnk} = d_k \{V\}_k \{V\}_k^T \tag{B3}$$

$$\begin{aligned} \lambda_k &= -\zeta_k \omega_{uk} + j\omega_{dk} \\ &= \Delta_k + j\omega_{dk} \end{aligned} \tag{B4}$$

où

d_k : facteur complexe d'échelle

$\{V\}_k$: vecteur modal du mode k

ζ_k : rapport d'amortissement du mode k

ω_{uk} : pulsation naturelle non-amortie du mode k

ω_{dk} : pulsation naturelle amortie du mode k

Δ_k : facteur d'amortissement modal du mode k

Il s'ensuit que le modèle paramétrique modal est particulièrement bien adapté pour faire le lien entre la théorie et les mesures. En effet, les pôles et les résidus peuvent être déterminés d'une façon expérimentale à partir de réponses en fréquence expérimentales en appliquant des techniques du type "Least Square Complex Exponential" ou "Frequency Domain Parameter Identification" (Ewins, 1984). La réponse en fréquence est une fonction complexe qui exprime le rapport entre l'amplitude et la phase de la réponse (déplacement, vitesse ou accélération) en un point m et l'amplitude et la phase de l'excitation en un point n de la structure. Les paramètres modaux ζ_k, ω_{nk} et $\{V\}_k$ sont enfin identifiés à partir des relations (B3) et (B4).

La méthode "Least Squares Complex Exponential" est décrite de manière simplifiée dans ce qui suit puisqu'elle est utilisée pour déterminer les paramètres modaux au chapitre trois. Cette méthode est basée sur la réponse impulsionnelle qui est donnée par la transformée de Fourier inverse de l'équation (B2) :

$$h_{mn}(t) = \sum_{r=1}^{N} r_{mnr}\, e^{\lambda_r t} + \sum_{r=1}^{N} r^{*}_{mnr}\, e^{\lambda^{*}_r t} \tag{B5}$$

La réponse temporelle à une impulsion de Dirac dépend des résidus r_{mnr} qui sont fonctions de la réponse mesurée. En considérant 2N pôles simples, on cherche un modèle paramétré dont les coefficients sont indépendant du point d'excitation et du point de mesure :

$$\frac{d^{2N}}{dt^{2N}} h_{mn}(t) + a_1 \frac{d^{2N-1}}{dt^{2N-1}} h_{mn}(t) + \ldots + a_{2N}\, h_{mn} = 0 \tag{B6}$$

Il existe 2N solutions caractéristiques pour l'équation (B6) sous forme d'exponentielles complexes $f(t) = e^{\lambda t}$. On obtient alors,

$$\lambda^{2N} + a_1 \lambda^{2N-1} + \ldots + a_{2N} = 0 \tag{B7}$$

Exprimant une valeur échantillonée d'une des fonctions $h_{mn}(t)$ par $h_{mn}(q\,\Delta t) = h_{mn,q}$ et effectuant le changement de variable $z_r = e^{\lambda_r q\, \Delta t}$, $h_{mn,q}$ peut s'écrire :

$$h_{mn,q} = \sum_{r=1}^{N} r_{mnr}\ z_r^q + \sum_{r=1}^{N} r_{mnr}^*\ z_r^{*q} \tag{B8}$$

Les z_r et donc les pôles λ sont calculés en résolvant :

$$z_r^{2N} + a_1 z_r^{2N-1} + \ldots + a_{2N} = 0 \tag{B9}$$

Supposons que les réponses impulsionnelles pour un point d'excitation n ont été obtenues expérimentalement sous forme échantillonée, les coefficients de l'équation (B6) peuvent être déterminés au sens des moindres carrés à partir du système d'équations :

$$\begin{bmatrix} h_{1n,2N-1} & \cdots & h_{1n,0} \\ & \vdots & \\ h_{1n,Nt-1} & \cdots & h_{1n,Nt-2N} \\ h_{mn,2N-1} & & h_{mn,0} \\ & \vdots & \\ h_{mn,Nt-1} & \cdots & h_{mn,Nt-2N} \\ h_{Mn,2N-1} & \cdots & h_{Mn,0} \\ & \vdots & \\ h_{Mn,Nt-1} & \cdots & h_{Mn,Nt-2N} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ \vdots \\ \\ \\ a_{2N} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} -h_{1n,2N} \\ \vdots \\ -h_{1n,Nt} \\ -h_{mn,2N} \\ \vdots \\ -h_{mn,Nt} \\ -h_{Mn,2N} \\ \vdots \\ -h_{Mn,Nt} \end{Bmatrix} \tag{B10}$$

où Nt est le nombre d'échantillon de temps, M est le nombre ed points de réponse.

ANNEXE C

COMPLÉMENT AU CHAPITRE 4

Cette annexe est un complément à l'article intitulé "Vibration Test Bench for Hysteresis Characterization of High Damping Metals". Elle fournit des précisions sur l'erreur de mesure causée par le support à accéléromètre et sur le calcul du délai entre les chaînes de mesures.

C.1 ERREUR DE MESURE CAUSÉE PAR LE SUPPORT À ACCÉLÉROMÈTRE

Pour mesurer l'accélération longitudinale sur l'échantillon, nous faisons usage d'un support à accéléromètre sous forme de rondelle. Cette rondelle est collée sur l'échantillon à l'aide d'une

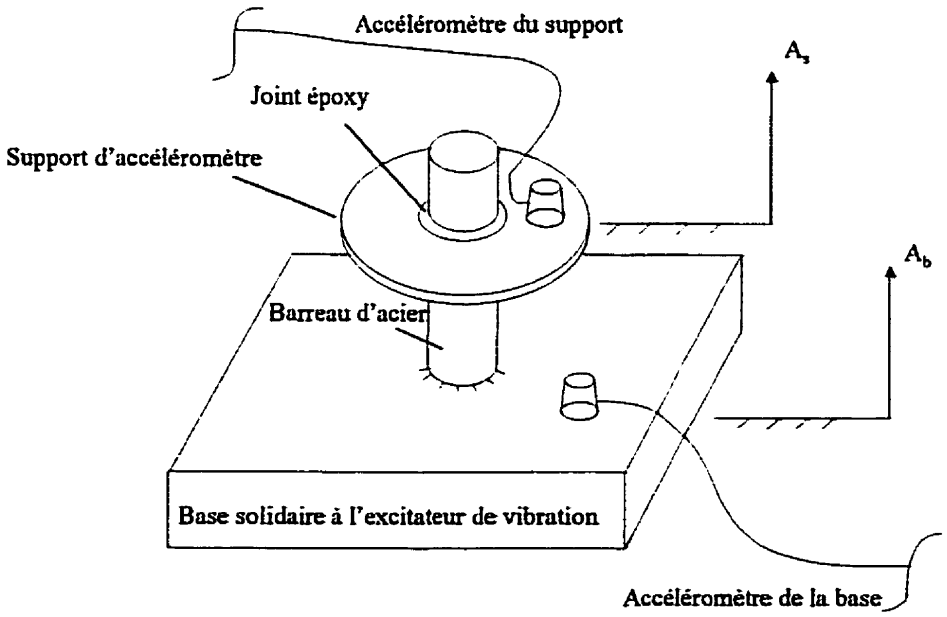


Figure C1 : Montage pour évaluer l'erreur sur la mesure de l'accélération par l'entremise du support à accéléromètre.

résine d'époxy. Pour déterminer l'effet d'un tel support sur la mesure longitudinale de vibration, le montage de la figure C1 est utilisé. Le même support (ou rondelle) utilisé avec le banc d'essai est collé à un barreau massif en acier à l'aide d'une résine d'époxy. Ce barreau est à son tour soudé sur une plaque d'acier qui est boulonnée à la base d'un excitateur de vibration. Un accéléromètre est fixé sur le support (rondelle) et un deuxième à la base de l'excitateur de vibration. Deux tests sont effectués. Le premier consiste à évaluer la fréquence de résonance du support. Pour ce faire, nous appliquons un spectre de fréquence aléatoire à la base de l'excitateur de vibration et nous faisons l'acquisition des données d'accélération. La figure C2 illustre la réponse en fréquence du support d'accéléromètre qui exprime le rapport entre les amplitudes d'accélération du support et de la base. La fréquence de résonance est supérieure à 3000 Hz,

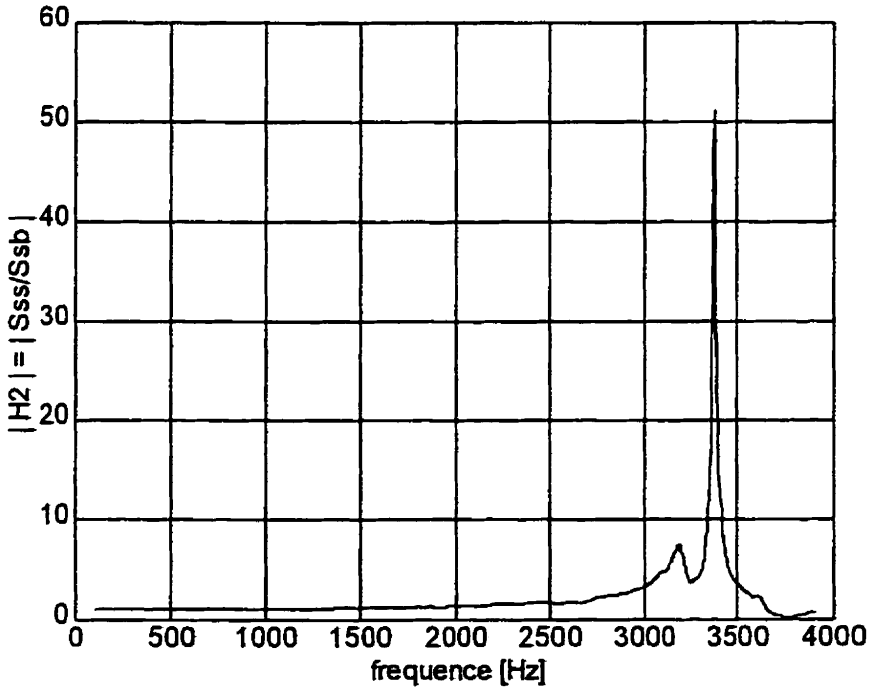


Figure C2 : Réponse en fréquence du support à accéléromètre (S_{ss} est la densité spectrale de l'accélération du support, S_{sb} est la densité spectrale croisée entre les accélérations du support et de la base).

ce qui est plus de 6 fois supérieur à la fréquence maximale utilisée avec le banc d'essai. Le deuxième test consiste à imposer un mouvement sinusoïdal à la base de l'excitateur de vibration et à comparer les valeurs des accélérations de la base et du support à accéléromètre. Les résultats sont donnés au tableau C1.

Tableau C1 : Erreurs relatives sur la mesure de l'accélération du support à accéléromètre.

Fréquence d'excitation [Hz]	Niveau d'accélération à la base en valeur rms	Erreur relative en valeur rms $(A_s-A_b) / A_b$
200	35.26 m/s^2 rms	1.25 %
200	70.25 m/s^2 rms	3.7 %
300	35.3 m/s^2 rms	3.3 %
300	69.39 m/s^2 rms	3.4 %

C.2 CALCUL DU DÉLAI ENTRE LES CHAÎNES DE MESURE

Pour mesurer le délai entre les chaînes de mesures de l'accélération et de la déformation, nous utilisons le montage de la figure C3. Une poutre métallique encastrée est excitée par une source acoustique à sa deuxième fréquence de résonance. La distance entre le haut parleur et la poutre est d'environ 3 cm. Un accéléromètre est fixé à l'extrémité libre de la poutre et une jauge de déformation est collée à la poutre à l'endroit de courbure maximale pour le deuxième mode de déformation. Supposant que l'amortissement de la poutre est de type proportionnel, l'accélération et la déformation devraient théoriquement être synchronisées. Si un délai entre les deux est décelé, celui-ci est causé par l'instrumentation. Les signaux ont donc la forme suivante :

$$\begin{aligned} A = A_0\ sin(\omega t + \delta_A) &= A_1\ cos(\omega t) + A_2\ sin(\omega t) \\ E = E_0\ sin(\omega t + \delta_E) &= E_1\ cos(\omega t) + E_2\ sin(\omega t) \end{aligned} \qquad \text{(C1)}$$

où A dénote un terme d'accélération et E un terme de déformation, ω est la fréquence circulaire, δ indique le déphasage et

$$A_0 = \sqrt{A_1^2 + A_2^2} \quad ; \quad E_0 = \sqrt{E_1^2 + E_2^2}$$

$$tg\,\delta_A = \frac{A_1}{A_2} \quad ; \quad tg\,\delta_E = \frac{E_1}{E_2}$$

La relation C1 doit être vérifiée à chaque pas de temps avec les mesures expérimentales, nous avons donc, pour l'accélération par exemple,

$$\begin{bmatrix} cos\ \omega t_i & sin\ \omega t_i \\ \vdots & \vdots \\ cos\ \omega t_N & sin\ \omega t_N \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} A_1 \\ A_2 \end{Bmatrix} \cong \begin{Bmatrix} a_i \\ \vdots \\ a_N \end{Bmatrix} \qquad \text{(C2)}$$

où a_i est l'accélération au temps d'acquisition i et N est le nombre d'échantillons de temps. La relation C2 peut être résolue pour les paramètres A1 et A2 au sens des moindres carrés à l'aide de :

$$\begin{Bmatrix} A_1 \\ A_2 \end{Bmatrix} = \left([M]^T [M] \right)^{-1} [M]^T \begin{Bmatrix} a_i \\ \vdots \\ a_N \end{Bmatrix} \qquad \text{(C3)}$$

où

$$[M] = \begin{bmatrix} cos\ \omega t_i & sin\ \omega t_i \\ \vdots & \vdots \\ cos\ \omega t_N & sin\ \omega t_N \end{bmatrix}$$

Une relation similaire à (C3) peut être développée pour la déformation. Le délai temporel entre les deux chaînes de mesure peut alors être exprimé par

$$\text{délai (sec)} \quad = \quad \frac{\delta_A - \delta_E}{\omega} \qquad \text{(C4)}$$

Nous avons effectué une moyenne sur cinq acquisitions, chaque acquisition comprenant 4000 points temporels échantillonés à une fréquence de 48000 Hz alors que la fréquence de résonance de la poutre était de 258.62 Hz. Le résultat nous donne un délai de $2.12 \bullet 10^{-6}$ seconde.

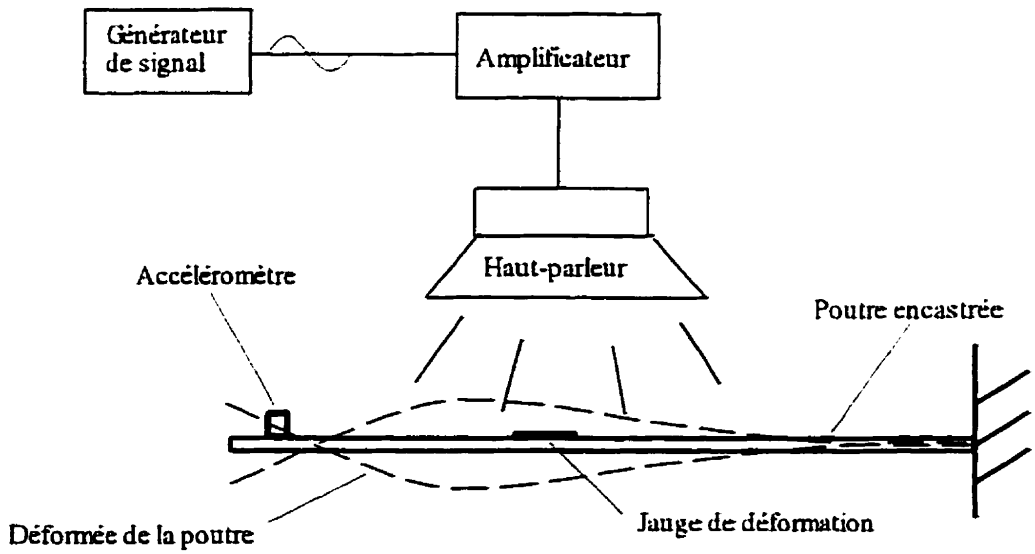


Figure C3 : Montage pour déterminer le délai électronique entre les mesures de l'accélération et de la déformation.

ANNEXE D

COMPLÉMENT AUX CHAPITRES 4 et 5 (Article #2 et #3)
COURBES D'HYSTÉRÉSIS : DONNÉES EXPÉRIMENTALES

Cette annexe fournit toutes les données pertinentes reliées aux boucles d'hystérésis (relations contrainte-déformation) obtenues aux chapitres 4 et 5. À des fréquences supérieures à 200 Hz, les résultats sont obtenus à l'aide du banc d'essai décrit au chapitre 4. À 2 Hz, les résultats sont obtenus à l'aide de la machine MTS décrite au chapitre 5. Les données brutes de mesure sont conservées dans des fichiers Matlab disponibles par le biais des professeurs G. Ostiguy et F. Trochu. Le nom de ces fichiers de données brutes peut être identifié à l'aide des indices décrits à droite du terme "Données" dans les pages qui suivent.

Les données calculées à partir des boucles d'hystérésis sont fournies sous forme de tableaux dans les pages suivantes. Chaque tableau, ou page, traite d'un seul matériau testé à une fréquence particulière et à plusieurs niveaux d'amplitude de déformation différents (en général il y a trois séries de données par tableau, i.e trois niveaux d'amplitude de déformation). Pour décrire l'hystérésis du matériau, la boucle est divisée en quatre régions tel qu'illustré à la figure D1. Chaque portion de courbe est ensuite approximée au sens des moindres carrés à l'aide d'un polynôme du quatrième degré :

$$\sigma = a\,\varepsilon^4 + b\,\varepsilon^3 + c\,\varepsilon^2 + d\,\varepsilon + e \qquad \text{(D1)}$$

où σ est exprimée en mégapascal et ε en micro-déformation ($\mu\varepsilon$). De plus, la signification des autres termes du tableau, dans le cas des essais effectués a plus de 200 Hz, est comme suit :

D : énergie dissipée par unité de volume par cycle

E' : module dynamique [Pa]

eta : facteur de perte tel que défini au chapitre 4

Eps_amp : Amplitude de déformation

delT1 : déformation résiduelle de la jauge #1 [με]

delT2 : déformation résiduelle de la jauge #2 [με]

delAr : accélération résiduelle de l'accéléromètre placé sur la rondelle [m/s^2]

delAm : accélération résiduelle de l'accéléromètre placé sur la masse [m/s^2]

Eps1 min et Eps1 max : déformations minimale et maximale mesurées à la jauge #1 [με]

Eps2 min et Eps2 max : déformations minimale et maximale mesurées à la jauge #2 [με]

Epsm min et Epsm max : valeurs minimale et maximale pour la déformation moyenne [με]

Acc_m min et Acc_m max : valeurs minimale et maximale mesurées pour l'accélération de la masse [m/s^2]

Acc_r min et Acc_r max : valeurs minimale et maximale mesurées pour l'accélération de la rondelle [m/s^2]

Force_J min et Force_J max : valeurs minimale et maximale calculées pour la force de rappel du matériau [N]

sigma min et sigma max : valeurs minimale et maximale calculées pour la contrainte [Pa]

K_s et K_j : rigidités axiales approximatives de l'échantillon et du joint respectivement [N/m]

Dans le cas des essais effectués à 2 Hz, les termes du tableau ont la signification suivante :

tempa : déformation résiduelle moyenne causée par les effets de température [με]

Force_ma : facteur de calibration de la force pour obtenir une force nulle pour une déformation nulle [N]

Force min et Force max : force extérieure minimale et maximale appliquée à l'échantillon [N]

sigma min et sigma max : contrainte minimale et maximale subit par l'échantillon [Pa]

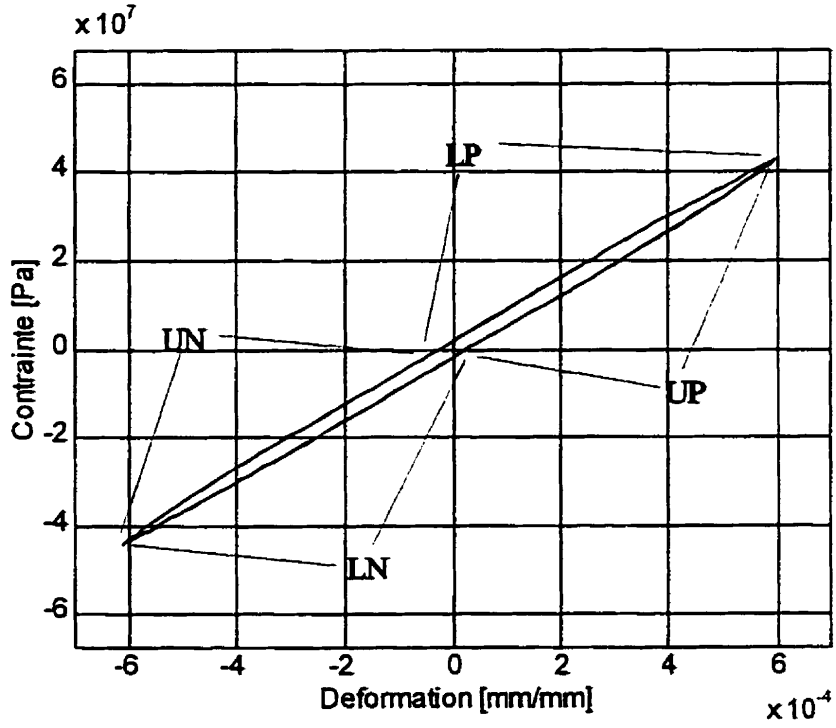


Figure D1 : Identification des quatre portions de courbes pour décrire l'hystérésis contrainte-déformation

