UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE SUR LE FACTEUR DE PERTE DES ALLIAGES À FORT AMORTISSEMENT

ARMELLE FIGINI

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE MÉCANIQUE)

AVRIL 2001

© Armelle Figini, 2001

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.

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 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.

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.

0-612-65573-3

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE SUR LE FACTEUR DE PERTE DES ALLIAGES À FORT AMORTISSEMENT

Présenté par : FIGINI Armelle

En vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

A été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. ROUSSELET Jean, Ph.D., président

M. OSTIGUY Germain, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. BRAILOVSKI Vladimir, Ph.D., membre et co-directeur de recherche

M. TROCHU Francois, Ph.D., membre

REMERCIEMENTS

Mes premiers remerciements vont à mon directeur de recherche, le professeur Germain Ostiguy, pour sa confiance, son soutien financier et technique ainsi qu'à mon codirecteur de recherche, le professeur Vladimir Brailovski pour ses précieux conseils et son suivi constant. Ensuite, j'adresse toute ma gratitude à tous les membres du personnel technique de la section mécanique appliquée, de la section fabrication et de l'atelier d'usinage pour leur grande disponibilité et leur aide tout au long du projet. Je souhaite aussi remercier Silvio de Santis qui a mis au point le banc d'essai dans le cadre de son projet de doctorat. D'autre part, je remercie vivement M. Gagné de la compagnie Noranda, M. Keith de la compagnie Stone Manganese Marine Limited ainsi que M. Udovenko de l'Institut de Physique des Métaux de Moscou pour avoir fourni gracieusement des échantillons d'alliages à fort amortissement et plusieurs références. Enfin je tiens à remercier tous les étudiants de la section de mécanique appliquée pour leur support moral et technique.

RÉSUMÉ

Le but du présent projet est la mesure de l'amortissement intrinsèque des alliages à fort amortissement en fonction de la température. Un montage mis au point dans le cadre d'un doctorat précédant la présente étude est utilisé. Celui-ci mesure le facteur de perte, c'est-à-dire, le rapport de l'énergie dissipée sur l'énergie de déformation d'un échantillon soumis à un cas de chargement cyclique uniforme. Un excitateur électrodynamique et une machine de traction sont utilisés pour tester respectivement les moyennes et les basses fréquences. Le montage est modifié afin d'intégrer un système de chauffage. Trois matériaux sont testés : le ZA-27, un alliage à base de zinc et d'aluminium, le Sonoston, un alliage à base de manganèse et de cuivre et un alliage à base de fer et de chrome. Les résultats obtenus avec le ZA-27 permettent la validation du banc d'essai. Le Sonoston est étudié tant au niveau dynamique que micromécanique afin de mieux comprendre les mécanismes d'amortissement. Les essais sur l'alliage fer-chrome mettent en évidence une limitation du banc d'essai. Le but à long terme de ce projet, est de constituer une classification des alliages à fort amortissement selon leurs propriétés mécaniques et leurs propriétés amortissantes sur des plages de fréquences et de températures intéressantes pour l'industrie. Afin de poursuivre le travail vers une standardisation de la mesure de l'amortissement dans les métaux à fort amortissement, il est nécessaire de mettre au point un banc d'essai utilisable pour tous les types de métaux et permettant de faire les essais sur une plage de fréquences plus grande.

ABSTRACT

The project objective is to measure the intrinsic damping of high damping alloys depending on the temperature. A test rig developed during a previous Ph. D. project is used as a baseline. This bench has been designed to measure the loss factor, the ratio of the dissipated energy other the strain energy of a sample subjected to a uniform cyclic load. An electrodynamic shaker and a traction test rig are used to test, respectively, middle frequencies and low frequencies. The rig is modified in order to integrate a heating system on the sample. Three types of materials are tested: a zinc aluminum based alloy, ZA-27, a manganese copper based alloy, Sonoston and an iron chrome based alloy. The test rig is validated with the results of testing with ZA-27. Damping testing and microstructure testing are performed on the manganese copper based alloy to better understand the damping mechanisms. A test rig limitation is observed during the testing with the iron chrome based alloy. The long-term objective of this project is to build high damping alloys classification depending on their mechanical and damping properties, on frequency and temperature range that could be interesting for at least, the aeronautical and automotive industries. The study is mainly interesting because it uses the loss factor method, which is an intrinsic damping of material. To go on working towards a standardization of high damping alloys damping determination, it would be necessary to develop a test rig that would be used for every type of high damping metals, and over a wider frequency range.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS iv