MnCu No 1 à 2 Hz

Banc d'essai : Appareil servohydraulique MTS

Fichier :	mn1mtsa.dat	Donnees :	2h(500c-100b-130b)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	3-Mar-97	Date analyse	:	15-fev-98	
Aire [m^2] :	4.09E-05	Long. [m]	7.36E-02	Epaiss. [m] :		9.40E-04	
				Diam. ex.[m]		1.48E-02	
D	E'	3.6032E+02	6.6685E+10	LP1 / UP1	a	-6.6793E-10	1.6568E-09
eta	Eps_amp	4.9368E-02	1.8665E-04		b	1.7127E-07	-5.3173E-07
tempa	Force_ma	-2.1375E-06	-6.9040E+00		c	-3.0467E-05	8.4143E-05
Eps1 min	Eps1 max	-1.8702E-04	1.8132E-04		d	6.6686E-02	6.1553E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.9056E-04	1.8771E-04		e	7.3714E-01	-5.2590E-01
Epsm min	Epsm max	-1.8665E-04	1.8665E-04				
Force min	Force max	-5.0945E+02	5.0945E+02	LN1 / UN1	a	8.6672E-10	-4.4940E-10
sigma min	sigma max	-1.2447E+07	1.2447E+07		b	2.5676E-07	-5.0054E-08
					c	3.5797E-05	-1.4417E-05
					d	6.6490E-02	6.6332E-02
					e	-5.7953E-01	7.4754E-01
D	E'	1.6228E+03	6.1464E+10	LP2 / UP2	a	-6.0841E-12	1.9385E-11
eta	Eps_amp	5.2252E-02	4.0106E-04		b	1.6617E-09	4.4839E-08
tempa	Force_ma	-6.4500E-07	-6.8615E+00		c	-1.1707E-05	-1.2594E-05
Eps1 min	Eps1 max	-3.9777E-04	3.9467E-04		d	6.3112E-02	6.0833E-02
Eps2 min	Eps2 max	-4.0580E-04	4.0632E-04		e	1.2665E+00	-1.1694E+00
Epsm min	Epsm max	-4.0106E-04	4.0106E-04				
Force min	Force max	-1.0089E+03	1.0089E+03	LN2 / UN2	a	-6.8784E-12	-8.4881E-11
sigma min	sigma max	-2.4650E+07	2.4650E+07		b	-2.6380E-08	-8.0482E-09
					c	-2.7122E-06	3.3836E-06
					d	6.1243E-02	6.1596E-02
					e	-1.1435E+00	1.2313E+00
D	E'	2.7379E+03	5.9710E+10	LP3 / UP3	a	-2.6502E-12	3.2541E-11
eta	Eps_amp	5.0859E-02	5.3571E-04		b	6.2068E-09	2.4747E-09
tempa	Force_ma	9.2750E-07	-7.5085E+00		c	-1.2642E-05	-2.4636E-06
Eps1 min	Eps1 max	-5.3215E-04	5.2645E-04		d	6.2488E-02	5.7842E-02
Eps2 min	Eps2 max	-5.3767E-04	5.4682E-04		e	1.4343E+00	-1.3925E+00
Epsm min	Epsm max	-5.3571E-04	5.3571E-04				
Force min	Force max	-1.3092E+03	1.3092E+03	LN3 / UN3	a	-2.1142E-11	-4.0701E-11
sigma min	sigma max	-3.1987E+07	3.1987E+07		b	-2.9518E-08	-2.4805E-09
					c	-3.9105E-06	7.0163E-06
					d	6.0126E-02	6.0352E-02
					e	-1.4207E+00	1.4032E+00

MnCu No 1 à 2 Hz

Banc d'essai : Appareil servohydraulique MTS

Fichier :	mn1mtsb.dat	Donnees :	2h(500d-750b-130b)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	3-Mar-97	Date analyse :	15-fev-98		
Aire [m^2] :	4.09E-05	Long. [m]	7.36E-02	Epaiss. [m] :	9.40E-04		
				Diam. ex.[m]	1.48E-02		
D	E'	3.6154E+02	6.6710E+10	LP1 / UP1	a	-4.1014E-10	-3.2126E-10
eta	Eps_amp	4.9220E-02	1.8722E-04		b	7.0228E-08	2.8079E-07
tempa	Force_ma	-2.8000E-07	-5.6100E+00		c	-1.8083E-05	-2.8602E-05
Eps1 min	Eps1 max	-1.8788E-04	1.8167E-04		d	6.6260E-02	6.7617E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.8711E-04	1.9220E-04		e	6.9861E-01	-6.6187E-01
Epsm min	Epsm max	-1.8722E-04	1.8722E-04				
Force min	Force max	-5.1118E+02	5.1118E+02	LN1 / UN1	a	7.2725E-10	-7.3010E-10
sigma min	sigma max	-1.2489E+07	1.2489E+07		b	2.0062E-07	-1.7433E-07
					c	2.9745E-05	-3.4406E-05
					d	6.6420E-02	6.4970E-02
					e	-6.1677E-01	6.7616E-01
D	E'	8.9679E+02	6.3632E+10	LP2 / UP2	a	-6.2211E-11	1.0586E-10
eta	Eps_amp	5.2541E-02	2.9220E-04		b	1.3346E-08	2.1763E-08
tempa	Force_ma	-1.4025E-06	-6.1275E+00		c	-1.3411E-05	2.4214E-07
Eps1 min	Eps1 max	-2.9067E-04	2.8636E-04		d	6.4262E-02	6.1978E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.9663E-04	2.9533E-04		e	1.0183E+00	-9.3178E-01
Epsm min	Epsm max	-2.9220E-04	2.9220E-04				
Force min	Force max	-7.6103E+02	7.6103E+02	LN2 / UN2	a	1.5910E-10	-2.6192E-10
sigma min	sigma max	-1.8593E+07	1.8593E+07		b	5.0990E-08	-7.1875E-08
					c	1.2094E-05	-1.3289E-05
					d	6.3507E-02	6.2670E-02
					e	-9.2640E-01	9.8814E-01
D	E'	2.7379E+03	5.9710E+10	LP3 / UP3	a	-2.6502E-12	3.2541E-11
eta	Eps_amp	5.0859E-02	5.3571E-04		b	6.2068E-09	2.4747E-09
tempa	Force_ma	9.2750E-07	-7.5085E+00		c	-1.2642E-05	-2.4636E-06
Eps1 min	Eps1 max	-5.3215E-04	5.2645E-04		d	6.2488E-02	5.7842E-02
Eps2 min	Eps2 max	-5.3767E-04	5.4682E-04		e	1.4343E+00	-1.3925E+00
Epsm min	Epsm max	-5.3571E-04	5.3571E-04				
Force min	Force max	-1.3092E+03	1.3092E+03	LN3 / UN3	a	-2.1142E-11	-4.0701E-11
sigma min	sigma max	-3.1987E+07	3.1987E+07		b	-2.9518E-08	-2.4805E-09
					c	-3.9105E-06	7.0163E-06
					d	6.0126E-02	6.0352E-02
					e	-1.4207E+00	1.4032E+00

MnCu No 1 à 225 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn1p3h.dat	Donnees :	225h(1a-2a-3b)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	15-Jan-97	Date analyse :		9-Nov-97	
Aire [m^2] :	4.0930E-05	Long. [m]	7.3600E-02	Epaiss. [m] :		9.4000E-04	
m2 [kg] :	4.5000E-02	m3 [kg] :	2.4299E+01	Diam. ex.[m]		1.4800E-02	
D	E'	2.7782E+02	6.8477E+10	LP1 / UP1	a	5.6823E-12	-7.7480E-09
eta	Eps_amp	4.9964E-02	1.6077E-04		b	-6.8364E-08	2.5023E-06
delT1	delT2	-7.0000E-07	-2.9900E-06		c	-2.5287E-06	-2.3545E-04
delAr	delAm	4.9131E-01	-6.7022E-01		d	6.7048E-02	7.9013E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.6034E-04	1.5751E-04		e	6.5026E-01	-7.5999E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.6228E-04	1.6377E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.6120E-04	1.6034E-04	LN1 / UN1	a	-3.0236E-11	5.1388E-09
Acc_m min	Acc_m max	-1.8645E+01	1.8388E+01		b	-6.8037E-08	1.5634E-06
Acc_r min	Acc_r max	-1.6015E+01	1.5794E+01		c	1.8375E-05	1.1680E-04
Force_J min	Force_J max	-4.4682E+02	4.5305E+02		d	6.8437E-02	7.2003E-02
sigma min	sigma max	-1.0933E+07	1.1085E+07		e	-6.5335E-01	6.9191E-01
K_s	K_j	3.8081E+07	3.0188E+08				
D	E'	1.7882E+03	6.2230E+10	LP2 / UP2	a	-1.1238E-11	-4.9423E-11
eta	Eps_amp	6.1347E-02	3.8613E-04		b	-2.7472E-08	8.8303E-08
delT1	delT2	3.0000E-07	1.8200E-06		c	9.8134E-06	-1.5550E-05
delAr	delAm	7.8907E-01	-7.4480E-01		d	5.9976E-02	6.2792E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.8513E-04	3.7685E-04		e	1.4830E+00	-1.4907E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.9373E-04	3.8905E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.8940E-04	3.8286E-04	LN2 / UN2	a	1.9496E-11	-3.7297E-12
Acc_m min	Acc_m max	-4.0486E+01	4.0342E+01		b	8.4545E-09	4.4394E-08
Acc_r min	Acc_r max	-3.4447E+01	3.4324E+01		c	1.3886E-05	3.7689E-06
Force_J min	Force_J max	-9.8027E+02	9.8377E+02		d	6.3097E-02	6.0092E-02
sigma min	sigma max	-2.3987E+07	2.4072E+07		e	-1.4842E+00	1.4921E+00
K_s	K_j	3.4607E+07	2.7845E+08				
D	E'	3.6053E+03	5.9072E+10	LP3 / UP3	a	1.1800E-11	1.8734E-11
eta	Eps_amp	5.2440E-02	6.0866E-04		b	-2.1032E-08	7.6536E-09
delT1	delT2	1.5000E-06	1.2700E-06		c	6.0125E-06	-4.5189E-06
delAr	delAm	-2.3154E+00	-1.7516E-01		d	5.8435E-02	5.8590E-02
Eps1 min	Eps1 max	-6.0571E-04	5.9702E-04		e	1.7140E+00	-1.7337E+00
Eps2 min	Eps2 max	-6.1506E-04	6.1753E-04				
Epsm min	Epsm max	-6.1019E-04	6.0713E-04	LN3 / UN3	a	6.0381E-12	-2.5126E-11
Acc_m min	Acc_m max	-6.1003E+01	5.9941E+01		b	6.8435E-09	-1.4832E-09
Acc_r min	Acc_r max	-5.1127E+01	5.0238E+01		c	9.5472E-06	2.0820E-06
Force_J min	Force_J max	-1.4565E+03	1.4823E+03		d	6.0229E-02	5.7561E-02
sigma min	sigma max	-3.5639E+07	3.6270E+07		e	-1.7651E+00	1.7576E+00
K_s	K_j	3.2850E+07	2.7642E+08				

MnCu No 1 à 225 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn1p3i.dat	Donnees :	225h(1b-1c-3a)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	15-Jan-97	Date analyse :		9-Nov-97	
Aire [m^2] :	4.0930E-05	Long. [m]	7.3600E-02	Epaiss. [m] :		9.4000E-04	
m2 [kg] :	4.5000E-02	m3 [kg] :	2.4299E+01	Diam. ex.[m]		1.4800E-02	
D	E'	5.2965E+02	6.6465E+10	LP1 / UP1	a	-1.1164E-10	-3.3966E-09
eta	Eps_amp	5.4208E-02	2.1632E-04		b	-1.9250E-08	1.4805E-06
delT1	delT2	-9.3000E-07	-3.2800E-06		c	1.1875E-06	-1.8317E-04
delAr	delAm	-2.1485E-01	-5.2071E-01		d	6.4835E-02	7.6894E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.1483E-04	2.1263E-04		e	9.0239E-01	-1.0384E+00
Eps2 min	Eps2 max	-2.1731E-04	2.2077E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.1607E-04	2.1656E-04	LN1 / UN1	a	2.6016E-11	3.3104E-09
Acc_m min	Acc_m max	-2.4515E+01	2.4071E+01		b	-2.8610E-08	1.4771E-06
Acc_r min	Acc_r max	-2.0828E+01	2.0450E+01		c	1.5709E-05	1.8645E-04
Force_J min	Force_J max	-5.7948E+02	5.9570E+02		d	6.6748E-02	7.5902E-02
sigma min	sigma max	-1.4179E+07	1.4576E+07		e	-9.1476E-01	1.0756E+00
K_s	K_j	3.6962E+07	2.9958E+08				
D	E'	1.0995E+03	6.4201E+10	LP2 / UP2	a	-8.8698E-11	-3.2864E-10
eta	Eps_amp	6.0510E-02	3.0015E-04		b	-5.4616E-09	2.5599E-07
delT1	delT2	-7.7000E-07	-2.0100E-06		c	5.9939E-06	-3.7456E-05
delAr	delAm	1.2759E+00	-7.9529E-01		d	6.1711E-02	6.6629E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.0060E-04	2.9222E-04		e	1.2478E+00	-1.2842E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.0463E-04	3.0364E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.0247E-04	2.9783E-04	LN2 / UN2	a	6.2757E-11	3.8412E-10
Acc_m min	Acc_m max	-3.2524E+01	3.2294E+01		b	2.2190E-08	2.9221E-07
Acc_r min	Acc_r max	-2.7682E+01	2.7487E+01		c	1.9217E-05	4.4949E-05
Force_J min	Force_J max	-7.8472E+02	7.9029E+02		d	6.4837E-02	6.5695E-02
sigma min	sigma max	-1.9202E+07	1.9338E+07		e	-1.2638E+00	1.3359E+00
K_s	K_j	3.5703E+07	2.8494E+08				
D	E'	3.1236E+03	5.9814E+10	LP3 / UP3	a	2.0668E-11	7.5848E-12
eta	Eps_amp	5.5294E-02	5.4829E-04		b	-3.5083E-08	2.8790E-08
delT1	delT2	3.0000E-07	1.8200E-06		c	1.1657E-05	-1.1401E-05
delAr	delAm	5.8031E-01	-3.1130E-01		d	5.8068E-02	6.0237E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.4384E-04	5.3849E-04		e	1.7053E+00	-1.7421E+00
Eps2 min	Eps2 max	-5.5511E-04	5.5613E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.4934E-04	5.4724E-04	LN3 / UN3	a	1.3267E-11	-3.1061E-11
Acc_m min	Acc_m max	-5.5667E+01	5.4654E+01		b	1.3677E-08	-2.5195E-09
Acc_r min	Acc_r max	-4.6924E+01	4.6070E+01		c	1.2927E-05	-1.2591E-06
Force_J min	Force_J max	-1.3280E+03	1.3526E+03		d	6.1197E-02	5.7203E-02
sigma min	sigma max	-3.2494E+07	3.3097E+07		e	-1.7119E+00	1.6726E+00
K_s	K_j	3.3264E+07	2.7801E+08				

MnCu No 1 à 260 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn1p3b.dat	Donnees :	260h(1a-3b-1c)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	15-Jan-97	Date analyse :		25-oct- 97	
Aire [m^2] :	4.0930E-05	Long. [m]	7.3600E-02	Epaiss. [m] :		9.4000E-04	
m2 [kg] :	4.5000E-02	m3 [kg] :	1.7791E+01	Diam. ex.[m]		1.4800E-02	
D	E'	1.5330E+02	7.0283E+10	LP1 / UP1	a	-1.4195E-09	-5.3482E-09
eta	Eps_amp	4.5181E-02	1.2396E-04		b	1.9413E-07	1.2717E-06
delT1	delT2	-2.1400E-06	-4.7900E-06		c	-2.5998E-05	-6.1326E-05
delAr	delAm	2.6399E-01	-4.9654E-01		d	6.9770E-02	7.2550E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.2369E-04	1.2133E-04		e	4.5939E-01	-4.5749E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.2613E-04	1.2562E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.2470E-04	1.2322E-04	LN1 / UN1	a	1.3925E-09	9.0779E-09
Acc_m min	Acc_m max	-1.9970E+01	2.0035E+01		b	1.4438E-07	2.1479E-06
Acc_r min	Acc_r max	-1.7759E+01	1.7816E+01		c	2.7687E-05	1.2443E-04
Force_J min	Force_J max	-3.5643E+02	3.5529E+02		d	7.0153E-02	7.3371E-02
sigma min	sigma max	-8.7264E+06	8.6984E+06		e	-4.4747E-01	4.7852E-01
K_s	K_j	3.9085E+07	2.9349E+08				
D	E'	3.0898E+03	5.9640E+10	LP2 / UP2	a	6.6899E-12	3.0091E-11
eta	Eps_amp	5.3341E-02	5.5602E-04		b	-1.3469E-08	1.2132E-09
delT1	delT2	1.0900E-06	2.0300E-06		c	1.0635E-06	-1.1032E-06
delAr	delAm	-1.2319E+00	-3.5964E-01		d	5.9724E-02	5.8388E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.5128E-04	5.4564E-04		e	1.6141E+00	-1.6428E+00
Eps2 min	Eps2 max	-5.6231E-04	5.6568E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.5661E-04	5.5543E-04	LN2 / UN2	a	8.7474E-13	-4.1222E-11
Acc_m min	Acc_m max	-7.6753E+01	7.5505E+01		b	-2.2901E-09	-1.2525E-08
Acc_r min	Acc_r max	-6.4588E+01	6.3537E+01		c	5.7054E-06	-2.6144E-06
Force_J min	Force_J max	-1.3433E+03	1.3655E+03		d	6.0258E-02	5.7522E-02
sigma min	sigma max	-3.2889E+07	3.3433E+07		e	-1.6448E+00	1.6006E+00
K_s	K_j	3.3166E+07	2.7646E+08				
D	E'	3.5026E+02	6.8415E+10	LP3 / UP3	a	-8.5924E-10	-2.3612E-09
eta	Eps_amp	5.2851E-02	1.7560E-04		b	1.6741E-07	9.4310E-07
delT1	delT2	-2.0300E-06	-1.7900E-06		c	-1.9146E-05	-8.9706E-05
delAr	delAm	6.8032E-01	4.9064E-02		d	6.7382E-02	7.2727E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.7403E-04	1.7153E-04		e	7.1063E-01	-7.6373E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.7867E-04	1.7897E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.7625E-04	1.7494E-04	LN3 / UN3	a	4.9570E-10	1.7688E-09
Acc_m min	Acc_m max	-2.7611E+01	2.7550E+01		b	7.4657E-08	7.2248E-07
Acc_r min	Acc_r max	-2.3648E+01	2.3595E+01		c	2.3086E-05	6.1996E-05
Force_J min	Force_J max	-4.9014E+02	4.9123E+02		d	6.8388E-02	7.0701E-02
sigma min	sigma max	-1.2000E+07	1.2027E+07		e	-7.1376E-01	7.5166E-01
K_s	K_j	3.8046E+07	2.9102E+08				