RÉSUMÉ v

ABSTRACT vi

TABLE DES MATIÈRES vii

LISTE DES TABLEAUX xi

LISTE DES FIGURES xii

LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS xv

LISTE DES ANNEXES xviii

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 : REVUE HISTORIQUE ET BIBLIOGRAPHIQUE 4

1.1. Les premières études sur l'amortissement 4

1.2. Les méthodes de mesures d'amortissement 6

1.3. Alliages à mémoire de forme et amortissement 12

1.4. Les applications des alliages à fort amortissement 14

1.5. Mécanismes d'amortissement 15

1.6. Influence des paramètres externes 21

1.7. Objectifs du présent projet 27

CHAPITRE 2 : PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE 30

2.1. Principe général de l'étude expérimentale 30

2.1.1. But de l'étude expérimentale 30

2.1.2. Conditions d'opération 31

2.1.3. Choix des matériaux 32

2.2. Les éprouvettes 34

2.2.1. Préparation des éprouvettes en alliage ZA-27 34

2.2.2. Préparation des éprouvettes en alliage Sonoston 36

2.2.3. Préparation des éprouvettes en alliage Fe-16%Cr 37

2.2.4. Comparaison des propriétés des matériaux 37

2.3. Les jauges de déformation 38

2.3.1. Instrumentation relative à la lecture des déformations 39

2.3.2. Mesure de la déformation axiale avec compensation en température 39

2.3.3. Collage des jauges 43

2.4. Système d'encastrement commun aux deux bancs d'essais 46

2.5. Système de chauffage des éprouvettes 48

2.5.1. Instrumentation 48

2.5.2. Présentation du système de chauffage 49

2.5.3. Validation du système de chauffage 50

2.6. Description du banc d'essai statique et à basses fréquences 52

2.6.1. Instrumentation 52

2.6.2. Principe du montage....53

2.6.3. Procédure expérimentale....56

2.7. Description du banc d'essai à moyennes fréquences....58

2.7.1. Instrumentation....58

2.7.2. Principe du montage....59

2.7.3. Procédure des essais....64

2.8. Traitement des données....65

CHAPITRE 3 : RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX DU ZA-27....67

3.1. Introduction....67

3.2. Courbe d'hystérésis et méthode d'analyse....67

3.3. Résultats des essais à moyennes fréquences....69

3.3.1. Rigidité dynamique....70

3.3.2. Facteur de perte....73

3.4. Mécanisme d'amortissement du ZA-27....76

3.4.1. Explication microstructurale de l'amortissement....76

3.4.2. Représentation théorique du facteur de perte....79

3.5. Conclusion....82

CHAPITRE 4 : RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX DU SONOSTON....83

4.1. Introduction....83

4.2. Résultats des tests statiques et basses fréquences pour le Sonoston....83

4.2.1. Influence de la fréquence et de la température sur la rigidité dynamique..85

4.2.2. Influence de la fréquence et de la température sur le facteur de perte.....88

4.3. Résultats des tests à moyennes fréquences.....90

4.3.1. Influence de la fréquence et de la température sur le module d'Young 90

4.3.2. Influence de la température et de la fréquence sur le facteur de perte.....92

4.4. Essai à calorimétrie différentielle à balayage (DSC) 95

4.4.1. Principe du test.....95

4.4.2. Résultats.....96

4.5. Essais aux ultrasons.....97

4.5.1. Principe du test.....97

4.5.2. Résultats du test 100

4.6. Mécanisme d'amortissement du Sonoston.....102

CONCLUSION.....107

RÉFÉRENCES 114

ANNEXES.....127

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1-1 : Mécanismes d'amortissement 18

Tableau 2-1 : Facteurs de perte de quelques matériaux 31

Tableau 2-2 : Mécanismes d'amortissement des matériaux testés 32

Tableau 2-3 : Composition de l'alliage ZA-27 en pourcentage massique 35

Tableau 2-4 : Composition des différentes éprouvettes de Sonoston en pourcentage massique [59] 36

Tableau 2-5 : Propriétés des alliages [59, 36, 63, 64] 38

Tableau 2-6 : Amortissement avec et sans fil à température ambiante 52

Tableau 2-7 : Fréquences d'essai du banc d'essai moyennes fréquences 61

Tableau 3-1 : Fréquences d'essai du ZA-27 69

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 : Boucle d'hystérésis 8

Figure 1-2 : Bande de demi-puissance 10

Figure 1-3 : Frottement interne d'un alliage à mémoire de forme en fonction de la température (AMF 15) 13

Figure 1-4 : Différentes forme des boucles d'hystérésis [36] 20

Figure 1-5 : Amortissement et fréquence de résonance en fonction de la température pour les alliages ZA-27 et SPZ [49] 22

Figure 1-6 : Amortissement en fonction de la température pour l'alliage ZA-27 [49] ... 23

Figure 1-7 : Amortissement en fontion de la fréquence pour l'alliage ZA-27 [49] 23

Figure 1-8 : Amortissement et module d'Young d'échantillons DR-1 et DR-4 en fonction de l'amplitude de déformation à 20°C et 40 kHz : (1) DR-4 tel que recu, (2) DR-1 tel que recu, (3) DR-4 après 2 h à 425°C. [51] 24

Figure 1-9 : Amortissement et Module d'Young versus température pour l'échantillon DR-1, à 40 kHz pour les amplitudes (1) e = 6 x 10 –5, (2) e = 2 x 10 –5, et (3) e = 2 x 10 –7. [51] 25

Figure 1-10 : Effet de l'amplitude de déformation et de la température sur l'amortissement d'une poutre en Sonoston [37] 26

Figure 2-1 : Moulage du ZA-27 35

Figure 2-2 : Vue dépliée de l'éprouvette, deux rosettes diamétralement opposées 40

Figure 2-3 : Facteur de jauge en fonction de la température 43

Figure 2-4 : Profil du traitement thermique pour le collage des jauges 44

Figure 2-5 : Montage pour le collage des jauges 45

Figure 2-6 : Photographie du système de fixation 47

Figure 2-7 : Dessin d'assemblage d'une partie du système de fixation 47

Figure 2-8 : Boucle de contrôle du système de chauffage 50

Figure 2-9 : Validation du système de chauffage 51

Figure 2-10 : Courbe de fonctionnement de la machine MTS 54

Figure 2-11 : Principe du montage statique et basses fréquences 55

Figure 2-12 : Banc d'essai monté sur l'excitateur électrodynamique [15] 60

Figure 2-13 : Test au marteau d'impact 61

Figure 2-14 : Principe du montage des essais à moyennes fréquences 63

Figure 3-1 : Courbe d'hystérésis typique du ZA-27 68

Figure 3-2 : Module d'Young en fonction de la température pour le ZA-27 70

Figure 3-3 : Module d'Young vs fréquence pour le ZA-27 échantillon 3 71

Figure 3-4 : Amortissement et module d'Young [36] 72

Figure 3-5 : Facteur de perte en fonction de la température pour le ZA-27 73

Figure 3-6 : Facteur de perte en fonction de la fréquence pour le ZA-27 74

Figure 3-7 : Amortissement en fonction de la température [51] 75

Figure 3-8 : Amortissement en fonction de la fréquence [36] 76

Figure 3-9 : Diagramme binaire des alliages Zinc-Aluminium [36] 78

Figure 3-10 : Vérification de la relation théorique 80

Figure 3-11 : $\ln(Q^{-1})$ vs 1000/T pour ZA-8 [36] 81

Figure 4-1 : Courbes d'hystérésis du Sonoston 84

Figure 4-2 : Rigidité dynamique en fonction de la température 86

Figure 4-3 : Rigidité dynamique en fonction de la fréquence 87

Figure 4-4 : Facteur de perte en fonction de la fréquence pour Sonoston Z9000 88

Figure 4-5 : Facteur de perte en fonction de la température pour Sonoston Z9000 89