MnCu No 1 à 260 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn1p3c.dat	Donnees :	260h(1d-2b-4b)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	16-Jan-97	Date analyse :		9-Nov-97	
Aire [m^2] :	4.0930E-05	Long. [m]	7.3600E-02	Epaiss. [m] :		9.4000E-04	
m2 [kg] :	4.5000E-02	m3 [kg] :	1.7791E+01	Diam. ex.[m]		1.4800E-02	
D	E'	7.6521E+02	6.5437E+10	LP1 / UP1	a	-1.7462E-10	-1.8833E-10
eta	Eps_amp	5.9866E-02	2.4935E-04		b	7.3920E-09	1.6348E-07
delT1	delT2	-4.5000E-07	-1.8900E-06		c	1.2261E-07	-9.7459E-06
delAr	delAm	-1.8797E-01	2.7838E-01		d	6.4205E-02	6.5874E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.4733E-04	2.4400E-04		e	1.0375E+00	-1.0460E+00
Eps2 min	Eps2 max	-2.5322E-04	2.5303E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.5028E-04	2.4843E-04	LN1 / UN1	a	1.6080E-10	4.2899E-11
Acc_m min	Acc_m max	-3.7869E+01	3.7610E+01		b	2.5359E-08	1.0316E-07
Acc_r min	Acc_r max	-3.1918E+01	3.1699E+01		c	1.5014E-05	3.0382E-06
Force_J min	Force_J max	-6.6184E+02	6.7108E+02		d	6.5876E-02	6.4905E-02
sigma min	sigma max	-1.6203E+07	1.6431E+07		e	-1.0523E+00	1.0496E+00
K_s	K_j	3.6390E+07	2.8957E+08				
D	E'	1.2299E+03	6.3914E+10	LP2 / UP2	a	-1.8057E-11	-1.4092E-10
eta	Eps_amp	6.1665E-02	3.1517E-04		b	-3.7072E-08	1.5190E-07
delT1	delT2	-1.6000E-07	2.3400E-06		c	7.7243E-06	-2.0800E-05
delAr	delAm	2.7111E-01	-1.4812E+00		d	6.2115E-02	6.4485E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.1347E-04	3.0904E-04		e	1.2643E+00	-1.3015E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.2037E-04	3.2121E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.1618E-04	3.1415E-04	LN2 / UN2	a	3.8597E-11	9.4969E-11
Acc_m min	Acc_m max	-4.6436E+01	4.6055E+01		b	-2.4326E-09	1.2220E-07
Acc_r min	Acc_r max	-3.9255E+01	3.8933E+01		c	9.7016E-06	1.5227E-05
Force_J min	Force_J max	-8.1937E+02	8.2614E+02		d	6.4008E-02	6.3272E-02
sigma min	sigma max	-2.0061E+07	2.0227E+07		e	-1.2743E+00	1.2931E+00
K_s	K_j	3.5543E+07	2.8579E+08				
D	E'	2.7846E+03	5.9465E+10	LP3 / UP3	a	4.7038E-12	4.0483E-11
eta	Eps_amp	5.1597E-02	5.3748E-04		b	-1.1559E-08	-7.5718E-09
delT1	delT2	-1.3000E-06	3.8400E-06		c	4.9232E-07	1.5527E-06
delAr	delAm	1.3550E+00	-2.3473E-01		d	5.9739E-02	5.8118E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.2990E-04	5.3043E-04		e	1.5070E+00	-1.5044E+00
Eps2 min	Eps2 max	-5.4203E-04	5.4755E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.3597E-04	5.3899E-04	LN3 / UN3	a	5.8627E-13	-5.2726E-11
Acc_m min	Acc_m max	-7.4464E+01	7.2779E+01		b	-3.1041E-09	-2.0764E-08
Acc_r min	Acc_r max	-6.1714E+01	6.0317E+01		c	5.3009E-06	-4.2983E-06
Force_J min	Force_J max	-1.2928E+03	1.3182E+03		d	6.0253E-02	5.7574E-02
sigma min	sigma max	-3.1651E+07	3.2271E+07		e	-1.5207E+00	1.4754E+00
K_s	K_j	3.3069E+07	2.7456E+08				

MnCu No 1 à 260 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn1p3a.dat	Donnees :	260h(1b-3a-4a)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	15-Jan-97	Date analyse :		25-oct-97	
Aire [m^2] :	4.0900E-05	Long. [m]	7.3600E-02	Epaiss. [m] :		9.4000E-04	
m2 [kg] :	4.5000E-02	m3 [kg] :	1.7800E+01	Diam. ex.[m]		1.4800E-02	
D	E'	3.0044E+02	6.8512E+10	LP1 / UP1	a	-1.0555E-09	-1.1567E-09
eta	Eps_amp	5.2043E-02	1.6377E-04		b	1.8503E-07	5.0887E-07
delT1	delT2	-2.2000E-07	-2.0600E-06		c	-1.8530E-05	-3.6902E-05
delAr	delAm	4.7965E-01	-3.9928E-01		d	6.7479E-02	7.0767E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.6246E-04	1.6049E-04		e	6.5828E-01	-6.7946E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.6632E-04	1.6638E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.6414E-04	1.6340E-04	LN1 / UN1	a	1.3330E-09	2.0834E-09
Acc_m min	Acc_m max	-2.5825E+01	2.5695E+01		b	3.0430E-07	7.6034E-07
Acc_r min	Acc_r max	-2.2487E+01	2.2375E+01		c	4.3473E-05	5.4288E-05
Force_J min	Force_J max	-4.5714E+02	4.5945E+02		d	6.9023E-02	7.0119E-02
sigma min	sigma max	-1.1192E+07	1.1249E+07		e	-6.5336E-01	6.7174E-01
K_s	K_j	3.8100E+07	2.8920E+08				
D	E'	2.1783E+03	6.1066E+10	LP2 / UP2	a	9.8990E-12	2.5075E-11
eta	Eps_amp	5.8944E-02	4.3890E-04		b	-2.6999E-08	2.3357E-08
delT1	delT2	4.2000E-07	1.0000E-07		c	5.5282E-06	-3.0533E-06
delAr	delAm	1.0718E+00	-5.5917E-01		d	6.0273E-02	6.0019E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.3496E-04	4.2946E-04		e	1.5092E+00	-1.5136E+00
Eps2 min	Eps2 max	-4.4569E-04	4.4600E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.4024E-04	4.3756E-04	LN2 / UN2	a	2.1336E-12	-4.6452E-11
Acc_m min	Acc_m max	-6.1993E+01	6.1366E+01		b	-8.2074E-09	3.6448E-09
Acc_r min	Acc_r max	-5.1873E+01	5.1349E+01		c	5.1957E-06	-1.6153E-06
Force_J min	Force_J max	-1.0865E+03	1.1029E+03		d	6.1429E-02	5.8983E-02
sigma min	sigma max	-2.6600E+07	2.7003E+07		e	-1.5262E+00	1.4965E+00
K_s	K_j	3.3960E+07	2.7679E+08				
D	E'	3.4108E+03	5.9193E+10	LP3 / UP3	a	4.3940E-12	2.8633E-11
eta	Eps_amp	5.1519E-02	5.9667E-04		b	-9.4807E-09	-3.5768E-09
delT1	delT2	2.5430E-06	2.4900E-06		c	4.0222E-08	-7.2240E-08
delAr	delAm	8.9385E-01	2.9810E-01		d	5.9439E-02	5.7833E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.9035E-04	5.8786E-04		e	1.6361E+00	-1.6604E+00
Eps2 min	Eps2 max	-6.0239E-04	6.0707E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.9623E-04	5.9710E-04	LN3 / UN3	a	2.7060E-12	-4.3592E-11
Acc_m min	Acc_m max	-8.1832E+01	8.0344E+01		b	1.1068E-09	-2.2290E-08
Acc_r min	Acc_r max	-6.8531E+01	6.7285E+01		c	6.4736E-06	-5.6518E-06
Force_J min	Force_J max	-1.4294E+03	1.4559E+03		d	5.9992E-02	5.6732E-02
sigma min	sigma max	-3.4993E+07	3.5645E+07		e	-1.6593E+00	1.5937E+00
K_s	K_j	3.2918E+07	2.7516E+08				

MnCu No 1 à 300 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn1p3e.dat	Donnees :	300h(1b-2b-3b)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	14-Jan-97	Date analyse :		9-Nov-97	
Aire [m^2] :	4.0930E-05	Long. [m]	7.3600E-02	Epaiss. [m] :		9.4000E-04	
m2 [kg] :	4.5000E-02	m3 [kg] :	1.1257E+01	Diam. ex.[m]		1.4800E-02	
D	E'	6.5971E+02	6.6387E+10	LP1 / UP1	a	-2.9689E-10	2.1699E-10
eta	Eps_amp	6.0491E-02	2.2867E-04		b	4.4809E-08	-2.9059E-08
delT1	delT2	5.0000E-07	-1.6000E-06		c	-7.2933E-06	2.3883E-05
delAr	delAm	3.6324E-01	-2.6240E-01		d	6.5241E-02	6.4359E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.2653E-04	2.2406E-04		e	9.7361E-01	-9.6047E-01
Eps2 min	Eps2 max	-2.3185E-04	2.3255E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.2912E-04	2.2822E-04	LN1 / UN1	a	3.2804E-10	-5.6950E-11
Acc_m min	Acc_m max	-5.5121E+01	5.4902E+01		b	7.4563E-08	5.0662E-08
Acc_r min	Acc_r max	-4.7874E+01	4.7684E+01		c	1.7467E-05	-9.9423E-06
Force_J min	Force_J max	-6.1804E+02	6.2049E+02		d	6.5912E-02	6.4927E-02
sigma min	sigma max	-1.5150E+07	1.5212E+07		e	-9.8743E-01	9.6859E-01
K_s	K_j	3.6919E+07	2.9303E+08				
D	E'	2.5149E+03	6.0487E+10	LP2 / UP2	a	-2.5037E-12	5.1455E-11
eta	Eps_amp	5.8292E-02	4.7649E-04		b	-7.9665E-09	-1.0265E-08
delT1	delT2	1.6800E-06	1.9700E-06		c	-1.2785E-06	6.1821E-06
delAr	delAm	6.4640E-01	-5.1261E-01		d	6.0279E-02	5.7889E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.7031E-04	4.7014E-04		e	1.5940E+00	-1.5675E+00
Eps2 min	Eps2 max	-4.8018E-04	4.8573E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.7511E-04	4.7787E-04	LN2 / UN2	a	4.6277E-12	-6.4953E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.0531E+02	1.0355E+02		b	-6.1997E-09	-2.0617E-08
Acc_r min	Acc_r max	-9.1694E+01	9.0161E+01		c	2.7156E-06	-6.1062E-06
Force_J min	Force_J max	-1.1657E+03	1.1855E+03		d	6.0058E-02	5.8214E-02
sigma min	sigma max	-2.8579E+07	2.9064E+07		e	-1.5977E+00	1.5632E+00
K_s	K_j	3.3638E+07	2.8735E+08				
D	E'	3.4951E+03	5.8875E+10	LP3 / UP3	a	-4.7852E-13	3.5387E-11
eta	Eps_amp	5.0118E-02	6.1404E-04		b	-1.4945E-09	-1.6145E-08
delT1	delT2	2.8700E-06	4.0300E-06		c	-3.3441E-06	5.6906E-06
delAr	delAm	-4.0506E+00	6.5293E-01		d	5.9423E-02	5.6462E-02
Eps1 min	Eps1 max	-6.0587E-04	6.0704E-04		e	1.6673E+00	-1.6298E+00
Eps2 min	Eps2 max	-6.1886E-04	6.2530E-04				
Epsm min	Epsm max	-6.1216E-04	6.1591E-04	LN3 / UN3	a	1.5991E-12	-4.1085E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.3233E+02	1.2965E+02		b	-1.8132E-09	-2.1729E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.1457E+02	1.1225E+02		c	3.5348E-06	-4.6901E-06
Force_J min	Force_J max	-1.4595E+03	1.4897E+03		d	5.8991E-02	5.7039E-02
sigma min	sigma max	-3.5782E+07	3.6521E+07		e	-1.6632E+00	1.6239E+00
K_s	K_j	3.2741E+07	2.8432E+08				

MnCu No 1 à 300 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn1p3d.dat	Donnees :	300h(1a-2a-3a)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	14-Jan-97	Date analyse :		9-Nov-97	
Aire [m^2] :	4.0930E-05	Long. [m]	7.3600E-02	Epaiss. [m] :		9.4000E-04	
m2 [kg] :	4.5000E-02	m3 [kg] :	1.1257E+01	Diam. ex.[m]		1.4800E-02	
D	E'	4.3202E+02	6.7926E+10	LP1 / UP1	a	-5.6566E-10	1.1638E-10
eta	Eps_amp	5.7262E-02	1.8803E-04		b	7.6334E-08	6.5055E-08
delT1	delT2	-2.1000E-06	-3.2800E-06		c	-9.1342E-06	9.3891E-06
delAr	delAm	1.1350E+00	-1.1234E+00		d	6.6728E-02	6.7744E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.8561E-04	1.8463E-04		e	7.9622E-01	-8.0601E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.9013E-04	1.9220E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.8769E-04	1.8837E-04	LN1 / UN1	a	6.5818E-10	3.2567E-10
Acc_m min	Acc_m max	-4.6497E+01	4.6069E+01		b	1.4281E-07	2.2560E-07
Acc_r min	Acc_r max	-4.0483E+01	4.0111E+01		c	2.5756E-05	9.4808E-06
Force_J min	Force_J max	-5.1860E+02	5.2341E+02		d	6.7743E-02	6.8117E-02
sigma min	sigma max	-1.2713E+07	1.2831E+07		e	-7.9828E-01	8.1157E-01
K_s	K_j	3.7774E+07	2.9605E+08				
D	E'	1.6924E+03	6.2365E+10	LP2 / UP2	a	-1.6552E-11	6.5636E-11
eta	Eps_amp	6.2816E-02	3.7083E-04		b	-1.4272E-08	7.7197E-10
delT1	delT2	1.3100E-06	8.0000E-07		c	5.8854E-07	8.3981E-06
delAr	delAm	-9.3559E-02	-5.4945E-01		d	6.1496E-02	5.9852E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.6663E-04	3.6462E-04		e	1.4281E+00	-1.4230E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.7475E-04	3.7764E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.7063E-04	3.7103E-04	LN2 / UN2	a	3.7980E-11	-7.4831E-11
Acc_m min	Acc_m max	-8.4179E+01	8.3420E+01		b	5.2057E-09	-1.1768E-09
Acc_r min	Acc_r max	-7.3077E+01	7.2418E+01		c	6.2102E-06	-5.2806E-06
Force_J min	Force_J max	-9.3906E+02	9.4760E+02		d	6.1841E-02	6.0318E-02
sigma min	sigma max	-2.3022E+07	2.3231E+07		e	-1.4402E+00	1.4181E+00
K_s	K_j	3.4682E+07	2.8681E+08				
D	E'	3.0672E+03	5.9516E+10	LP3 / UP3	a	1.9674E-12	4.2354E-11
eta	Eps_amp	5.4187E-02	5.5022E-04		b	-6.5801E-09	-1.3982E-08
delT1	delT2	2.2500E-06	3.6800E-06		c	-1.7971E-06	5.2772E-06
delAr	delAm	2.2150E-01	6.2478E-01		d	5.9692E-02	5.7114E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.4277E-04	5.4345E-04		e	1.6481E+00	-1.6226E+00
Eps2 min	Eps2 max	-5.5395E-04	5.6109E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.4829E-04	5.5214E-04	LN3 / UN3	a	5.1765E-12	-4.7675E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.1982E+02	1.1750E+02		b	-7.7210E-10	-1.8373E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.0373E+02	1.0172E+02		c	3.9723E-06	-3.7972E-06
Force_J min	Force_J max	-1.3227E+03	1.3489E+03		d	5.9469E-02	5.7657E-02
sigma min	sigma max	-3.2425E+07	3.3068E+07		e	-1.6456E+00	1.6171E+00
K_s	K_j	3.3097E+07	2.8439E+08				

MnCu No 1 à 300 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn1p3f.dat	Donnees :	300h(1d-1c-2c)				
Material :	MnCu No1	Date essai :	14-Jan-97	Date analyse :		9-Nov-97	
Aire [m^2] :	4.0930E-05	Long. [m]	7.3600E-02	Epaiss. [m] :		9.4000E-04	
m2 [kg] :	4.5000E-02	m3 [kg] :	1.1257E+01	Diam. ex.[m]		1.4800E-02	
D	E'	4.0192E+02	6.7891E+10	LP1 / UP1	a	-6.2477E-10	-4.5339E-10
eta	Eps_amp	5.6505E-02	1.8262E-04		b	8.3631E-08	2.8764E-07
delT1	delT2	-1.2000E-06	-1.5700E-06		c	-1.0520E-05	-1.7978E-05
delAr	delAm	2.2955E-01	-4.4480E-01		d	6.7027E-02	6.9174E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.8030E-04	1.7924E-04		e	7.6179E-01	-7.9180E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.8450E-04	1.8661E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.8236E-04	1.8289E-04	LN1 / UN1	a	8.3291E-10	-2.0661E-11
Acc_m min	Acc_m max	-4.5281E+01	4.4908E+01		b	1.8583E-07	8.5718E-08
Acc_r min	Acc_r max	-3.9400E+01	3.9076E+01		c	2.8990E-05	-1.0754E-05
Force_J min	Force_J max	-5.0511E+02	5.0638E+02		d	6.7874E-02	6.7262E-02
sigma min	sigma max	-1.2382E+07	1.2414E+07		e	-7.6997E-01	7.6287E-01
K_s	K_j	3.7755E+07	2.9377E+08				
D	E'	1.2416E+03	6.3862E+10	LP2 / UP2	a	-3.9938E-11	3.7609E-11
eta	Eps_amp	6.3162E-02	3.1301E-04		b	-1.8489E-08	3.2164E-08
delT1	delT2	4.9000E-07	-8.0000E-09		c	1.6051E-06	6.2721E-06
delAr	delAm	-4.5139E-01	-8.6149E-01		d	6.2608E-02	6.1933E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.0868E-04	3.0865E-04		e	1.2870E+00	-1.2794E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.1578E-04	3.1977E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.1196E-04	3.1406E-04	LN2 / UN2	a	7.1148E-11	-5.9879E-11
Acc_m min	Acc_m max	-7.2909E+01	7.1957E+01		b	6.7255E-09	1.9718E-08
Acc_r min	Acc_r max	-6.3153E+01	6.2330E+01		c	6.4431E-06	-6.9479E-06
Force_J min	Force_J max	-8.1003E+02	8.2073E+02		d	6.3066E-02	6.1789E-02
sigma min	sigma max	-1.9858E+07	2.0121E+07		e	-1.2929E+00	1.2789E+00
K_s	K_j	3.5515E+07	2.9050E+08				
D	E'	1.7410E+03	6.2208E+10	LP3 / UP3	a	1.6904E-11	1.2477E-11
eta	Eps_amp	6.1663E-02	3.8009E-04		b	-3.6622E-08	3.8568E-08
delT1	delT2	6.7000E-07	4.1000E-07		c	5.4663E-06	-7.1845E-07
delAr	delAm	-3.5140E-02	-5.3355E-02		d	6.1116E-02	6.0367E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.7488E-04	3.7458E-04		e	1.4462E+00	-1.4319E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.8205E-04	3.8934E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.7840E-04	3.8178E-04	LN3 / UN3	a	7.4137E-12	-7.4368E-11
Acc_m min	Acc_m max	-8.6458E+01	8.4892E+01		b	-1.6043E-08	-7.4926E-09
Acc_r min	Acc_r max	-7.4692E+01	7.3340E+01		c	1.4046E-06	-8.4478E-06
Force_J min	Force_J max	-9.5563E+02	9.7325E+02		d	6.1413E-02	5.9612E-02
sigma min	sigma max	-2.3429E+07	2.3860E+07		e	-1.4509E+00	1.4139E+00
K_s	K_j	3.4595E+07	2.8803E+08				

MnCu No 2 à 240 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn2p2l.dat	Donnees :	240h(1e-1g-3b)				
Material :	MnCu No2	Date essai :	24-Jan-97	Date analyse :		1-Nov-97	
Aire [m^2] :	5.8622E-05	Long. [m]	7.6100E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	5.0000E-02	m3 [kg] :	2.4309E+01	Diam. ex.[m]		1.3940E-02	
D	E'	3.9947E+02	8.1938E+10	LP1 / UP1	a	-5.4187E-10	5.0108E-10
eta	Eps_amp	4.3288E-02	1.8934E-04		b	1.0025E-07	-6.4602E-08
delT1	delT2	-1.6000E-06	-2.1000E-06		c	-1.4424E-05	1.9865E-05
delAr	delAm	6.5606E-01	-1.2406E+00		d	8.1192E-02	8.1618E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.8861E-04	1.8379E-04		e	7.1705E-01	-7.3904E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.9648E-04	1.8869E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.9250E-04	1.8618E-04	LN1 / UN1	a	2.4786E-10	3.1614E-10
Acc_m min	Acc_m max	-3.6836E+01	3.7872E+01		b	3.1381E-08	2.3902E-07
Acc_r min	Acc_r max	-3.4554E+01	3.5525E+01		c	1.7788E-05	1.7675E-05
Force_J min	Force_J max	-9.2062E+02	8.9546E+02		d	8.1971E-02	8.2632E-02
sigma min	sigma max	-1.5731E+07	1.5297E+07		e	-7.4502E-01	7.4214E-01
K_s	K_j	6.3119E+07	2.9301E+08				
D	E'	1.4057E+03	7.7278E+10	LP2 / UP2	a	-9.6570E-12	1.1069E-10
eta	Eps_amp	5.0082E-02	3.4002E-04		b	-3.7535E-08	-1.4697E-08
delT1	delT2	1.3100E-06	8.3000E-07		c	7.0991E-06	1.0795E-05
delAr	delAm	1.5972E+00	-6.5662E-01		d	7.5688E-02	7.5279E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.3884E-04	3.2992E-04		e	1.3365E+00	-1.2858E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.5183E-04	3.4033E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.4508E-04	3.3496E-04	LN2 / UN2	a	4.5457E-12	-7.6464E-11
Acc_m min	Acc_m max	-6.2558E+01	6.3983E+01		b	-1.5722E-08	-6.1999E-10
Acc_r min	Acc_r max	-6.1027E+01	6.2416E+01		c	5.7540E-06	-7.4773E-06
Force_J min	Force_J max	-1.5554E+03	1.5207E+03		d	7.7204E-02	7.5261E-02
sigma min	sigma max	-2.6575E+07	2.5977E+07		e	-1.3352E+00	1.3339E+00
K_s	K_j	5.9530E+07	2.9185E+08				
D	E'	3.7456E+03	7.2358E+10	LP3 / UP3	a	1.8866E-11	3.7866E-11
eta	Eps_amp	4.7068E-02	5.9167E-04		b	-2.4433E-08	-1.0652E-08
delT1	delT2	2.0100E-06	5.3100E-06		c	5.4454E-07	4.2567E-06
delAr	delAm	4.8568E+00	-4.6822E-01		d	7.3814E-02	6.9317E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.9414E-04	5.6777E-04		e	1.7503E+00	-1.6474E+00
Eps2 min	Eps2 max	-6.1807E-04	5.8734E-04				
Epsm min	Epsm max	-6.0609E-04	5.7725E-04	LN3 / UN3	a	-1.2185E-11	-5.2539E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.0086E+02	1.0528E+02		b	-1.8554E-08	-3.5039E-08
Acc_r min	Acc_r max	-9.6874E+01	1.0112E+02		c	5.7360E-08	-1.0497E-05
Force_J min	Force_J max	-2.5593E+03	2.4518E+03		d	7.3430E-02	6.9773E-02
sigma min	sigma max	-4.3739E+07	4.1885E+07		e	-1.7638E+00	1.7230E+00
K_s	K_j	5.5740E+07	3.0248E+08				