Figure 4-6 : Influence de la fréquence sur le module d'Young du Z9000 91

Figure 4-7 : Influence de la température sur le module d'Young du Z9000 92

Figure 4-8 : Influence de la fréquence sur le facteur de perte du Z9000 93

Figure 4-9 : Influence de la température sur le facteur de perte du Z9000 94

Figure 4-10 : Résultats du test de DSC 96

Figure 4-11 : Génération d'ultrasons 98

Figure 4-12 : Montage du test aux ultrasons 99

Figure 4-13 : Résultats du test aux ultrasons 101

Figure 4-14 : Influence de l'amplitude sur le facteur de perte 103

Figure 4-15 : Représentation schématique de phases jumelles [36] 104

Figure 4-16 : Structure cristallographique hexagonale 105

LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS

α_S : coefficient de dilatation thermique de la structure

α_G : coefficient de dilatation thermique de la grille de la jauge

β_G : coefficient thermique de la résistance de la grille

δ : décrément logarithmique

δ_i : variation relative de résistance de la jauge numéro "i"

δ_M : variation relative de résistance due à l'effet mécanique

δ_T : variation relative de résistance due à l'effet thermique

ΔEm : variation de voltage à la sortie du pont de Wheastone

ΔR_i : variation de résistance de la jauge numéro "i"

ΔT : écart entre la température imposée à l'échantillon et la température ambiante

ε : déformation

ε_0 : déformation initiale

ε_i : déformation de la jauge numéro "i"

ζ : taux d'amortissement modal

η : facteur de perte

μ : perméabilité magnétique absolue du matériau

μ_0 : perméabilité magnétique absolue du vide

μ_r : perméabilité magnétique relative par rapport au vide

χ : susceptibilité magnétique du matériau

ν : coefficient de Poisson

σ : contrainte

σ_0 : contrainte initiale

ϕ : phase

ω : fréquence circulaire (rad/s)

ψ : capacité spécifique d'amortissement

A, A_S : aire de la section de l'éprouvette

E : module d'Young

E^* : module d'Young complexe

E_1 : partie réelle du module d'Young complexe

E_2 : partie imaginaire du module d'Young complexe

EDE : élément élastodissipatif

f : fréquence (Hz)

H : enthalpie

i : nombre complexe dont la racine est égale à -1

k : rigidité

k_B : constante de Boltzman

L : longueur de l'éprouvette

M : masse

N : nombre de cycles utilisé dans le calcul du décrément logarithmique

Q : facteur de résonance

R_i : résistance de la jauge numéro "i"

S_g : facteur de jauge

t : variable de temps

T : température

T_N : température de Néel

U : énergie de déformation

V : tension d'alimentation du pont de Wheastone

Wd : énergie dissipée par cycle

X_0 : élongation maximale de l'éprouvette.

Xn : amplitude au cycle n

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I : MONTAGES 127

ANNEXE II : TRAITEMENT DES DONNÉES 133

ANNEXE III : RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX 149

ANNEXE IV : PROPRIÉTÉS MAGNÉTIQUES DES MATÉRIAUX 155

INTRODUCTION

Toute structure est soumise au phénomène des vibrations libres ou forcées. Les sources de vibrations sont de natures très diverses : débalancement d'un arbre de moteur, excitation aérodynamique et hydrodynamique, défaut dans une pièce tournante, impact. Les fréquences et les modes naturels de vibrations d'un système sont détectés à l'aide de l'analyse modale expérimentale. Lorsque les fréquences naturelles de la structure concordent avec les fréquences d'excitation des forces appliquées, la structure entre en résonance : les amplitudes de déformation vibratoires deviennent très grandes et peuvent conduire à la rupture.

En modifiant la masse ou la rigidité de quelques éléments, les fréquences naturelles de vibration sont déplacées et ainsi la résonance est évitée. Toutefois, ce type d'action peut contrecarrer d'autres critères de design. La seconde façon d'éviter la rupture est de permettre qu'une résonance soit excitée mais en diminuant l'amplitude des vibrations. Pour ceci il suffit d'introduire de l'amortissement dans le système. Ceci peut être effectué en ajoutant dans la structure des pièces non structurales en matériaux très amortissants (viscoélastiques par exemple) ou en utilisant des pièces structurales en matériaux très amortissants. Dans ce dernier cas, des matériaux avec des propriétés mécaniques et physiques répondant aux critères de design et ayant un fort amortissement sont utilisés. Les alliages à fort amortissement permettent de combler ces deux attentes. Un métal est considéré comme appartenant à la classe des métaux à fort amortissement (HIDAMET dans la littérature) si son facteur de perte est supérieur ou égal à 1% [51]. Si

une structure est construite en alliage à fort amortissement, les contraintes vibratoires seront réduites tout en conservant une bonne résistance mécanique. Ceci est particulièrement intéressant dans le cas de pièces soumises à des températures supérieures à la température ambiante, car la plupart des matériaux viscoélastique ne sont pas utilisable à partir d'une certaine température. De plus, le coût de la pièce est réduit car la conception et la fabrication des amortisseurs viscoélastiques est évitée. Toutefois, ces alliages sont encore peu connus par l'industrie. Le but du présent projet est d'approfondir les connaissances concernant le comportement de trois types alliages à fort amortissement afin de faciliter de futures applications.

Cette étude s'intéresse à la détermination de l'amortissement intrinsèque des matériaux. Il existe plusieurs façons de définir et de mesurer l'amortissement. Les résultats obtenus sont dépendants du type de chargement, des conditions aux limites, et de la méthode de mesure. Des normes [3 à 7] ont été définies pour la mesure de l'amortissement, mais aucune ne s'applique réellement au cas des métaux à fort amortissement. Diverses études ont donc été menées dans le but de caractériser dynamiquement le mieux possible ce type de matériau [9, 12, 62, 60, 43, 40]. Par exemple, un banc d'essai de caractérisation en traction-compression uniaxiale a été mis au point et validé [15]. Ce type de chargement est uniforme et permet l'obtention des boucles d'hystérésis dont l'aire est équivalente à l'énergie dissipée par cycle. L'expérience montre que la forme et l'inclinaison des boucles d'hystérésis varie selon le type de matériau, la fréquence, l'amplitude de déformation et la température. Dans le présent projet, le banc d'essai de

la référence [15] est modifié et utilisé pour l'obtention des résultats expérimentaux. Un système de chauffage est ajouté au montage et le système d'encastrement est modifié. Ainsi, l'influence de la température et de la fréquence est évaluée sur trois matériaux à fort amortissement : le Sonoston, le ZA-27 et un alliage Fe-Cr. Les deux premiers matériaux sont des matériaux déjà commercialisés, le dernier est fabriqué et étudié en milieu universitaire. Ces trois matériaux diffèrent par leur mécanisme responsable de l'amortissement. Une comparaison basée sur les mécanismes permet d'effectuer une classification des alliages à fort amortissement et de prédire leurs comportements types.

CHAPITRE 1

REVUE HISTORIQUE ET BIBLIOGRAPHIQUE

1.1. Les premières études sur l'amortissement

Les propriétés amortissantes des matériaux solides uniformes et leur impact au niveau de l'ingénierie sont étudiés depuis environ deux cent ans [31]. En 1784, Coulomb prouva avec un pendule de torsion que l'amortissement n'était pas issu de la friction de l'air mais de la perte d'énergie interne du matériau. Au dix-neuvième siècle, de nombreuses recherches sur la viscosité des métaux et leurs natures non linéaires ont été entreprises. Les principaux sujets étudiés à l'époque sont : l'amortissement et la friction interne du fer, de l'argent, du cuivre, de l'étain et autres métaux, l'effet de l'amplitude de la contrainte, de la fréquence, de la température, du traitement thermique. Des études sur les boucles d'hystérésis obtenues sous chargement cyclique en traction sont effectués en 1889 par Edwin et sous chargement cyclique en flexion par Voigt en 1892. Le premier livre développant de façon significative les aspects des mesures expérimentales d'amortissement est écrit en 1908 par Searle. Dans les années 1920, des recherches cherchant à faire le lien entre la fatigue des matériaux et l'amortissement interne sont initiées.