MnCu No 2 à 240 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn2p2m.dat	Donnees :	240h(1f-2c-1h)				
Material :	MnCu No2	Date essai :	24-Jan-97	Date analyse :		1-Nov-97	
Aire [m^2] :	5.8622E-05	Long. [m]	7.6100E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	5.0000E-02	m3 [kg] :	2.4309E+01	Diam. ex.[m]		1.3940E-02	
D	E'	7.3671E+02	7.9798E+10	LP1 / UP1	a	-2.0948E-10	2.9710E-10
eta	Eps_amp	4.7214E-02	2.4948E-04		b	3.3371E-08	-5.4129E-08
delT1	delT2	-1.3900E-06	-1.4100E-06		c	-6.3721E-06	1.7226E-05
delAr	delAm	-7.9271E-01	-5.1481E-01		d	7.8819E-02	7.8947E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.4846E-04	2.4313E-04		e	9.8427E-01	-9.9264E-01
Eps2 min	Eps2 max	-2.5793E-04	2.4927E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.5309E-04	2.4588E-04	LN1 / UN1	a	1.7979E-10	-2.3429E-10
Acc_m min	Acc_m max	-4.7387E+01	4.8454E+01		b	5.5735E-08	-4.7003E-08
Acc_r min	Acc_r max	-4.5786E+01	4.6816E+01		c	2.1070E-05	-2.0048E-05
Force_J min	Force_J max	-1.1779E+03	1.1519E+03		d	8.0342E-02	7.7806E-02
sigma min	sigma max	-2.0129E+07	1.9688E+07		e	-1.0109E+00	9.7850E-01
K_s	K_j	6.1471E+07	2.9048E+08				
D	E'	2.1549E+03	7.5119E+10	LP2 / UP2	a	4.8076E-11	5.9633E-11
eta	Eps_amp	5.0449E-02	4.2544E-04		b	-6.3227E-08	-7.8014E-10
delT1	delT2	1.5700E-06	2.1800E-06		c	1.2688E-05	4.1833E-06
delAr	delAm	3.7505E+00	-1.0004E+00		d	7.4001E-02	7.3155E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.2601E-04	4.0993E-04		e	1.5425E+00	-1.5109E+00
Eps2 min	Eps2 max	-4.4311E-04	4.2330E-04			0.0000E+00	0.0000E+00
Epsm min	Epsm max	-4.3452E-04	4.1635E-04	LN2 / UN2	a	-1.4737E-11	-7.6952E-11
Acc_m min	Acc_m max	-7.5599E+01	7.8341E+01		b	-2.3794E-08	-2.5558E-08
Acc_r min	Acc_r max	-7.1194E+01	7.3778E+01		c	1.6905E-06	-1.0327E-05
Force_J min	Force_J max	-1.9035E+03	1.8368E+03		d	7.5508E-02	7.2610E-02
sigma min	sigma max	-3.2524E+07	3.1393E+07		e	-1.5406E+00	1.5364E+00
K_s	K_j	5.7867E+07	2.9235E+08				
D	E'	7.2654E+02	7.9765E+10	LP3 / UP3	a	-1.9045E-10	4.1374E-10
eta	Eps_amp	4.7108E-02	2.4809E-04		b	1.5518E-08	-1.1864E-07
delT1	delT2	-2.9700E-06	-1.5800E-06		c	-1.3961E-06	2.8883E-05
delAr	delAm	2.9278E+00	-6.7077E-01		d	7.8220E-02	7.8104E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.4705E-04	2.4100E-04		e	9.9531E-01	-9.6586E-01
Eps2 min	Eps2 max	-2.5699E-04	2.4806E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.5181E-04	2.4436E-04	LN3 / UN3	a	1.6207E-10	-2.1277E-10
Acc_m min	Acc_m max	-4.7120E+01	4.8165E+01		b	4.4351E-08	-3.9042E-08
Acc_r min	Acc_r max	-4.5858E+01	4.6875E+01		c	1.8422E-05	-1.9720E-05
Force_J min	Force_J max	-1.1708E+03	1.1454E+03		d	8.0023E-02	7.7651E-02
sigma min	sigma max	-2.0005E+07	1.9573E+07		e	-9.9931E-01	9.6906E-01
K_s	K_j	6.1446E+07	2.9511E+08				

MnCu No 2 à 275 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn2p2k.dat	Donnees :	275h(1f-2c-2d)				
Material :	MnCu No2	Date essai :	24-Jan-97	Date analyse :		1-Nov-97	
Aire [m^2] :	5.8622E-05	Long. [m]	7.6100E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	5.0000E-02	m3 [kg] :	1.7801E+01	Diam. ex.[m]		1.3940E-02	
D	E'	7.0802E+02	8.0139E+10	LP1 / UP1	a	-1.1846E-10	-5.2453E-11
eta	Eps_amp	4.6701E-02	2.4539E-04		b	-1.0605E-08	1.2036E-07
delT1	delT2	-1.1500E-06	-3.7000E-07		c	-1.8998E-06	-9.8809E-06
delAr	delAm	2.4004E-01	-4.9344E-01		d	7.8983E-02	8.0559E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.4266E-04	2.4047E-04		e	9.8660E-01	-9.9155E-01
Eps2 min	Eps2 max	-2.5285E-04	2.4625E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.4749E-04	2.4330E-04	LN1 / UN1	a	1.9156E-10	2.0921E-12
Acc_m min	Acc_m max	-6.4205E+01	6.5042E+01		b	5.0630E-08	9.3220E-08
Acc_r min	Acc_r max	-5.6864E+01	5.7606E+01		c	1.7377E-05	7.0973E-06
Force_J min	Force_J max	-1.1578E+03	1.1429E+03		d	8.0115E-02	8.0327E-02
sigma min	sigma max	-1.9794E+07	1.9537E+07		e	-9.8530E-01	1.0103E+00
K_s	K_j	6.1734E+07	3.0279E+08				
D	E'	1.9021E+03	7.5729E+10	LP2 / UP2	a	4.3189E-11	1.4786E-12
eta	Eps_amp	4.9984E-02	3.9994E-04		b	-5.6378E-08	4.7340E-08
delT1	delT2	4.5000E-07	1.6300E-06		c	7.8462E-06	-5.2342E-06
delAr	delAm	-3.5784E-01	-3.7064E-01		d	7.5111E-02	7.4354E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.9771E-04	3.8904E-04		e	1.4863E+00	-1.4854E+00
Eps2 min	Eps2 max	-4.0967E-04	4.0382E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.0362E-04	3.9627E-04	LN2 / UN2	a	-1.9898E-11	-4.4299E-11
Acc_m min	Acc_m max	-9.8622E+01	1.0036E+02		b	-3.5416E-08	1.1970E-08
Acc_r min	Acc_r max	-8.9794E+01	9.1380E+01		c	-3.2933E-06	-1.3821E-07
Force_J min	Force_J max	-1.7866E+03	1.7556E+03		d	7.5170E-02	7.4779E-02
sigma min	sigma max	-3.0552E+07	3.0023E+07		e	-1.4977E+00	1.5201E+00
K_s	K_j	5.8337E+07	3.0294E+08				
D	E'	2.5582E+03	7.4335E+10	LP3 / UP3	a	5.7148E-11	5.0066E-11
eta	Eps_amp	4.9699E-02	4.6949E-04		b	-6.6454E-08	-7.4934E-09
delT1	delT2	6.0000E-08	3.0300E-06		c	1.2940E-05	7.9172E-06
delAr	delAm	2.5412E+00	-5.6174E-01		d	7.3401E-02	7.0739E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.6662E-04	4.5700E-04		e	1.6586E+00	-1.5390E+00
Eps2 min	Eps2 max	-4.8176E-04	4.7293E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.7413E-04	4.6484E-04	LN3 / UN3	a	-3.3011E-11	-5.0001E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.1363E+02	1.1572E+02		b	-4.3791E-08	-8.8173E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.0437E+02	1.0629E+02		c	-7.5027E-06	-3.4994E-06
Force_J min	Force_J max	-2.0599E+03	2.0228E+03		d	7.3656E-02	7.2737E-02
sigma min	sigma max	-3.5223E+07	3.4576E+07		e	-1.6356E+00	1.6299E+00
K_s	K_j	5.7262E+07	3.0554E+08				

MnCu No 2 à 275 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn2p2j.dat	Donnees :	275h(1e-1g-3b)				
Material :	MnCu No2	Date essai :	24-Jan-97	Date analyse :		1-Nov-97	
Aire [m^2] :	5.8622E-05	Long. [m]	7.6100E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	5.0000E-02	m3 [kg] :	1.7801E+01	Diam. ex.[m]		1.3940E-02	
D	E'	4.1642E+02	8.1911E+10	LP1 / UP1	a	-2.5124E-10	-1.3292E-10
eta	Eps_amp	4.2870E-02	1.9429E-04		b	8.2849E-09	1.8452E-07
delT1	delT2	-9.7000E-07	-1.3400E-06		c	-7.0114E-06	-1.3535E-05
delAr	delAm	7.8397E-01	-3.8626E-01		d	8.1121E-02	8.3006E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.9295E-04	1.9032E-04		e	7.4157E-01	-7.6570E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.9940E-04	1.9535E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.9600E-04	1.9257E-04	LN1 / UN1	a	5.1122E-10	-1.5781E-11
Acc_m min	Acc_m max	-5.2002E+01	5.2589E+01		b	1.3032E-07	1.0494E-07
Acc_r min	Acc_r max	-4.6197E+01	4.6719E+01		c	2.6795E-05	-5.7456E-10
Force_J min	Force_J max	-9.3614E+02	9.2568E+02		d	8.2056E-02	8.1769E-02
sigma min	sigma max	-1.6003E+07	1.5826E+07		e	-7.5714E-01	7.4639E-01
K_s	K_j	6.3099E+07	3.0727E+08				
D	E'	1.2881E+03	7.7648E+10	LP2 / UP2	a	6.8302E-11	6.8513E-11
eta	Eps_amp	5.0025E-02	3.2490E-04		b	-8.2918E-08	1.0081E-08
delT1	delT2	-6.2000E-07	4.5000E-07		c	1.2630E-05	9.1250E-06
delAr	delAm	7.9113E-01	-8.1904E-01		d	7.6016E-02	7.5475E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.2276E-04	3.1727E-04		e	1.3022E+00	-1.2493E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.3401E-04	3.2681E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.2787E-04	3.2192E-04	LN2 / UN2	a	1.5364E-11	-9.9085E-11
Acc_m min	Acc_m max	-8.2231E+01	8.3573E+01		b	-1.6133E-08	-1.4049E-08
Acc_r min	Acc_r max	-7.6115E+01	7.7357E+01		c	3.7266E-06	-1.2276E-05
Force_J min	Force_J max	-1.4877E+03	1.4638E+03		d	7.7161E-02	7.5550E-02
sigma min	sigma max	-2.5432E+07	2.5023E+07		e	-1.3009E+00	1.2704E+00
K_s	K_j	5.9815E+07	2.9910E+08				
D	E'	3.8637E+03	7.2098E+10	LP3 / UP3	a	6.9427E-12	3.4506E-11
eta	Eps_amp	4.6353E-02	6.0663E-04		b	-7.2370E-09	-9.4674E-09
delT1	delT2	2.4000E-06	6.1800E-06		c	-7.1550E-06	3.5623E-06
delAr	delAm	-4.9059E+00	-3.8565E-01		d	7.4573E-02	6.8943E-02
Eps1 min	Eps1 max	-6.0704E-04	5.8619E-04		e	1.7705E+00	-1.6925E+00
Eps2 min	Eps2 max	-6.2455E-04	6.0934E-04				
Epsm min	Epsm max	-6.1580E-04	5.9747E-04	LN3 / UN3	a	-9.8968E-12	-4.5528E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.4165E+02	1.4569E+02		b	-1.6553E-08	-2.8114E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.3125E+02	1.3499E+02		c	-3.5393E-08	-7.6903E-06
Force_J min	Force_J max	-2.5934E+03	2.5216E+03		d	7.3098E-02	7.0128E-02
sigma min	sigma max	-4.4348E+07	4.3126E+07		e	-1.7437E+00	1.7426E+00
K_s	K_j	5.5539E+07	3.1395E+08				

MnCu No 2 à 360 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn2p2g.dat	Donnees :	360h(1b-4a-7a)				
Material :	MnCu No2	Date essai :	24-Jan-97	Date analyse :		1-Nov-97	
Aire [m^2] :	5.8622E-05	Long. [m]	7.6100E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	5.0000E-02	m3 [kg] :	1.1267E+01	Diam. ex.[m]		1.3940E-02	
D	E'	3.9775E+02	8.2038E+10	LP1 / UP1	a	-2.2304E-10	-1.1172E-10
eta	Eps_amp	4.4020E-02	1.8724E-04		b	-2.8012E-08	1.9471E-07
delT1	delT2	-5.4000E-07	-8.5000E-07		c	-2.6819E-06	-1.3150E-05
delAr	delAm	3.5878E-01	6.7206E-01		d	8.1185E-02	8.2438E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.8648E-04	1.8463E-04		e	7.2765E-01	-7.1808E-01
Eps2 min	Eps2 max	-1.9023E-04	1.8822E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.8818E-04	1.8630E-04	LN1 / UN1	a	7.0458E-10	-2.9119E-10
Acc_m min	Acc_m max	-7.9310E+01	8.0117E+01		b	1.7458E-07	4.1207E-08
Acc_r min	Acc_r max	-7.0531E+01	7.1249E+01		c	2.8017E-05	-3.6013E-06
Force_J min	Force_J max	-9.0268E+02	8.9150E+02		d	8.2124E-02	8.2073E-02
sigma min	sigma max	-1.5456E+07	1.5265E+07		e	-7.2465E-01	7.3155E-01
K_s	K_j	6.3197E+07	3.2630E+08				
D	E'	1.5043E+03	7.6683E+10	LP2 / UP2	a	-4.9540E-11	2.0196E-10
eta	Eps_amp	5.1417E-02	3.4849E-04		b	8.9864E-09	-8.7410E-08
delT1	delT2	9.6000E-07	2.7100E-06		c	-1.0188E-05	2.9582E-05
delAr	delAm	-5.2350E+00	1.5043E+00		d	7.7163E-02	7.2114E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.4721E-04	3.4296E-04		e	1.3776E+00	-1.2881E+00
Eps2 min	Eps2 max	-3.5259E-04	3.5165E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.4985E-04	3.4714E-04	LN2 / UN2	a	-8.7666E-12	-1.0883E-10
Acc_m min	Acc_m max	-1.3772E+02	1.3935E+02		b	-3.6340E-08	-2.8177E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.2794E+02	1.2946E+02		c	-4.6532E-06	-1.4683E-05
Force_J min	Force_J max	-1.5700E+03	1.5517E+03		d	7.5522E-02	7.4245E-02
sigma min	sigma max	-2.6889E+07	2.6558E+07		e	-1.3395E+00	1.3221E+00
K_s	K_j	5.9071E+07	3.2495E+08			0.0000E+00	0.0000E+00
D	E'	3.3534E+03	7.2133E+10	LP3 / UP3	a	1.2142E-11	5.4518E-11
eta	Eps_amp	4.5706E-02	5.6900E-04		b	-1.3310E-08	-2.7324E-08
delT1	delT2	2.5500E-06	6.3000E-06		c	-4.8245E-06	9.7401E-06
delAr	delAm	2.7092E+00	4.0208E-01		d	7.3865E-02	6.8270E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.7017E-04	5.5722E-04		e	1.7367E+00	-1.5818E+00
Eps2 min	Eps2 max	-5.7185E-04	5.7711E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.7089E-04	5.6711E-04	LN3 / UN3	a	-1.6079E-11	-5.4069E-11
Acc_m min	Acc_m max	-2.1162E+02	2.1386E+02		b	-2.7230E-08	-2.9485E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.8841E+02	1.9040E+02		c	-6.0147E-06	-6.4299E-06
Force_J min	Force_J max	-2.4096E+03	2.3844E+03		d	7.2018E-02	7.1240E-02
sigma min	sigma max	-4.1261E+07	4.0827E+07		e	-1.6144E+00	1.7073E+00
K_s	K_j	5.5566E+07	3.4237E+08				

MnCu No 2 à 360 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn2p2h.dat	Donnees :	360h(2c-3b-6a)				
Material :	MnCu No2	Date essai :	24-Jan-97	Date analyse :		1-Nov-97	
Aire [m^2] :	5.8622E-05	Long. [m]	7.6100E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	5.0000E-02	m3 [kg] :	1.1267E+01	Diam. ex.[m]		1.3940E-02	
D	E'	6.0497E+02	8.0687E+10	LP1 / UP1	a	-1.3461E-10	3.5961E-10
eta	Eps_amp	4.7492E-02	2.2417E-04		b	-2.0363E-08	-6.2176E-08
delT1	delT2	-4.5000E-07	-6.6000E-07		c	-2.8739E-06	2.2018E-05
delAr	delAm	-1.6060E+00	3.5566E-01		d	7.9805E-02	7.8744E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.2265E-04	2.2121E-04		e	9.1266E-01	-8.7219E-01
Eps2 min	Eps2 max	-2.2632E-04	2.2712E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.2427E-04	2.2407E-04	LN1 / UN1	a	2.5427E-10	-2.8446E-10
Acc_m min	Acc_m max	-9.3565E+01	9.3928E+01		b	5.4498E-08	-1.9704E-08
Acc_r min	Acc_r max	-8.2044E+01	8.2363E+01		c	1.5584E-05	-1.1843E-05
Force_J min	Force_J max	-1.0583E+03	1.0542E+03		d	8.0488E-02	7.9901E-02
sigma min	sigma max	-1.8123E+07	1.8053E+07		e	-8.9821E-01	9.0082E-01
K_s	K_j	6.2156E+07	3.2474E+08				
D	E'	9.7684E+02	7.8687E+10	LP2 / UP2	a	2.1548E-11	2.2245E-10
eta	Eps_amp	5.0390E-02	2.8004E-04		b	-6.0013E-08	-5.6355E-08
delT1	delT2	5.4000E-07	6.2000E-07		c	3.3616E-06	2.3278E-05
delAr	delAm	-7.0961E-01	-2.8963E-01		d	7.7912E-02	7.5682E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.7939E-04	2.7503E-04		e	1.1500E+00	-1.0936E+00
Eps2 min	Eps2 max	-2.8396E-04	2.8246E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.8159E-04	2.7849E-04	LN2 / UN2	a	1.6448E-10	-2.4121E-10
Acc_m min	Acc_m max	-1.1361E+02	1.1508E+02		b	5.1412E-08	-6.3298E-08
Acc_r min	Acc_r max	-9.8570E+01	9.9844E+01		c	1.4898E-05	-1.9971E-05
Force_J min	Force_J max	-1.2941E+03	1.2800E+03		d	7.8720E-02	7.6960E-02
sigma min	sigma max	-2.2154E+07	2.1917E+07		e	-1.1235E+00	1.1322E+00
K_s	K_j	6.0615E+07	3.2228E+08				
D	E'	2.9719E+03	7.3016E+10	LP3 / UP3	a	2.3768E-11	5.8551E-11
eta	Eps_amp	4.7701E-02	5.2116E-04		b	-2.4932E-08	-2.5561E-08
delT1	delT2	1.2000E-06	5.1700E-06		c	-2.2956E-06	1.1461E-05
delAr	delAm	-4.0546E+00	1.1323E+00		d	7.4289E-02	6.8504E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.2127E-04	5.1153E-04		e	1.6910E+00	-1.5158E+00
Eps2 min	Eps2 max	-5.2386E-04	5.2888E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.2231E-04	5.2001E-04	LN3 / UN3	a	-1.5597E-11	-6.5726E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.9638E+02	1.9808E+02		b	-2.7566E-08	-3.4905E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.7508E+02	1.7660E+02		c	-5.4282E-06	-1.0224E-05
Force_J min	Force_J max	-2.2317E+03	2.2126E+03		d	7.2647E-02	7.1085E-02
sigma min	sigma max	-3.8219E+07	3.7886E+07		e	-1.5962E+00	1.6363E+00
K_s	K_j	5.6246E+07	3.3745E+08				

MnCu No 2 à 360 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	mn2p2i.dat	Donnees :	360h(5a-2d-2e)				
Material :	MnCu No2	Date essai :	24-Jan-97	Date analyse :		1-Nov-97	
Aire [m^2] :	5.8622E-05	Long. [m]	7.6100E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	5.0000E-02	m3 [kg] :	1.1267E+01	Diam. ex.[m]		1.3940E-02	
D	E'	2.3829E+03	7.4186E+10	LP1 / UP1	a	2.6985E-11	2.7843E-11
eta	Eps_amp	4.9591E-02	4.5407E-04		b	-2.6727E-08	1.9690E-08
delT1	delT2	1.3500E-06	5.6200E-06		c	-4.1303E-06	-2.0390E-06
delAr	delAm	-4.3346E+00	-6.3137E-01		d	7.5520E-02	7.1751E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.5350E-04	4.4579E-04		e	1.5706E+00	-1.5390E+00
Eps2 min	Eps2 max	-4.5906E-04	4.5835E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.5619E-04	4.5194E-04	LN1 / UN1	a	-5.5573E-12	-1.1039E-10
Acc_m min	Acc_m max	-1.7340E+02	1.7578E+02		b	-2.2153E-08	-6.4633E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.6348E+02	1.6572E+02		c	-3.4097E-06	-2.1639E-05
Force_J min	Force_J max	-1.9805E+03	1.9537E+03		d	7.3639E-02	7.0854E-02
sigma min	sigma max	-3.3920E+07	3.3451E+07		e	-1.5304E+00	1.5118E+00
K_s	K_j	5.7148E+07	3.3097E+08				
D	E'	6.0223E+02	8.0557E+10	LP2 / UP2	a	-3.2050E-10	1.9092E-10
eta	Eps_amp	4.7395E-02	2.2407E-04		b	6.8504E-08	4.1680E-08
delT1	delT2	-1.9400E-06	-9.2000E-07		c	-1.7272E-05	1.3255E-06
delAr	delAm	2.0640E-01	-1.1950E+00		d	8.0657E-02	8.0291E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.2392E-04	2.1986E-04		e	8.9928E-01	-9.0085E-01
Eps2 min	Eps2 max	-2.2718E-04	2.2591E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.2546E-04	2.2268E-04	LN2 / UN2	a	3.2403E-10	-5.7903E-10
Acc_m min	Acc_m max	-9.2941E+01	9.4219E+01		b	8.4455E-08	-1.6534E-07
Acc_r min	Acc_r max	-8.5150E+01	8.6320E+01		c	1.9708E-05	-3.5166E-05
Force_J min	Force_J max	-1.0616E+03	1.0472E+03		d	8.0674E-02	7.8590E-02
sigma min	sigma max	-1.8181E+07	1.7920E+07		e	-8.9202E-01	8.8467E-01
K_s	K_j	6.2056E+07	3.1856E+08				
D	E'	6.2052E+02	8.0794E+10	LP3 / UP3	a	-2.0303E-10	4.1817E-10
eta	Eps_amp	4.7663E-02	2.2648E-04		b	1.4273E-08	-8.6255E-08
delT1	delT2	9.6000E-07	-2.7200E-06		c	-7.2979E-06	2.3790E-05
delAr	delAm	-4.8075E+00	-4.9324E-01		d	7.9826E-02	7.8897E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.2518E-04	2.2308E-04		e	9.3403E-01	-9.0091E-01
Eps2 min	Eps2 max	-2.3013E-04	2.2797E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.2754E-04	2.2541E-04	LN3 / UN3	a	4.4765E-10	-6.5459E-10
Acc_m min	Acc_m max	-9.4348E+01	9.5334E+01		b	1.4347E-07	-1.9835E-07
Acc_r min	Acc_r max	-8.3676E+01	8.4550E+01		c	2.6824E-05	-3.8357E-05
Force_J min	Force_J max	-1.0741E+03	1.0630E+03		d	8.0667E-02	7.8624E-02
sigma min	sigma max	-1.8393E+07	1.8203E+07		e	-9.2136E-01	9.1198E-01
K_s	K_j	6.2238E+07	3.2117E+08				

NiTi No 1 à 2 Hz

Banc d'essai : Appareil servohydraulique MTS

Fichier :	ntbmtsa.dat	Donnees :	2h(600a-1750a-2100a)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	3-Mar-97	Date analyse :	17-fev-98		
Aire [m^2] :	6.0600E-05	Long. [m]	7.3700E-02	Epaiss. [m] :	1.4200E-03		
				Diam. ex.[m]	1.5000E-02		
D	E'	2.7774E+00	6.1372E+10	LP1 / UP1	a	1.7892E-09	-9.3175E-10
eta	Eps_amp	5.2244E-04	1.6605E-04		b	-6.4020E-07	3.3169E-07
tempa	Force_ma	-8.2000E-07	-2.8045E+00		c	7.2054E-05	-4.0413E-05
Eps1 min	Eps1 max	-1.7054E-04	1.6536E-04		d	5.8481E-02	6.3299E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.6320E-04	1.6510E-04		e	2.6154E-02	-5.5881E-02
Epsm min	Epsm max	-1.6605E-04	1.6605E-04				
Force min	Force max	-6.1737E+02	6.1737E+02	LN1 / UN1	a	-2.7102E-10	2.2141E-10
sigma min	sigma max	-1.0191E+07	1.0191E+07		b	-8.9692E-08	5.3706E-08
					c	-4.8818E-06	2.7192E-06
					d	6.1688E-02	6.1315E-02
					e	-1.7980E-02	-2.0533E-02
D	E'	1.4944E+02	6.0308E+10	LP2 / UP2	a	-1.2443E-11	1.4361E-11
eta	Eps_amp	3.3901E-03	4.8235E-04		b	1.1096E-08	-1.1554E-08
tempa	Force_ma	-1.9850E-06	-5.9980E+00		c	-5.1618E-06	1.9973E-06
Eps1 min	Eps1 max	-4.8857E-04	4.8770E-04		d	6.1362E-02	6.0593E-02
Eps2 min	Eps2 max	-4.8019E-04	4.7303E-04		e	9.4425E-02	-8.5935E-02
Epsm min	Epsm max	-4.8235E-04	4.8235E-04				
Force min	Force max	-1.7623E+03	1.7623E+03	LN2 / UN2	a	4.1911E-12	5.0890E-12
sigma min	sigma max	-2.9090E+07	2.9090E+07		b	3.7911E-09	6.7619E-09
					c	3.0456E-06	3.5091E-06
					d	6.1170E-02	6.1241E-02
					e	-9.5052E-02	1.1652E-01
D	E'	2.5451E+02	5.9991E+10	LP3 / UP3	a	-4.7635E-13	4.7779E-12
eta	Eps_amp	3.9822E-03	5.8234E-04		b	-7.9941E-10	-4.6061E-09
tempa	Force_ma	-3.1500E-06	-1.4283E+01		c	-1.1270E-06	4.5001E-07
Eps1 min	Eps1 max	-5.8851E-04	5.8894E-04		d	6.0691E-02	6.0537E-02
Eps2 min	Eps2 max	-5.8246E-04	5.6943E-04		e	1.6119E-01	-1.3410E-01
Epsm min	Epsm max	-5.8234E-04	5.8234E-04				
Force min	Force max	-2.1164E+03	2.1164E+03	LN3 / UN3	a	7.0376E-12	-4.7811E-13
sigma min	sigma max	-3.4935E+07	3.4935E+07		b	7.7777E-09	9.3495E-10
					c	4.8430E-06	1.8957E-06
					d	6.1330E-02	6.0917E-02
					e	-1.1111E-01	1.4757E-01

NiTi No 1 à 2 Hz

Banc d'essai : Appareil servohydraulique MTS

Fichier :	ntbmtsb.dat	Donnees :	2h(600b-1000a-2100a)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	3-Mar-97	Date analyse	:	17-fev-98	
Aire [m^2] :	6.0581E-05	Long. [m]	7.3700E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
				Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	3.7996E+00	6.1221E+10	LP1 / UP1	a	-1.7882E-10	2.5075E-10
eta	Eps_amp	7.0057E-04	1.6793E-04		b	7.8603E-08	-1.0696E-07
tempa	Force_ma	-7.5500E-07	-3.2365E+00		c	-1.4980E-05	1.5747E-05
Eps1 min	Eps1 max	-1.7140E-04	1.6812E-04		d	6.2275E-02	6.0375E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.6596E-04	1.6622E-04		e	1.6145E-02	2.4521E-02
Epsm min	Epsm max	-1.6793E-04	1.6793E-04				
Force min	Force max	-6.2281E+02	6.2281E+02	LN1 / UN1	a	5.8588E-11	-2.7021E-10
sigma min	sigma max	-1.0281E+07	1.0281E+07		b	3.4243E-08	-9.4131E-08
					c	7.4531E-06	-7.9169E-06
					d	6.1710E-02	6.1360E-02
					e	1.1453E-02	3.7591E-02
D	E'	2.9771E+01	6.1078E+10	LP2 / UP2	a	-8.6553E-11	1.6405E-10
eta	Eps_amp	2.0147E-03	2.7751E-04		b	4.7163E-08	-8.7140E-08
tempa	Force_ma	1.0350E-06	-4.3150E-01		c	-1.0363E-05	1.4722E-05
Eps1 min	Eps1 max	-2.7859E-04	2.8308E-04		d	6.1850E-02	6.0141E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.7445E-04	2.7401E-04		e	2.3407E-02	-1.6219E-02
Epsm min	Epsm max	-2.7751E-04	2.7751E-04				
Force min	Force max	-1.0268E+03	1.0268E+03	LN2 / UN2	a	-5.4204E-12	-2.6099E-11
sigma min	sigma max	-1.6950E+07	1.6950E+07		b	-5.4138E-09	-1.0359E-08
					c	9.3717E-07	-4.0275E-07
					d	6.1340E-02	6.1230E-02
					e	-4.5507E-02	2.9167E-02
D	E'	2.5451E+02	5.9991E+10	LP3 / UP3	a	-4.7635E-13	4.7779E-12
eta	Eps_amp	3.9822E-03	5.8234E-04		b	-7.9941E-10	-4.6061E-09
tempa	Force_ma	-3.1500E-06	-1.4283E+01		c	-1.1270E-06	4.5001E-07
Eps1 min	Eps1 max	-5.8851E-04	5.8894E-04		d	6.0691E-02	6.0537E-02
Eps2 min	Eps2 max	-5.8246E-04	5.6943E-04		e	1.6119E-01	-1.3410E-01
Epsm min	Epsm max	-5.8234E-04	5.8234E-04				
Force min	Force max	-2.1164E+03	2.1164E+03	LN3 / UN3	a	7.0376E-12	-4.7811E-13
sigma min	sigma max	-3.4935E+07	3.4935E+07		b	7.7777E-09	9.3495E-10
					c	4.8430E-06	1.8957E-06
					d	6.1330E-02	6.0917E-02
					e	-1.1111E-01	1.4757E-01

NiTi No 1 à 240 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntmbp2g.dat	Donnees :	240h(1a-1c-2b)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	20-Jan-97	Date analyse :		6-fev-97	
Aire [m^2] :	6.0600E-05	Long. [m]	7.3700E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
m2 [kg] :	4.6000E-02	m3 [kg] :	2.4300E+01	Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	2.6847E+01	6.3160E+10	LP1 / UP1	a	-5.6906E-11	-4.7225E-12
eta	Eps_amp	3.6873E-03	1.9156E-04		b	-1.3677E-08	5.2483E-09
delT1	delT2	-1.3900E-06	-2.2000E-06		c	4.4170E-06	5.6566E-08
delAr	delAm	2.2652E-01	-6.5895E-01		d	6.3078E-02	6.3274E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.9616E-04	1.9566E-04		e	3.8545E-02	-3.9272E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.8810E-04	1.8749E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.9172E-04	1.9139E-04	LN1 / UN1	a	-6.9288E-11	5.8053E-12
Acc_m min	Acc_m max	-3.0097E+01	3.0078E+01		b	-4.5119E-08	1.5988E-08
Acc_r min	Acc_r max	-2.6716E+01	2.6700E+01		c	-3.4811E-06	5.0452E-06
Force_J min	Force_J max	-7.3157E+02	7.3204E+02		d	6.3144E-02	6.3497E-02
sigma min	sigma max	-1.2094E+07	1.2103E+07		e	-4.4621E-02	4.5426E-02
K_s	K_j	5.1945E+07	3.9237E+08				
D	E'	1.3671E+02	6.2387E+10	LP2 / UP2	a	-3.3916E-12	3.2028E-11
eta	Eps_amp	5.0288E-03	3.7243E-04		b	-3.3162E-09	-2.2842E-08
delT1	delT2	-6.0000E-06	-6.6800E-06		c	-4.8796E-07	4.7997E-06
delAr	delAm	9.6540E-01	-5.4049E-01		d	6.3214E-02	6.2643E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.8357E-04	3.7771E-04		e	8.6657E-02	-1.0726E-01
Eps2 min	Eps2 max	-3.6658E-04	3.6242E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.7480E-04	3.7007E-04	LN2 / UN2	a	2.3803E-11	-2.9542E-11
Acc_m min	Acc_m max	-5.7704E+01	5.7966E+01		b	1.4825E-08	-1.7462E-08
Acc_r min	Acc_r max	-5.0646E+01	5.0876E+01		c	6.7517E-06	-1.7243E-06
Force_J min	Force_J max	-1.4072E+03	1.4035E+03		d	6.3525E-02	6.2603E-02
sigma min	sigma max	-2.3266E+07	2.3203E+07		e	-1.0877E-01	9.4384E-02
K_s	K_j	5.1310E+07	3.8016E+08				
D	E'	5.5126E+02	6.1205E+10	LP3 / UP3	a	-2.7575E-13	7.4963E-12
eta	Eps_amp	7.0795E-03	6.3636E-04		b	-2.3709E-09	-8.3641E-09
delT1	delT2	-2.2560E-05	-2.1880E-05		c	-7.8800E-07	1.6677E-06
delAr	delAm	7.8760E-01	-7.5786E-01		d	6.2699E-02	6.2314E-02
Eps1 min	Eps1 max	-6.6373E-04	6.3713E-04		e	2.1467E-01	-2.5511E-01
Eps2 min	Eps2 max	-6.3386E-04	6.1133E-04				
Epsm min	Epsm max	-6.4863E-04	6.2410E-04	LN3 / UN3	a	5.6858E-12	-6.0341E-12
Acc_m min	Acc_m max	-9.5485E+01	9.8227E+01		b	6.4234E-09	-5.2620E-09
Acc_r min	Acc_r max	-8.3103E+01	8.5490E+01		c	5.8514E-06	4.2170E-07
Force_J min	Force_J max	-2.3891E+03	2.3224E+03		d	6.3175E-02	6.2079E-02
sigma min	sigma max	-3.9500E+07	3.8398E+07		e	-2.5887E-01	2.3038E-01
K_s	K_j	5.0338E+07	3.6829E+08				

NiTi No 1 à 240 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntmbp2h.dat	Donnees :	240h(1d-1b-2a)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	20-Jan-97	Date analyse :		6-fev-97	
Aire [m^2] :	6.0600E-05	Long. [m]	7.3700E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
m2 [kg] :	4.6000E-02	m3 [kg] :	2.4300E+01	Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	2.5271E+01	6.2961E+10	LP1 / UP1	a	9.3322E-11	-3.5717E-11
eta	Eps_amp	3.5866E-03	1.8874E-04		b	-6.8217E-08	2.0099E-08
delT1	delT2	-1.7800E-06	-1.7800E-06		c	1.0469E-05	-2.0777E-06
delAr	delAm	7.6157E-01	-2.6202E-01		d	6.2788E-02	6.3309E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.9309E-04	1.9320E-04		e	4.0928E-02	-3.6751E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.8481E-04	1.8492E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.8891E-04	1.8857E-04	LN1 / UN1	a	-2.1468E-10	-3.9598E-10
Acc_m min	Acc_m max	-2.9603E+01	2.9495E+01		b	-1.1146E-07	-1.3863E-07
Acc_r min	Acc_r max	-2.6835E+01	2.6738E+01		c	-1.3392E-05	-1.4606E-05
Force_J min	Force_J max	-7.1739E+02	7.2002E+02		d	6.2546E-02	6.2546E-02
sigma min	sigma max	-1.1862E+07	1.1904E+07		e	-5.5233E-02	2.9863E-02
K_s	K_j	5.1782E+07	3.8914E+08				
D	E'	5.0382E+01	6.2840E+10	LP2 / UP2	a	1.1935E-10	-4.6932E-12
eta	Eps_amp	4.0128E-03	2.5218E-04		b	-8.0220E-08	5.1024E-09
delT1	delT2	-2.7900E-06	-3.4800E-06		c	1.4194E-05	-1.0360E-06
delAr	delAm	5.1885E-01	-8.4932E-01		d	6.2428E-02	6.3304E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.5845E-04	2.5670E-04		e	6.4318E-02	-6.1971E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.4732E-04	2.4660E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.5275E-04	2.5162E-04	LN2 / UN2	a	-5.9271E-12	-1.7302E-10
Acc_m min	Acc_m max	-3.9416E+01	3.9406E+01		b	-1.8227E-08	-8.1405E-08
Acc_r min	Acc_r max	-3.4926E+01	3.4918E+01		c	-1.9472E-06	-1.1074E-05
Force_J min	Force_J max	-9.5846E+02	9.5869E+02		d	6.2909E-02	6.2402E-02
sigma min	sigma max	-1.5845E+07	1.5849E+07		e	-6.8466E-02	4.5347E-02
K_s	K_j	5.1683E+07	3.8583E+08				
D	E'	2.7437E+02	6.1915E+10	LP3 / UP3	a	9.1786E-13	1.2024E-11
eta	Eps_amp	5.9300E-03	4.8772E-04		b	-5.6795E-09	-1.1240E-08
delT1	delT2	-1.1780E-05	-1.2270E-05		c	6.4726E-07	2.4936E-06
delAr	delAm	1.5685E-01	-7.1295E-01		d	6.2795E-02	6.2564E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.0458E-04	4.9266E-04		e	1.5386E-01	-1.6023E-01
Eps2 min	Eps2 max	-4.8303E-04	4.7115E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.9362E-04	4.8182E-04	LN3 / UN3	a	8.3018E-12	-1.3316E-11
Acc_m min	Acc_m max	-7.4580E+01	7.5598E+01		b	6.3589E-09	-1.0836E-08
Acc_r min	Acc_r max	-6.5187E+01	6.6077E+01		c	5.1156E-06	-1.4012E-06
Force_J min	Force_J max	-1.8387E+03	1.8140E+03		d	6.3238E-02	6.2201E-02
sigma min	sigma max	-3.0401E+07	2.9992E+07		e	-1.6892E-01	1.4232E-01
K_s	K_j	5.0921E+07	3.7557E+08				

NiTi No 1 à 275 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntmbp2d.dat	Donnees :	275h(1a-1ca-2b)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	20-Jan-97	Date analyse :		6-fev-97	
Aire [m^2] :	6.0581E-05	Long. [m]	7.3660E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
m2 [kg] :	4.6000E-02	m3 [kg] :	1.7815E+01	Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	2.1635E+01	6.2516E+10	LP1 / UP1	a	2.7642E-10	4.0982E-11
eta	Eps_amp	3.2997E-03	1.8272E-04		b	-1.3582E-07	-2.6442E-09
delT1	delT2	-1.8800E-06	-1.0900E-06		c	1.7711E-05	-8.6970E-07
delAr	delAm	2.8487E-01	-4.2797E-01		d	6.2526E-02	6.3356E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.8618E-04	1.8631E-04		e	3.9482E-02	-3.7908E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.7885E-04	1.7957E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.8252E-04	1.8292E-04	LN1 / UN1	a	2.7981E-10	-1.5436E-11
Acc_m min	Acc_m max	-3.9206E+01	3.8836E+01		b	6.9598E-08	7.7396E-09
Acc_r min	Acc_r max	-3.3931E+01	3.3611E+01		c	7.8169E-06	2.9497E-06
Force_J min	Force_J max	-6.8258E+02	6.9844E+02		d	6.3374E-02	6.3263E-02
sigma min	sigma max	-1.1292E+07	1.1553E+07		e	-4.0098E-02	3.6007E-02
K_s	K_j	5.1416E+07	3.8374E+08				
D	E'	1.1397E+02	6.2408E+10	LP2 / UP2	a	2.6304E-11	3.6735E-11
eta	Eps_amp	4.7807E-03	3.4871E-04		b	-2.6820E-08	-2.6921E-08
delT1	delT2	-5.8500E-06	-4.8800E-06		c	5.2474E-06	6.3107E-06
delAr	delAm	1.2055E-03	-5.1604E-01		d	6.2635E-02	6.2329E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.5766E-04	3.5426E-04		e	9.4035E-02	-8.0486E-02
Eps2 min	Eps2 max	-3.4284E-04	3.4060E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.5003E-04	3.4739E-04	LN2 / UN2	a	2.6074E-11	-1.6727E-11
Acc_m min	Acc_m max	-7.3737E+01	7.3952E+01		b	1.3997E-08	-8.1605E-09
Acc_r min	Acc_r max	-6.3565E+01	6.3750E+01		c	5.8276E-06	-4.9365E-08
Force_J min	Force_J max	-1.3174E+03	1.3136E+03		d	6.3365E-02	6.2718E-02
sigma min	sigma max	-2.1794E+07	2.1730E+07		e	-9.7431E-02	9.1675E-02
K_s	K_j	5.1327E+07	3.6761E+08				
D	E'	4.0086E+02	6.1267E+10	LP3 / UP3	a	-1.2421E-12	1.0652E-11
eta	Eps_amp	6.4006E-03	5.7042E-04		b	-1.5286E-09	-1.1370E-08
delT1	delT2	-1.8610E-05	-1.7530E-05		c	-1.3698E-06	2.9127E-06
delAr	delAm	3.6864E-01	-1.1393E+00		d	6.2842E-02	6.2054E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.8845E-04	5.7561E-04		e	1.7261E-01	-1.8975E-01
Eps2 min	Eps2 max	-5.6381E-04	5.5382E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.7613E-04	5.6472E-04	LN3 / UN3	a	9.0144E-12	-7.4261E-12
Acc_m min	Acc_m max	-1.1810E+02	1.1956E+02		b	9.3150E-09	-6.1054E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.0191E+02	1.0317E+02		c	6.6600E-06	7.7699E-09
Force_J min	Force_J max	-2.1299E+03	2.0952E+03		d	6.3365E-02	6.2173E-02
sigma min	sigma max	-3.5235E+07	3.4661E+07		e	-1.9588E-01	1.9169E-01
K_s	K_j	5.0388E+07	3.5926E+08				

NiTi No 1 à 275 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntmbp2e.dat	Donnees :	275h(1b-2a-3a)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	20-Jan-97	Date analyse :		6-fev-97	
Aire [m^2] :	6.0581E-05	Long. [m]	7.3660E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
m2 [kg] :	4.6000E-02	m3 [kg] :	1.7815E+01	Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	4.4784E+01	6.2434E+10	LP1 / UP1	a	8.4156E-11	3.6227E-11
eta	Eps_amp	3.8331E-03	2.4406E-04		b	-6.1043E-08	-1.3954E-08
delT1	delT2	-2.7300E-06	-1.9000E-06		c	1.0503E-05	2.1068E-06
delAr	delAm	4.0118E-02	-3.7389E-01		d	6.2539E-02	6.2960E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.4910E-04	2.4844E-04		e	6.1097E-02	-4.8972E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.3949E-04	2.3984E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.4408E-04	2.4404E-04	LN1 / UN1	a	-4.5095E-12	-2.5663E-11
Acc_m min	Acc_m max	-5.2149E+01	5.1820E+01		b	-1.5632E-08	-5.1796E-09
Acc_r min	Acc_r max	-4.5267E+01	4.4981E+01		c	-8.3025E-07	1.1185E-06
Force_J min	Force_J max	-9.1322E+02	9.2901E+02		d	6.3020E-02	6.3058E-02
sigma min	sigma max	-1.5107E+07	1.5369E+07		e	-6.1572E-02	5.1496E-02
K_s	K_j	5.1349E+07	3.7993E+08				
D	E'	2.2142E+02	6.1669E+10	LP2 / UP2	a	7.8650E-12	7.4175E-12
eta	Eps_amp	5.5349E-03	4.5441E-04		b	-1.2183E-08	-5.4695E-09
delT1	delT2	-1.0410E-05	-9.4500E-06		c	2.1066E-06	4.5237E-07
delAr	delAm	1.1754E-01	-1.2659E+00		d	6.2693E-02	6.2704E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.6521E-04	4.6195E-04		e	1.2513E-01	-1.4762E-01
Eps2 min	Eps2 max	-4.4606E-04	4.4468E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.5555E-04	4.5327E-04	LN2 / UN2	a	8.9305E-12	-1.1166E-11
Acc_m min	Acc_m max	-9.5571E+01	9.5540E+01		b	6.0846E-09	-7.2110E-09
Acc_r min	Acc_r max	-8.2334E+01	8.2308E+01		c	4.9246E-06	-3.3609E-08
Force_J min	Force_J max	-1.7013E+03	1.6867E+03		d	6.3286E-02	6.2472E-02
sigma min	sigma max	-2.8144E+07	2.7902E+07		e	-1.4279E-01	1.3063E-01
K_s	K_j	5.0720E+07	3.6341E+08				
D	E'	6.5070E+02	6.0785E+10	LP3 / UP3	a	1.3650E-12	6.8994E-12
eta	Eps_amp	7.2681E-03	6.8471E-04		b	-4.4063E-09	-8.3238E-09
delT1	delT2	-2.8290E-05	-2.9220E-05		c	8.9491E-08	1.8923E-06
delAr	delAm	2.3380E-01	-1.2788E+00		d	6.2262E-02	6.1882E-02
Eps1 min	Eps1 max	-7.1081E-04	6.8713E-04		e	2.5137E-01	-2.7161E-01
Eps2 min	Eps2 max	-6.7933E-04	6.6174E-04				
Epsm min	Epsm max	-6.9503E-04	6.7439E-04	LN3 / UN3	a	5.2958E-12	-5.8017E-12
Acc_m min	Acc_m max	-1.3969E+02	1.4291E+02		b	6.2725E-09	-6.1914E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.1994E+02	1.2271E+02		c	5.8366E-06	-4.9750E-07
Force_J min	Force_J max	-2.5433E+03	2.4885E+03		d	6.3059E-02	6.1709E-02
sigma min	sigma max	-4.2073E+07	4.1167E+07		e	-2.6657E-01	2.5778E-01
K_s	K_j	4.9993E+07	3.5699E+08				

NiTi No 1 à 275 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntmbp2f.dat	Donnees :	275h(1d-2a-3a)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	20-Jan-97	Date analyse :		6-fev- 97	
Aire [m^2] :	6.0581E-05	Long. [m]	7.3660E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
m2 [kg] :	4.6000E-02	m3 [kg] :	1.7815E+01	Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	4.3145E+01	6.2725E+10	LP1 / UP1	a	4.8402E-11	4.2078E-11
eta	Eps_amp	3.8554E-03	2.3831E-04		b	-3.8902E-08	-2.0546E-08
delT1	delT2	-1.8400E-06	-3.4600E-06		c	5.6257E-06	4.0797E-06
delAr	delAm	3.8318E-01	-8.8771E-01		d	6.2957E-02	6.2765E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.4335E-04	2.4358E-04		e	4.8216E-02	-4.5564E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.3405E-04	2.3363E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.3849E-04	2.3813E-04	LN1 / UN1	a	-7.3283E-11	-5.5666E-11
Acc_m min	Acc_m max	-5.0892E+01	5.0662E+01		b	-5.3316E-08	-1.4787E-08
Acc_r min	Acc_r max	-4.4505E+01	4.4303E+01		c	-7.4900E-06	7.0203E-07
Force_J min	Force_J max	-9.0054E+02	9.0662E+02		d	6.2598E-02	6.3116E-02
sigma min	sigma max	-1.4898E+07	1.4998E+07		e	-6.6221E-02	5.3179E-02
K_s	K_j	5.1588E+07	3.7496E+08				

NiTi No 1 à 340 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntmbp2a.dat	Donnees :	340h(1a-2a-3b)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	20-Jan-97	Date analyse	:	8-nov- 97	
Aire [m^2] :	6.0581E-05	Long. [m]	7.3660E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
m2 [kg] :	4.6000E-02	m3 [kg] :	1.1275E+01	Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	1.3410E+01	6.2193E+10	LP1 / UP1	a	3.3352E-10	3.2417E-10
eta	Eps_amp	3.2358E-03	1.4564E-04		b	-1.7615E-07	-5.7021E-08
delT1	delT2	-2.4500E-06	-1.3200E-06		c	2.2574E-05	1.3048E-06
delAr	delAm	-2.3504E-01	-5.6527E-01		d	6.2527E-02	6.3607E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.4798E-04	1.4848E-04		e	3.4975E-02	-2.9439E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.4333E-04	1.4294E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.4557E-04	1.4571E-04	LN1 / UN1	a	5.6466E-10	5.1028E-11
Acc_m min	Acc_m max	-4.9358E+01	4.9299E+01		b	1.0372E-07	4.9207E-08
Acc_r min	Acc_r max	-4.3135E+01	4.3084E+01		c	6.6376E-06	8.4508E-06
Force_J min	Force_J max	-5.4481E+02	5.4882E+02		d	6.3445E-02	6.3797E-02
sigma min	sigma max	-9.0240E+06	9.0912E+06		e	-3.1774E-02	3.2234E-02
K_s	K_j	5.1150E+07	3.7596E+08				
D	E'	1.4653E+02	6.2366E+10	LP2 / UP2	a	2.4605E-11	2.7083E-11
eta	Eps_amp	5.3196E-03	3.7495E-04		b	-2.7451E-08	-1.9763E-08
delT1	delT2	-7.8500E-06	-7.8400E-06		c	5.9023E-06	4.2048E-06
delAr	delAm	4.2943E-01	-9.0204E-01		d	6.2557E-02	6.2542E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.8544E-04	3.7965E-04		e	1.1216E-01	-1.0534E-01
Eps2 min	Eps2 max	-3.6896E-04	3.6635E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.7705E-04	3.7284E-04	LN2 / UN2	a	1.1973E-11	-3.2815E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.2472E+02	1.2556E+02		b	4.6346E-09	-2.2159E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.0847E+02	1.0920E+02		c	3.8864E-06	-3.8049E-06
Force_J min	Force_J max	-1.4164E+03	1.4069E+03		d	6.3433E-02	6.2495E-02
sigma min	sigma max	-2.3462E+07	2.3306E+07		e	-1.1101E-01	1.0060E-01
K_s	K_j	5.1293E+07	3.7188E+08				
D	E'	4.9110E+02	6.1311E+10	LP3 / UP3	a	4.1632E-12	1.0674E-11
eta	Eps_amp	7.1216E-03	5.9834E-04		b	-8.5224E-09	-1.1667E-08
delT1	delT2	-2.4540E-05	-2.3630E-05		c	1.5977E-06	3.0448E-06
delAr	delAm	1.3385E+00	-1.1571E+00		d	6.2277E-02	6.1869E-02
Eps1 min	Eps1 max	-6.1514E-04	6.0528E-04		e	2.2517E-01	-2.1773E-01
Eps2 min	Eps2 max	-5.8930E-04	5.8426E-04				
Epsm min	Epsm max	-6.0205E-04	5.9464E-04	LN3 / UN3	a	7.4385E-12	-8.9048E-12
Acc_m min	Acc_m max	-1.9556E+02	1.9721E+02		b	7.8239E-09	-8.1685E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.6903E+02	1.7045E+02		c	6.1641E-06	-8.1051E-07
Force_J min	Force_J max	-2.2246E+03	2.2048E+03		d	6.3349E-02	6.2091E-02
sigma min	sigma max	-3.6850E+07	3.6521E+07		e	-2.2326E-01	2.2234E-01
K_s	K_j	5.0425E+07	3.6508E+08				

NiTi No 1 à 340 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntmbp2b.dat	Donnees :	340h(1b-1c-2b)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	20-Jan-97	Date analyse :		8-nov- 97	
Aire [m^2] :	6.0581E-05	Long. [m]	7.3660E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
m2 [kg] :	4.6000E-02	m3 [kg] :	1.1275E+01	Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	3.1091E+01	6.2476E+10	LP1 / UP1	a	2.7377E-10	2.8787E-11
eta	Eps_amp	3.9091E-03	2.0130E-04		b	-1.4397E-07	-7.3680E-09
delT1	delT2	-2.1900E-06	-1.6900E-06		c	2.0952E-05	1.6485E-06
delAr	delAm	-9.3210E-02	-3.9147E-01		d	6.2281E-02	6.3085E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.0563E-04	2.0526E-04		e	5.5599E-02	-3.8152E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.9741E-04	1.9743E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.0126E-04	2.0135E-04	LN1 / UN1	a	1.5661E-10	-1.4493E-10
Acc_m min	Acc_m max	-6.8067E+01	6.7735E+01		b	3.5423E-08	-4.9727E-08
Acc_r min	Acc_r max	-5.9918E+01	5.9627E+01		c	4.0141E-06	-4.8235E-06
Force_J min	Force_J max	-7.5739E+02	7.6112E+02		d	6.3356E-02	6.3087E-02
sigma min	sigma max	-1.2545E+07	1.2608E+07		e	-5.0414E-02	4.5938E-02
K_s	K_j	5.1383E+07	3.7993E+08				
D	E'	7.7174E+01	6.2420E+10	LP2 / UP2	a	9.0484E-11	1.1906E-11
eta	Eps_amp	4.6435E-03	2.9113E-04		b	-6.7164E-08	-3.4679E-09
delT1	delT2	-4.5700E-06	-4.6600E-06		c	1.2494E-05	1.1012E-07
delAr	delAm	1.6147E-01	-2.4686E-01		d	6.2400E-02	6.3057E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.9723E-04	2.9567E-04		e	8.2859E-02	-7.1106E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.8584E-04	2.8584E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.9150E-04	2.9076E-04	LN2 / UN2	a	6.3220E-11	-3.0516E-11
Acc_m min	Acc_m max	-9.7705E+01	9.7567E+01		b	3.0106E-08	-1.3632E-08
Acc_r min	Acc_r max	-8.6241E+01	8.6118E+01		c	8.0527E-06	-1.2406E-06
Force_J min	Force_J max	-1.0960E+03	1.0980E+03		d	6.3714E-02	6.2897E-02
sigma min	sigma max	-1.8156E+07	1.8188E+07		e	-7.4269E-02	7.1292E-02
K_s	K_j	5.1337E+07	3.7596E+08				
D	E'	2.3915E+02	6.1929E+10	LP3 / UP3	a	1.0162E-11	1.3580E-11
eta	Eps_amp	5.8370E-03	4.5890E-04		b	-1.5184E-08	-1.2304E-08
delT1	delT2	-1.3790E-05	-1.3520E-05		c	3.1774E-06	2.9526E-06
delAr	delAm	1.0541E+00	-8.5813E-01		d	6.2585E-02	6.2371E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.7150E-04	4.6464E-04		e	1.4354E-01	-1.4405E-01
Eps2 min	Eps2 max	-4.5200E-04	4.4780E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.6175E-04	4.5605E-04	LN3 / UN3	a	1.5140E-11	-1.3962E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.5170E+02	1.5289E+02		b	1.1359E-08	-1.0205E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.3128E+02	1.3232E+02		c	6.2322E-06	-1.0336E-06
Force_J min	Force_J max	-1.7247E+03	1.7066E+03		d	6.3533E-02	6.2556E-02
sigma min	sigma max	-2.8569E+07	2.8269E+07		e	-1.4821E-01	1.4472E-01
K_s	K_j	5.0933E+07	3.7220E+08				

NiTi No 1 à 340 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntmbp2c.dat	Donnees :	340h(3a-1d-2b)				
Material :	NiTi 829-B	Date essai :	20-Jan-97	Date analyse :		8-nov- 97	
Aire [m^2] :	6.0581E-05	Long. [m]	7.3660E-02	Epaiss. [m] :		1.4200E-03	
m2 [kg] :	4.6000E-02	m3 [kg] :	1.1275E+01	Diam. ex.[m]		1.5000E-02	
D	E'	3.5060E+02	6.1410E+10	LP1 / UP1	a	6.3200E-12	1.4800E-11
eta	Eps_amp	6.5089E-03	5.2839E-04		b	-1.1100E-08	-1.4500E-08
delT1	delT2	-1.8330E-05	-1.7210E-05		c	2.2500E-06	3.5600E-06
delAr	delAm	6.4855E-01	-1.1477E+00		d	6.2500E-02	6.2100E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.4333E-04	5.3425E-04		e	1.8300E-01	-1.7800E-01
Eps2 min	Eps2 max	-5.2029E-04	5.1570E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.3181E-04	5.2498E-04	LN1 / UN1	a	9.6800E-12	-1.0500E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.7369E+02	1.7517E+02		b	8.8400E-09	-8.2500E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.4935E+02	1.5062E+02		c	6.1800E-06	-4.2600E-07
Force_J min	Force_J max	-1.9668E+03	1.9510E+03		d	6.3500E-02	6.2400E-02
sigma min	sigma max	-3.2580E+07	3.2317E+07		e	-1.8500E-01	1.8700E-01
K_s	K_j	5.0506E+07	3.6586E+08				
D	E'	3.1732E+01	6.2926E+10	LP2 / UP2	a	3.8300E-10	-1.4800E-11
eta	Eps_amp	4.0468E-03	1.9916E-04		b	-1.9200E-07	2.3400E-08
delT1	delT2	-2.8800E-06	-1.9200E-06		c	2.7700E-05	-4.7800E-06
delAr	delAm	-3.8778E-01	-8.4073E-01		d	6.1900E-02	6.3500E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.0295E-04	2.0310E-04		e	6.1000E-02	-4.4300E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.9494E-04	1.9593E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.9884E-04	1.9948E-04	LN2 / UN2	a	1.4000E-10	1.7900E-11
Acc_m min	Acc_m max	-6.7209E+01	6.6922E+01		b	3.2800E-08	1.9000E-08
Acc_r min	Acc_r max	-5.9036E+01	5.8783E+01		c	4.6000E-06	4.3600E-06
Force_J min	Force_J max	-7.5491E+02	7.5815E+02		d	6.3400E-02	6.3400E-02
sigma min	sigma max	-1.2506E+07	1.2559E+07		e	-4.9000E-02	4.7800E-02
K_s	K_j	5.1753E+07	3.7566E+08				

NiTi No 2 à 260 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntp2d.dat	Donnees :	260h(1b-1c-2a)				
Material :	NiTi 3125-B	Date essai :	1-fev-1997	Date analyse :		5-Nov-97	
Aire [m^2] :	6.4088E-05	Long. [m]	7.5600E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	4.7000E-02	m3 [kg] :	2.4320E+01	Diam. ex.[m]		1.5100E-02	
D	E'	2.8113E+00	8.1763E+10	LP1 / UP1	a	2.1742E-10	1.5488E-10
eta	Eps_amp	3.2131E-04	1.8456E-04		b	-9.6034E-08	-7.2868E-08
delT1	delT2	-4.2900E-06	-5.5700E-06		c	1.2074E-05	1.1183E-05
delAr	delAm	7.4986E-01	-8.8094E-01		d	8.1370E-02	8.1009E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.9050E-04	1.8812E-04		e	-4.2284E-04	1.7461E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.8128E-04	1.7930E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.8559E-04	1.8353E-04	LN1 / UN1	a	-5.2987E-10	-8.9463E-11
Acc_m min	Acc_m max	-3.9430E+01	3.9968E+01		b	-2.3086E-07	-1.5647E-08
Acc_r min	Acc_r max	-3.5166E+01	3.5646E+01		c	-3.2709E-05	4.9595E-07
Force_J min	Force_J max	-9.7202E+02	9.5894E+02		d	8.0154E-02	8.1889E-02
sigma min	sigma max	-1.5193E+07	1.4987E+07		e	-2.2068E-02	5.1220E-03
K_s	K_j	6.9313E+07	4.3547E+08				
D	E'	8.5913E+00	8.2561E+10	LP2 / UP2	a	1.1759E-10	9.7933E-11
eta	Eps_amp	3.1819E-04	3.2264E-04		b	-8.1043E-08	-7.8362E-08
delT1	delT2	-3.0300E-06	-2.4600E-06		c	1.7487E-05	2.1075E-05
delAr	delAm	2.2764E+00	-8.3092E-01		d	8.1261E-02	8.0303E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.3580E-04	3.2606E-04		e	1.4709E-02	6.0106E-02
Eps2 min	Eps2 max	-3.2187E-04	3.0728E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.2866E-04	3.1662E-04	LN2 / UN2	a	1.5092E-11	3.0362E-11
Acc_m min	Acc_m max	-6.8805E+01	7.1358E+01		b	3.6804E-09	2.6016E-08
Acc_r min	Acc_r max	-6.1368E+01	6.3644E+01		c	-8.3514E-07	6.5700E-06
Force_J min	Force_J max	-1.7354E+03	1.6733E+03		d	8.2420E-02	8.3111E-02
sigma min	sigma max	-2.7124E+07	2.6152E+07		e	-1.4738E-02	1.4029E-02
K_s	K_j	6.9990E+07	4.3005E+08				
D	E'	1.6432E+01	8.2634E+10	LP3 / UP3	a	3.8746E-11	2.8779E-11
eta	Eps_amp	3.5617E-04	4.2156E-04		b	-3.2733E-08	-2.9389E-08
delT1	delT2	-2.4600E-06	-2.6400E-06		c	8.3187E-06	1.0014E-05
delAr	delAm	2.4947E+00	-1.4068E+00		d	8.1816E-02	8.1154E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.4364E-04	4.2155E-04		e	1.3365E-02	4.9237E-02
Eps2 min	Eps2 max	-4.2638E-04	3.9618E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.3459E-04	4.0852E-04	LN3 / UN3	a	-9.0365E-12	-3.9441E-12
Acc_m min	Acc_m max	-8.8756E+01	9.4539E+01		b	-1.0995E-08	-1.5794E-09
Acc_r min	Acc_r max	-8.1003E+01	8.6281E+01		c	-4.1259E-06	-3.4384E-07
Force_J min	Force_J max	-2.2992E+03	2.1586E+03		d	8.2142E-02	8.2574E-02
sigma min	sigma max	-3.5937E+07	3.3733E+07		e	-2.8121E-02	1.9338E-02
K_s	K_j	7.0052E+07	4.1826E+08				

NiTi No 2 à 300 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntp2c.dat	Donnees :	300h(1a-1b-2a)				
Material :	NiTi 3125-B	Date essai :	1-fev-1997	Date analyse :		5-Nov-97	
Aire [m^2] :	6.4088E-05	Long. [m]	7.5600E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	4.7000E-02	m3 [kg] :	1.7812E+01	Diam. ex.[m]		1.5100E-02	
D	E'	2.5602E+00	8.2396E+10	LP1 / UP1	a	2.6227E-10	-1.7336E-10
eta	Eps_amp	2.1756E-04	2.1321E-04		b	-1.3268E-07	8.0085E-08
delT1	delT2	-1.3600E-06	-1.0800E-06		c	2.0289E-05	-1.1433E-05
delAr	delAm	2.5821E-01	-6.9751E-01		d	8.1635E-02	8.2914E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.1587E-04	2.1686E-04		e	3.9556E-03	6.0810E-03
Eps2 min	Eps2 max	-2.1054E-04	2.1045E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.1294E-04	2.1349E-04	LN1 / UN1	a	4.8192E-11	-1.0453E-10
Acc_m min	Acc_m max	-6.3147E+01	6.3021E+01		b	-3.3325E-10	-3.8436E-08
Acc_r min	Acc_r max	-5.5486E+01	5.5374E+01		c	-3.7128E-06	-4.8676E-06
Force_J min	Force_J max	-1.1225E+03	1.1241E+03		d	8.2175E-02	8.2202E-02
sigma min	sigma max	-1.7555E+07	1.7581E+07		e	-4.7064E-03	-8.1525E-03
K_s	K_j	6.9850E+07	4.5369E+08				
D	E'	7.5901E+00	8.2388E+10	LP2 / UP2	a	4.0373E-11	8.8532E-13
eta	Eps_amp	2.6077E-04	3.3534E-04		b	-2.8022E-08	-3.7173E-09
delT1	delT2	-1.7100E-06	-1.0500E-06		c	5.2323E-06	1.9075E-06
delAr	delAm	1.2051E+00	-8.8190E-01		d	8.2371E-02	8.2135E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.4368E-04	3.3683E-04		e	-1.1829E-02	1.9253E-02
Eps2 min	Eps2 max	-3.3450E-04	3.2702E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.3905E-04	3.3164E-04	LN2 / UN2	a	2.0348E-11	-3.0004E-11
Acc_m min	Acc_m max	-9.8115E+01	1.0044E+02		b	1.5766E-08	-2.0903E-08
Acc_r min	Acc_r max	-8.5276E+01	8.7293E+01		c	4.5538E-06	-5.5525E-06
Force_J min	Force_J max	-1.7857E+03	1.7476E+03		d	8.3171E-02	8.1898E-02
sigma min	sigma max	-2.7926E+07	2.7330E+07		e	1.5723E-02	-1.8694E-02
K_s	K_j	6.9843E+07	4.4810E+08				
D	E'	1.3846E+01	8.2216E+10	LP3 / UP3	a	3.1258E-11	-1.0576E-11
eta	Eps_amp	2.8057E-04	4.3711E-04		b	-2.6847E-08	7.4955E-09
delT1	delT2	-2.2500E-06	-1.8900E-06		c	6.4916E-06	-1.3574E-06
delAr	delAm	5.0374E-01	-1.1849E+00		d	8.2135E-02	8.2416E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.4817E-04	4.3843E-04		e	-4.2662E-03	1.8594E-02
Eps2 min	Eps2 max	-4.3653E-04	4.2581E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.4210E-04	4.3212E-04	LN3 / UN3	a	4.3894E-12	-2.9933E-12
Acc_m min	Acc_m max	-1.2784E+02	1.3121E+02		b	4.2066E-09	-3.6262E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.1255E+02	1.1552E+02		c	1.5936E-06	-2.1442E-06
Force_J min	Force_J max	-2.3273E+03	2.2685E+03		d	8.2894E-02	8.2086E-02
sigma min	sigma max	-3.6396E+07	3.5479E+07		e	8.0960E-03	-1.0948E-02
K_s	K_j	6.9697E+07	4.4533E+08				

NiTi No 2 à 370 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntp2a.dat	Donnees :	370h(1a-1c-2b)				
Material :	NiTi 3125-B	Date essai :	1-fev-1997	Date analyse :		8-Nov-97	
Aire [m^2] :	6.4088E-05	Long. [m]	7.5600E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	4.7000E-02	m3 [kg] :	1.1278E+01	Diam. ex.[m]		1.5100E-02	
D	E'	3.6834E+00	8.2866E+10	LP1 / UP1	a	7.5968E-10	5.4726E-11
eta	Eps_amp	4.6543E-04	1.7435E-04		b	-3.1143E-07	3.9165E-09
delT1	delT2	1.0000E-07	5.0000E-07		c	3.9301E-05	-2.5544E-06
delAr	delAm	1.2948E+00	-9.7795E-01		d	8.1382E-02	8.2857E-02
Eps1 min	Eps1 max	-1.7814E-04	1.7561E-04		e	1.0277E-02	6.7171E-03
Eps2 min	Eps2 max	-1.7276E-04	1.7124E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.7535E-04	1.7335E-04	LN1 / UN1	a	1.3401E-10	-2.2574E-10
Acc_m min	Acc_m max	-8.1390E+01	8.2232E+01		b	3.0428E-08	-6.5574E-08
Acc_r min	Acc_r max	-7.0824E+01	7.1557E+01		c	1.6218E-06	-5.8017E-06
Force_J min	Force_J max	-9.2741E+02	9.1792E+02		d	8.2940E-02	8.2692E-02
sigma min	sigma max	-1.4523E+07	1.4373E+07		e	-1.3011E-03	1.8692E-03
K_s	K_j	7.0248E+07	4.5588E+08				
D	E'	5.9626E+00	8.2302E+10	LP2 / UP2	a	8.9652E-11	2.0429E-11
eta	Eps_amp	1.8185E-04	3.5611E-04		b	-7.8993E-08	-1.8983E-08
delT1	delT2	3.7000E-07	9.2000E-07		c	2.1225E-05	5.6459E-06
delAr	delAm	1.0747E+00	-6.3848E-01		d	8.1021E-02	8.1979E-02
Eps1 min	Eps1 max	-3.6345E-04	3.5848E-04		e	4.0778E-03	3.3919E-02
Eps2 min	Eps2 max	-3.5433E-04	3.4818E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.5889E-04	3.5333E-04	LN2 / UN2	a	-9.9940E-12	-2.4262E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.6517E+02	1.6771E+02		b	-6.3473E-09	-1.5944E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.4322E+02	1.4542E+02		c	-3.6424E-07	-3.7242E-06
Force_J min	Force_J max	-1.8839E+03	1.8595E+03		d	8.2926E-02	8.2195E-02
sigma min	sigma max	-2.9500E+07	2.9117E+07		e	2.0424E-02	-1.5326E-02
K_s	K_j	6.9770E+07	4.4511E+08				
D	E'	1.8122E+01	8.2471E+10	LP3 / UP3	a	-8.6761E-10	-1.1379E-11
eta	Eps_amp	2.6720E-04	5.1163E-04		b	8.4736E-07	8.1666E-09
delT1	delT2	-1.5000E-06	-2.2000E-06		c	-2.5545E-04	-1.5958E-06
delAr	delAm	2.5965E-02	-4.8799E-01		d	1.0750E-01	8.2569E-02
Eps1 min	Eps1 max	-5.2288E-04	5.1432E-04		e	-5.4285E-01	3.6198E-02
Eps2 min	Eps2 max	-5.0924E-04	5.0026E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.1597E-04	5.0729E-04	LN3 / UN3	a	1.2667E-11	-4.6070E-12
Acc_m min	Acc_m max	-2.3689E+02	2.4139E+02		b	1.2767E-08	-4.6813E-09
Acc_r min	Acc_r max	-2.0501E+02	2.0890E+02		c	4.5738E-06	-2.2100E-06
Force_J min	Force_J max	-2.7174E+03	2.6716E+03		d	8.3396E-02	8.2000E-02
sigma min	sigma max	-4.2554E+07	4.1836E+07		e	5.7543E-02	-3.2429E-02
K_s	K_j	6.9913E+07	4.3531E+08				

NiTi No 2 à 370 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntp2b.dat	Donnees :	370h(1d-1b-2a)				
Material :	NiTi 3125-B	Date essai :	1-fev-1997	Date analyse :		8-Nov-97	
Aire [m^2] :	6.4100E-05	Long. [m]	7.5600E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	4.7000E-02	m3 [kg] :	1.1300E+01	Diam. ex.[m]		1.5100E-02	
D	E'	-8.9000E-01	8.2200E+10	LP1 / UP1	a	1.9600E-10	-7.8200E-11
eta	Eps_amp	-5.4400E-05	2.5200E-04		b	-1.1300E-07	3.6600E-08
delT1	delT2	7.7000E-07	-1.0000E-07		c	2.0500E-05	-4.9700E-06
delAr	delAm	5.8100E-01	-5.1700E-01		d	8.1400E-02	8.2600E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.5600E-04	2.5400E-04		e	-1.5800E-03	1.9900E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.4900E-04	2.4800E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.5200E-04	2.5100E-04	LN1 / UN1	a	9.8700E-11	2.4000E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.1700E+02	1.1800E+02		b	3.9600E-08	1.7100E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.0200E+02	1.0300E+02		c	5.0800E-06	3.5700E-06
Force_J min	Force_J max	-1.3300E+03	1.3100E+03		d	8.2800E-02	8.2600E-02
sigma min	sigma max	-2.0800E+07	2.0600E+07		e	5.6500E-03	-8.5200E-03
K_s	K_j	6.9700E+07	4.4800E+08				
D	E'	6.9800E+00	8.2300E+10	LP2 / UP2	a	2.4000E-10	-1.8100E-13
eta	Eps_amp	3.9900E-04	2.6000E-04		b	-1.3900E-07	-4.3100E-09
delT1	delT2	1.8800E-06	1.4500E-06		c	2.4700E-05	2.3800E-06
delAr	delAm	1.0800E+00	-6.9200E-01		d	8.1400E-02	8.2300E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.6500E-04	2.6200E-04		e	1.5600E-02	1.6500E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.5800E-04	2.5500E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.6200E-04	2.5900E-04	LN2 / UN2	a	3.6600E-11	2.4100E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.2100E+02	1.2300E+02		b	1.5800E-08	9.8100E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.0500E+02	1.0700E+02		c	3.0800E-06	8.3200E-07
Force_J min	Force_J max	-1.3700E+03	1.3600E+03		d	8.3100E-02	8.2700E-02
sigma min	sigma max	-2.1500E+07	2.1300E+07		e	4.2200E-03	5.2500E-04
K_s	K_j	6.9800E+07	4.4900E+08				
D	E'	5.3000E+00	8.2200E+10	LP3 / UP3	a	-1.4000E-11	2.6000E-11
eta	Eps_amp	1.0100E-04	4.5000E-04		b	1.3800E-08	-2.4000E-08
delT1	delT2	-1.1300E-06	3.0000E-07		c	-3.9900E-06	7.2600E-06
delAr	delAm	-2.2400E-01	-2.6800E-01		d	8.3000E-02	8.1600E-02
Eps1 min	Eps1 max	-4.6000E-04	4.5200E-04		e	-3.9100E-02	6.2100E-02
Eps2 min	Eps2 max	-4.4800E-04	4.3900E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.5400E-04	4.4600E-04	LN3 / UN3	a	-9.8600E-14	1.1400E-11
Acc_m min	Acc_m max	-2.0800E+02	2.1200E+02		b	-3.9600E-10	1.0200E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.8000E+02	1.8300E+02		c	5.9900E-07	2.1200E-06
Force_J min	Force_J max	-2.3800E+03	2.3400E+03		d	8.3000E-02	8.2400E-02
sigma min	sigma max	-3.7300E+07	3.6700E+07		e	3.0700E-02	-1.3400E-02
K_s	K_j	6.9700E+07	4.4100E+08				

NiTi No 2 à 370 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	ntp2e.dat	Donnees :	370h(1e-1f-1d)				
Material :	NiTi 3125-B	Date essai :	2-fev-1997	Date analyse :		23-Nov-97	
Aire [m^2] :	6.4088E-05	Long. [m]	7.5600E-02	Epaiss. [m] :		1.5000E-03	
m2 [kg] :	4.7000E-02	m3 [kg] :	1.1278E+01	Diam. ex.[m]		1.5100E-02	
D	E'	-5.8313E+00	8.2445E+10	LP1 / UP1	a	4.6987E-10	-1.2042E-10
eta	Eps_amp	-5.0495E-04	2.1115E-04		b	-2.2552E-07	3.9003E-08
delT1	delT2	-6.5000E-07	-2.2500E-06		c	3.5146E-05	-4.3639E-06
delAr	delAm	2.0584E+00	-4.8881E-01		d	8.0694E-02	8.2705E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.1606E-04	2.1261E-04		e	5.2112E-03	1.7599E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.1040E-04	2.0593E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.1310E-04	2.0921E-04	LN1 / UN1	a	-3.8349E-12	-9.3691E-12
Acc_m min	Acc_m max	-9.7543E+01	9.9597E+01		b	-2.3886E-09	3.6181E-09
Acc_r min	Acc_r max	-8.7431E+01	8.9271E+01		c	9.2826E-07	1.2014E-06
Force_J min	Force_J max	-1.1233E+03	1.1001E+03		d	8.2909E-02	8.2547E-02
sigma min	sigma max	-1.7590E+07	1.7228E+07		e	1.8878E-02	-9.4106E-03
K_s	K_j	6.9891E+07	4.3502E+08				
D	E'	-9.3184E+00	8.2428E+10	LP2 / UP2	a	2.2184E-10	3.1638E-11
eta	Eps_amp	-5.9524E-04	2.4587E-04		b	-1.2722E-07	-3.0576E-08
delT1	delT2	-2.1500E-07	-1.8800E-06		c	2.3910E-05	7.4602E-06
delAr	delAm	1.9765E+00	-6.7258E-01		d	8.0935E-02	8.1822E-02
Eps1 min	Eps1 max	-2.5292E-04	2.4739E-04		e	2.5807E-03	3.3914E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.4529E-04	2.3852E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.4905E-04	2.4270E-04	LN2 / UN2	a	-4.9514E-11	2.2125E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.1321E+02	1.1630E+02		b	-3.5650E-08	1.4900E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.0268E+02	1.0549E+02		c	-7.1283E-06	2.7210E-06
Force_J min	Force_J max	-1.3116E+03	1.2768E+03		d	8.2240E-02	8.2594E-02
sigma min	sigma max	-2.0538E+07	1.9996E+07		e	5.8427E-03	-1.7416E-02
K_s	K_j	6.9877E+07	4.3257E+08				

Cuivre ASTM B-88 à 245 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	cup2e.dat	Donnees :	245h(1a-1b-1c)				
Material :	Cu B-88	Date essai :	17-Jan-97	Date analyse :		8-nov-97	
Aire [m^2] :	3.4971E-05	Long. [m]	7.4200E-02	Epaiss. [m] :		7.3400E-04	
m2 [kg] :	6.8000E-02	m3 [kg] :	2.4299E+01	Diam. ex.[m]		1.5900E-02	
D	E'	4.6423E+01	1.2629E+11	LP1 / UP1	a	1.7034E-10	-1.9609E-10
eta	Eps_amp	2.4745E-03	2.1745E-04		b	-9.9089E-08	9.4282E-08
delT1	delT2	-1.5500E-06	-1.5000E-06		c	1.3487E-05	-1.2608E-05
delAr	delAm	-3.2669E-01	-5.4675E-01		d	1.2604E-01	1.2698E-01
Eps1 min	Eps1 max	-2.1991E-04	2.1714E-04		e	7.2074E-02	-5.6465E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.1926E-04	2.1415E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.1935E-04	2.1555E-04	LN1 / UN1	a	1.3838E-10	-1.3268E-11
Acc_m min	Acc_m max	-3.9124E+01	3.9735E+01		b	5.7689E-08	-1.6935E-08
Acc_r min	Acc_r max	-3.5223E+01	3.5772E+01		c	1.3094E-05	-6.3697E-06
Force_J min	Force_J max	-9.6551E+02	9.5068E+02		d	1.2763E-01	1.2579E-01
sigma min	sigma max	-2.7674E+07	2.7250E+07		e	-3.9317E-02	5.1960E-02
K_s	K_j	5.9523E+07	4.4294E+08				
D	E'	1.0661E+02	1.2554E+11	LP2 / UP2	a	6.3869E-11	-1.1105E-10
eta	Eps_amp	3.0734E-03	2.9657E-04		b	-4.8264E-08	7.3577E-08
delT1	delT2	-2.1300E-06	-1.9200E-06		c	7.2606E-06	-1.4776E-05
delAr	delAm	1.3624E-01	-9.4955E-01		d	1.2598E-01	1.2711E-01
Eps1 min	Eps1 max	-2.9942E-04	2.9755E-04		e	1.0402E-01	-1.1145E-01
Eps2 min	Eps2 max	-2.9842E-04	2.9130E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.9879E-04	2.9435E-04	LN2 / UN2	a	9.6404E-12	5.6109E-12
Acc_m min	Acc_m max	-5.3208E+01	5.3993E+01		b	-4.7843E-09	2.5974E-09
Acc_r min	Acc_r max	-4.6923E+01	4.7614E+01		c	1.7731E-06	-1.1765E-06
Force_J min	Force_J max	-1.3047E+03	1.2929E+03		d	1.2661E-01	1.2568E-01
sigma min	sigma max	-3.7400E+07	3.7061E+07		e	-9.5363E-02	9.7602E-02
K_s	K_j	5.9168E+07	4.3434E+08				
D	E'	2.9092E+02	1.2493E+11	LP3 / UP3	a	1.9452E-11	2.1559E-11
eta	Eps_amp	4.0218E-03	4.2930E-04		b	-1.9423E-08	-1.2345E-08
delT1	delT2	-2.6800E-06	-2.3900E-06		c	1.5776E-06	2.5253E-06
delAr	delAm	4.3555E-01	-9.8712E-01		d	1.2606E-01	1.2499E-01
Eps1 min	Eps1 max	-4.4187E-04	4.2462E-04		e	1.4637E-01	-1.4626E-01
Eps2 min	Eps2 max	-4.3897E-04	4.1233E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.4023E-04	4.1836E-04	LN3 / UN3	a	7.8657E-14	6.5976E-12
Acc_m min	Acc_m max	-7.5123E+01	7.8880E+01		b	-4.2858E-09	8.5363E-09
Acc_r min	Acc_r max	-6.6582E+01	6.9913E+01		c	2.0888E-06	2.9914E-06
Force_J min	Force_J max	-1.9167E+03	1.8254E+03		d	1.2613E-01	1.2545E-01
sigma min	sigma max	-5.4943E+07	5.2324E+07		e	-1.8850E-01	1.8544E-01
K_s	K_j	5.8883E+07	4.1788E+08				

Cuivre ASTM B-88 à 245 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	cup2f.dat	Donnees :	245h(1e-1d-1c)				
Material :	Cu B-88	Date essai :	17-Jan-97	Date analyse :		8-nov-97	
Aire [m^2] :	3.4971E-05	Long. [m]	7.4200E-02	Epaiss. [m] :		7.3400E-04	
m2 [kg] :	6.8000E-02	m3 [kg] :	2.4299E+01	Diam. ex.[m]		1.5900E-02	
D	E'	4.9026E+01	1.2584E+11	LP1 / UP1	a	6.4536E-10	1.7053E-10
eta	Eps_amp	2.5938E-03	2.1866E-04		b	-3.3476E-07	-5.9696E-08
delT1	delT2	-9.3000E-07	-1.2900E-06		c	5.2919E-05	7.7160E-06
delAr	delAm	8.5241E-01	-4.2448E-01		d	1.2350E-01	1.2596E-01
Eps1 min	Eps1 max	-2.2087E-04	2.1885E-04		e	9.7895E-02	-6.0863E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.2017E-04	2.1541E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.2037E-04	2.1696E-04	LN1 / UN1	a	-2.3863E-11	-3.9842E-11
Acc_m min	Acc_m max	-3.9247E+01	3.9946E+01		b	-2.7735E-08	-1.9712E-08
Acc_r min	Acc_r max	-3.5482E+01	3.6114E+01		c	-1.5479E-06	-4.5443E-06
Force_J min	Force_J max	-9.7066E+02	9.4913E+02		d	1.2667E-01	1.2600E-01
sigma min	sigma max	-2.7826E+07	2.7205E+07		e	-6.1623E-02	5.5144E-02
K_s	K_j	5.9309E+07	4.3542E+08				
D	E'	5.1981E+02	1.2368E+11	LP2 / UP2	a	-7.4701E-14	2.1764E-11
eta	Eps_amp	4.5911E-03	5.3981E-04		b	8.0747E-10	-1.7585E-08
delT1	delT2	-3.2400E-06	-3.3200E-06		c	-5.1487E-06	4.4503E-06
delAr	delAm	8.6422E-01	-7.4334E-01		d	1.2657E-01	1.2431E-01
Eps1 min	Eps1 max	-5.5713E-04	5.3159E-04		e	1.8954E-01	-2.1659E-01
Eps2 min	Eps2 max	-5.5351E-04	5.1700E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.5532E-04	5.2430E-04	LN2 / UN2	a	-7.7961E-12	-3.3514E-12
Acc_m min	Acc_m max	-9.3643E+01	9.8918E+01		b	-9.4117E-09	-1.1290E-09
Acc_r min	Acc_r max	-8.3628E+01	8.8339E+01		c	9.9420E-07	7.4622E-07
Force_J min	Force_J max	-2.3928E+03	2.2655E+03		d	1.2574E-01	1.2475E-01
sigma min	sigma max	-6.8590E+07	6.4935E+07		e	-2.5692E-01	2.7668E-01
K_s	K_j	5.8292E+07	4.1272E+08				
D	E'	2.9092E+02	1.2493E+11	LP3 / UP3	a	1.9452E-11	2.1559E-11
eta	Eps_amp	4.0218E-03	4.2930E-04		b	-1.9423E-08	-1.2345E-08
delT1	delT2	-2.6800E-06	-2.3900E-06		c	1.5776E-06	2.5253E-06
delAr	delAm	4.3555E-01	-9.8712E-01		d	1.2606E-01	1.2499E-01
Eps1 min	Eps1 max	-4.4187E-04	4.2462E-04		e	1.4637E-01	-1.4626E-01
Eps2 min	Eps2 max	-4.3897E-04	4.1233E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.4023E-04	4.1836E-04	LN3 / UN3	a	7.8657E-14	6.5976E-12
Acc_m min	Acc_m max	-7.5123E+01	7.8880E+01		b	-4.2858E-09	8.5363E-09
Acc_r min	Acc_r max	-6.6582E+01	6.9913E+01		c	2.0888E-06	2.9914E-06
Force_J min	Force_J max	-1.9167E+03	1.8254E+03		d	1.2613E-01	1.2545E-01
sigma min	sigma max	-5.4943E+07	5.2324E+07		e	-1.8850E-01	1.8544E-01
K_s	K_j	5.8883E+07	4.1788E+08				

Cuivre ASTM B-88 à 285 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	cup2c.dat	Donnees :	285h(1a-1c-2b)				
Material :	Cu B-88	Date essai :	17-Jan-97	Date analyse :		8-nov-97	
Aire [m^2] :	3.5000E-05	Long. [m]	7.4200E-02	Epaiss. [m] :		7.3400E-04	
m2 [kg] :	6.8000E-02	m3 [kg] :	1.7791E+01	Diam. ex.[m]		1.5900E-02	
D	E'	2.3900E+01	1.2700E+11	LP1 / UP1	a	1.0300E-09	3.9000E-10
eta	Eps_amp	1.9300E-03	1.7600E-04		b	-4.0900E-07	-8.8000E-08
delT1	delT2	-8.4000E-07	-5.7000E-07		c	4.8300E-05	4.7000E-06
delAr	delAm	7.9300E-02	-1.4700E+00		d	1.2500E-01	1.2700E-01
Eps1 min	Eps1 max	-1.7700E-04	1.7700E-04		e	5.7100E-02	-3.1400E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.7700E-04	1.7400E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.7700E-04	1.7500E-04	LN1 / UN1	a	4.6100E-10	2.0700E-10
Acc_m min	Acc_m max	-4.3700E+01	4.4000E+01		b	1.4900E-07	9.0400E-08
Acc_r min	Acc_r max	-3.9200E+01	3.9400E+01		c	1.9200E-05	1.1600E-05
Force_J min	Force_J max	-7.8300E+02	7.7800E+02		d	1.2800E-01	1.2800E-01
sigma min	sigma max	-2.2500E+07	2.2300E+07		e	-2.4900E-02	5.1800E-02
K_s	K_j	5.9900E+07	4.4900E+08				
D	E'	1.5400E+02	1.2600E+11	LP2 / UP2	a	4.8800E-11	-6.1400E-11
eta	Eps_amp	3.1700E-03	3.5100E-04		b	-4.3700E-08	4.5400E-08
delT1	delT2	-1.8500E-06	-1.4800E-06		c	8.4500E-06	-9.2900E-06
delAr	delAm	1.1200E+00	-5.1200E-01		d	1.2600E-01	1.2700E-01
Eps1 min	Eps1 max	-3.5500E-04	3.5200E-04		e	1.1000E-01	-1.2100E-01
Eps2 min	Eps2 max	-3.5300E-04	3.4300E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.5400E-04	3.4700E-04	LN2 / UN2	a	-6.4100E-11	-2.5800E-11
Acc_m min	Acc_m max	-8.5700E+01	8.7300E+01		b	-5.1400E-08	-1.2000E-08
Acc_r min	Acc_r max	-7.6900E+01	7.8400E+01		c	-8.2300E-06	-1.3200E-06
Force_J min	Force_J max	-1.5500E+03	1.5200E+03		d	1.2600E-01	1.2600E-01
sigma min	sigma max	-4.4600E+07	4.3700E+07		e	-1.2000E-01	1.1000E-01
K_s	K_j	5.9400E+07	4.4500E+08				
D	E'	5.5000E+02	1.2400E+11	LP3 / UP3	a	4.9700E-14	4.1500E-12
eta	Eps_amp	4.4300E-03	5.6300E-04		b	-1.1200E-09	1.4500E-10
delT1	delT2	-2.8800E-06	-3.3000E-06		c	-3.2100E-06	-1.2800E-06
delAr	delAm	2.7600E+00	-1.2900E+00		d	1.2600E-01	1.2500E-01
Eps1 min	Eps1 max	-5.7800E-04	5.5800E-04		e	2.1000E-01	-2.1100E-01
Eps2 min	Eps2 max	-5.7500E-04	5.4200E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.7700E-04	5.5000E-04	LN3 / UN3	a	-6.2300E-12	-1.8400E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.3400E+02	1.4000E+02		b	-4.3600E-09	-1.9800E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.2100E+02	1.2600E+02		c	4.7200E-06	-6.6100E-06
Force_J min	Force_J max	-2.5000E+03	2.3900E+03		d	1.2700E-01	1.2400E-01
sigma min	sigma max	-7.1700E+07	6.8500E+07		e	-2.0400E-01	2.2600E-01
K_s	K_j	5.8700E+07	4.3300E+08				

Cuivre ASTM B-88 à 285 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	cup2d.dat	Donnees :	285h(1b-1d-2a)				
Material :	Cu B-88	Date essai :	17-Jan-97	Date analyse :		8-nov- 97	
Aire [m^2] :	3.5000E-05	Long. [m]	7.4200E-02	Epaiss. [m] :		7.3400E-04	
m2 [kg] :	6.8000E-02	m3 [kg] :	1.7800E+01	Diam. ex.[m]		1.5900E-02	
D	E'	5.1800E+01	1.2700E+11	LP1 / UP1	a	1.1000E-10	1.4000E-10
eta	Eps_amp	2.3800E-03	2.3400E-04		b	-6.9900E-08	-4.9100E-08
delT1	delT2	-1.3800E-06	-1.0800E-06		c	8.9300E-06	5.6700E-06
delAr	delAm	7.1100E-01	-6.8100E-01		d	1.2700E-01	1.2600E-01
Eps1 min	Eps1 max	-2.3500E-04	2.3500E-04		e	4.1700E-02	-5.7400E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.3500E-04	2.3000E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.3500E-04	2.3200E-04	LN1 / UN1	a	4.0600E-12	4.6600E-12
Acc_m min	Acc_m max	-5.7700E+01	5.8400E+01		b	-1.9400E-08	5.0800E-09
Acc_r min	Acc_r max	-5.1300E+01	5.1900E+01		c	-3.4200E-06	-4.1700E-07
Force_J min	Force_J max	-1.0400E+03	1.0300E+03		d	1.2700E-01	1.2600E-01
sigma min	sigma max	-2.9800E+07	2.9500E+07		e	-7.4600E-02	4.9800E-02
K_s	K_j	5.9700E+07	4.4200E+08				
D	E'	1.6500E+02	1.2500E+11	LP2 / UP2	a	7.9700E-11	-4.2400E-11
eta	Eps_amp	3.5300E-03	3.4500E-04		b	-6.4300E-08	3.8700E-08
delT1	delT2	-2.8500E-06	-1.3000E-06		c	1.2100E-05	-9.5300E-06
delAr	delAm	3.4900E-01	1.5400E-01		d	1.2600E-01	1.2600E-01
Eps1 min	Eps1 max	-3.4800E-04	3.4600E-04		e	1.1600E-01	-1.3300E-01
Eps2 min	Eps2 max	-3.4700E-04	3.3800E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.4800E-04	3.4200E-04	LN2 / UN2	a	-3.1300E-11	-2.2500E-11
Acc_m min	Acc_m max	-8.4100E+01	8.5500E+01		b	-3.0100E-08	-9.4600E-09
Acc_r min	Acc_r max	-7.4900E+01	7.6200E+01		c	-4.2200E-06	-7.8300E-07
Force_J min	Force_J max	-1.5200E+03	1.4900E+03		d	1.2600E-01	1.2600E-01
sigma min	sigma max	-4.3600E+07	4.2600E+07		e	-1.5000E-01	1.3100E-01
K_s	K_j	5.8900E+07	4.3600E+08				
D	E'	3.1800E+02	1.2500E+11	LP3 / UP3	a	-4.5200E-12	3.7900E-11
eta	Eps_amp	3.9100E-03	4.5500E-04		b	5.3900E-09	-3.0600E-08
delT1	delT2	-2.7300E-06	-2.1500E-06		c	-6.6700E-06	8.5200E-06
delAr	delAm	1.5500E+00	-1.4200E+00		d	1.2700E-01	1.2400E-01
Eps1 min	Eps1 max	-4.6500E-04	4.5400E-04		e	1.1900E-01	-1.3600E-01
Eps2 min	Eps2 max	-4.6200E-04	4.4100E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.6300E-04	4.4700E-04	LN3 / UN3	a	1.5400E-11	-1.0600E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.1000E+02	1.1300E+02		b	1.4300E-08	-6.9400E-09
Acc_r min	Acc_r max	-9.8700E+01	1.0200E+02		c	9.4700E-06	-1.4900E-06
Force_J min	Force_J max	-2.0200E+03	1.9400E+03		d	1.2800E-01	1.2500E-01
sigma min	sigma max	-5.7900E+07	5.5800E+07		e	-1.3100E-01	1.6600E-01
K_s	K_j	5.8800E+07	4.3600E+08				

Cuivre ASTM B-88 à 345 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	cup2a.dat	Donnees :	345h(1a-1c-2a)				
Material :	Cu B-88	Date essai :	17-Jan-97	Date analyse :		8-nov-97	
Aire [m^2] :	3.4971E-05	Long. [m]	7.4200E-02	Epaiss. [m] :		7.3400E-04	
m2 [kg] :	6.8000E-02	m3 [kg] :	1.1257E+01	Diam. ex.[m]		1.5900E-02	
D	E'	6.6869E+01	1.2642E+11	LP1 / UP1	a	4.7179E-10	-8.2495E-11
eta	Eps_amp	3.1878E-03	2.2982E-04		b	-2.5763E-07	6.5008E-08
delT1	delT2	3.6000E-07	5.9000E-07		c	4.0906E-05	-1.2006E-05
delAr	delAm	3.9128E-01	-3.3570E-01		d	1.2459E-01	1.2718E-01
Eps1 min	Eps1 max	-2.3234E-04	2.2869E-04		e	9.7630E-02	-8.2619E-02
Eps2 min	Eps2 max	-2.3292E-04	2.2656E-04				
Epsm min	Epsm max	-2.3245E-04	2.2719E-04	LN1 / UN1	a	2.9438E-11	-4.8293E-11
Acc_m min	Acc_m max	-8.8924E+01	9.0636E+01		b	-2.0607E-08	-8.4643E-10
Acc_r min	Acc_r max	-8.0047E+01	8.1587E+01		c	-4.3678E-06	3.0347E-06
Force_J min	Force_J max	-1.0203E+03	1.0010E+03		d	1.2650E-01	1.2699E-01
sigma min	sigma max	-2.9332E+07	2.8776E+07		e	-9.0373E-02	8.7709E-02
K_s	K_j	5.9584E+07	4.6979E+08				
D	E'	3.3740E+02	1.2458E+11	LP2 / UP2	a	7.4101E-11	2.8614E-11
eta	Eps_amp	4.6653E-03	4.2986E-04		b	-6.8050E-08	-1.7280E-08
delT1	delT2	-6.0000E-07	-1.4000E-06		c	1.5095E-05	4.3436E-06
delAr	delAm	1.4357E+00	-1.1570E+00		d	1.2490E-01	1.2468E-01
Eps1 min	Eps1 max	-4.3843E-04	4.2789E-04		e	2.1520E-01	-1.5264E-01
Eps2 min	Eps2 max	-4.3668E-04	4.1687E-04				
Epsm min	Epsm max	-4.3756E-04	4.2216E-04	LN2 / UN2	a	-1.7197E-11	9.6632E-12
Acc_m min	Acc_m max	-1.6325E+02	1.6898E+02		b	-1.7940E-08	1.5531E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.4657E+02	1.5172E+02		c	-4.2368E-07	5.7947E-06
Force_J min	Force_J max	-1.8955E+03	1.8302E+03		d	1.2649E-01	1.2594E-01
sigma min	sigma max	-5.4493E+07	5.2614E+07		e	-1.7389E-01	2.1320E-01
K_s	K_j	5.8719E+07	4.4738E+08				
D	E'	6.1762E+02	1.2438E+11	LP3 / UP3	a	4.9122E-11	3.8857E-11
eta	Eps_amp	5.4234E-03	5.3985E-04		b	-4.9950E-08	-3.2948E-08
delT1	delT2	-1.1800E-06	-1.7600E-06		c	1.1143E-05	8.8982E-06
delAr	delAm	2.4151E+00	-1.1223E+00		d	1.2470E-01	1.2366E-01
Eps1 min	Eps1 max	-5.5203E-04	5.3721E-04		e	3.1327E-01	-2.2978E-01
Eps2 min	Eps2 max	-5.4869E-04	5.2200E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.5017E-04	5.2952E-04	LN3 / UN3	a	-1.3318E-11	-2.9689E-12
Acc_m min	Acc_m max	-2.0370E+02	2.1125E+02		b	-1.1918E-08	5.2117E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.8449E+02	1.9133E+02		c	2.4914E-06	5.3197E-06
Force_J min	Force_J max	-2.3781E+03	2.2930E+03		d	1.2660E-01	1.2572E-01
sigma min	sigma max	-6.8370E+07	6.5923E+07		e	-2.5968E-01	3.2447E-01
K_s	K_j	5.8623E+07	4.4333E+08				

Cuivre ASTM B-88 à 345 Hz

Banc d'essai : Excitateur de vibration

Fichier :	cup2b.dat	Donnees :	345h(1d-1b-2a)				
Material :	Cu B-88	Date essai :	17-Jan-97	Date analyse :		8-nov-97	
Aire [m^2] :	3.4971E-05	Long. [m]	7.4200E-02	Epaiss. [m] :		7.3400E-04	
m2 [kg] :	6.8000E-02	m3 [kg] :	1.1257E+01	Diam. ex.[m]		1.5900E-02	
D	E'	4.5112E+01	1.2679E+11	LP1 / UP1	a	1.2706E-09	1.1213E-10
eta	Eps_amp	5.2440E-03	1.4696E-04		b	-4.7339E-07	4.7829E-08
delT1	delT2	3.4000E-07	-3.1600E-07		c	5.1658E-05	-1.1698E-05
delAr	delAm	5.8493E-02	-5.3939E-01		d	1.2494E-01	1.2745E-01
Eps1 min	Eps1 max	-1.4783E-04	1.4698E-04		e	6.6076E-02	-4.8734E-02
Eps2 min	Eps2 max	-1.4778E-04	1.4548E-04				
Epsm min	Epsm max	-1.4778E-04	1.4615E-04	LN1 / UN1	a	5.0901E-10	-1.8639E-10
Acc_m min	Acc_m max	-5.7222E+01	5.7928E+01		b	2.4289E-08	-3.2313E-08
Acc_r min	Acc_r max	-5.1815E+01	5.2454E+01		c	-1.1342E-05	-3.5202E-06
Force_J min	Force_J max	-6.5210E+02	6.4414E+02		d	1.2569E-01	1.2667E-01
sigma min	sigma max	-1.8747E+07	1.8519E+07		e	-7.3864E-02	4.5632E-02
K_s	K_j	5.9756E+07	6.0848E+08				
D	E'	1.4068E+02	1.2589E+11	LP2 / UP2	a	1.5020E-10	2.4637E-11
eta	Eps_amp	3.8124E-03	3.0545E-04		b	-1.1691E-07	-9.8139E-09
delT1	delT2	-9.5000E-07	-1.5800E-06		c	2.4566E-05	2.9758E-06
delAr	delAm	2.5031E-01	-8.1970E-01		d	1.2461E-01	1.2564E-01
Eps1 min	Eps1 max	-3.0854E-04	3.0560E-04		e	1.5413E-01	-1.0459E-01
Eps2 min	Eps2 max	-3.0816E-04	3.0002E-04				
Epsm min	Epsm max	-3.0818E-04	3.0271E-04	LN2 / UN2	a	6.1132E-11	1.8829E-11
Acc_m min	Acc_m max	-1.1786E+02	1.1980E+02		b	2.5533E-08	1.4562E-08
Acc_r min	Acc_r max	-1.0527E+02	1.0700E+02		c	7.2839E-06	1.9810E-06
Force_J min	Force_J max	-1.3485E+03	1.3267E+03		d	1.2722E-01	1.2609E-01
sigma min	sigma max	-3.8768E+07	3.8139E+07		e	-9.8299E-02	1.2298E-01
K_s	K_j	5.9335E+07	4.6050E+08				
D	E'	6.1762E+02	1.2438E+11	LP3 / UP3	a	4.9122E-11	3.8857E-11
eta	Eps_amp	5.4234E-03	5.3985E-04		b	-4.9950E-08	-3.2948E-08
delT1	delT2	-1.1800E-06	-1.7600E-06		c	1.1143E-05	8.8982E-06
delAr	delAm	2.4151E+00	-1.1223E+00		d	1.2470E-01	1.2366E-01
Eps1 min	Eps1 max	-5.5203E-04	5.3721E-04		e	3.1327E-01	-2.2978E-01
Eps2 min	Eps2 max	-5.4869E-04	5.2200E-04				
Epsm min	Epsm max	-5.5017E-04	5.2952E-04	LN3 / UN3	a	-1.3318E-11	-2.9689E-12
Acc_m min	Acc_m max	-2.0370E+02	2.1125E+02		b	-1.1918E-08	5.2117E-09
Acc_r min	Acc_r max	-1.8449E+02	1.9133E+02		c	2.4914E-06	5.3197E-06
Force_J min	Force_J max	-2.3781E+03	2.2930E+03		d	1.2660E-01	1.2572E-01
sigma min	sigma max	-6.8370E+07	6.5923E+07		e	-2.5968E-01	3.2447E-01
K_s	K_j	5.8623E+07	4.4333E+08				