Depuis 1945, les mesures d'amortissement et de friction interne dans les métaux sont très utilisées dans le cadre de recherches sur les micromécanismes mis en jeu et sur la

structure de l'état solide [71, 38, 18, 37]. Les années 1950 sont le siège du début des investigations sur l'amortissement des matériaux non-métalliques. Dans un premier temps, les études sont axées sur la microstructure et les micromécanismes. Puis, l'amortissement est devenu un moyen de réduction de contraintes vibratoires en ingénierie. A partir de ce moment, les études sur l'amortissement sont de plus en plus nombreuses et diversifiées.

Les matériaux non métalliques ont été les premiers utilisés pour absorber les vibrations car leurs propriétés amortissantes sont supérieures à celles des métaux conventionnels. Toutefois, leurs propriétés mécaniques sont très inférieures à celle des métaux, ils ne peuvent donc pas être utilisés comme composantes structurales. Les alliages à fort amortissement représentent un choix intéressant car ils combinent la résistante mécanique et l'absorption de vibrations. Les années 1960 marquent l'avènement d'un intérêt croissant pour ce type d'alliages. Jensen a étudié les propriétés en fatigue de plusieurs alliages Manganèse-Cuivre (63.3%Mn-Cu, 73.5%Mn-Cu, 80.6%Mn-Cu, 78.3%Mn-Cu,). Ceci a conduit à déterminer les propriétés amortissantes de cet alliage sous diverses conditions de températures et de fréquences [24]. En 1964, Lazan propose une classification des mécanismes d'amortissement. Il divise ces mécanismes en deux groupes : ceux qui sont dépendants de l'amplitude de déformation et ceux qui n'en dépendent pas [14].

1.2. Les méthodes de mesures d'amortissement

Afin de mieux comprendre les différentes méthodes de mesure de l'amortissement, il est utile de rappeler les différentes définitions possibles de cette propriété.

Le décrément logarithmique (δ)

Lors des vibrations libres, le décrément logarithmique permet de mesurer l'atténuation de l'amplitude des vibrations due à l'amortissement. Soit X_n l'amplitude du $n^{ième}$ pic, et X_{n+N} l'amplitude du $(n+N)^{ième}$ pic, le décrément logarithmique est défini ainsi :

$$\delta = \frac{1}{N} \ln\left(\frac{X_n}{X_{n+N}}\right) \tag{1,1}$$

Cette méthode est valable seulement pour les matériaux linéaires et pour de faible amortissement.

Le facteur de perte(η) et la capacité spécifique d'amortissement(ψ)

Lors de vibrations forcées, ces deux paramètres représentent le rapport entre l'énergie dissipée (par radian dans le premier cas et par cycle dans le deuxième cas) et l'énergie potentielle maximale. Le facteur de perte(η) et la capacité spécifique d'amortissement(ψ) sont définis en fonction de W_d l'énergie dissipée par cycle et U l'énergie potentielle maximale :

$$\psi = \frac{W_d}{U} = 2\pi\eta \tag{1,2}$$

L'énergie dissipée par cycle est égale à l'aire d'une boucle d'hystérésis tracée dans le plan force-déplacement. L'énergie de déformation maximale est définie par la relation suivante :

$$U = \frac{1}{2} k X_0^2 \qquad (1,3)$$

k = EA/L, rigidité équivalente d'un sytème en traction,

E = module d'Young,

A = aire de la section,

L = longueur de l'éprouvette,

X_0 = élongation maximale de l'éprouvette.

La figure 1-1 met en évidence les grandeurs mentionnées ci-dessus sur la boucle d'hystérésis.

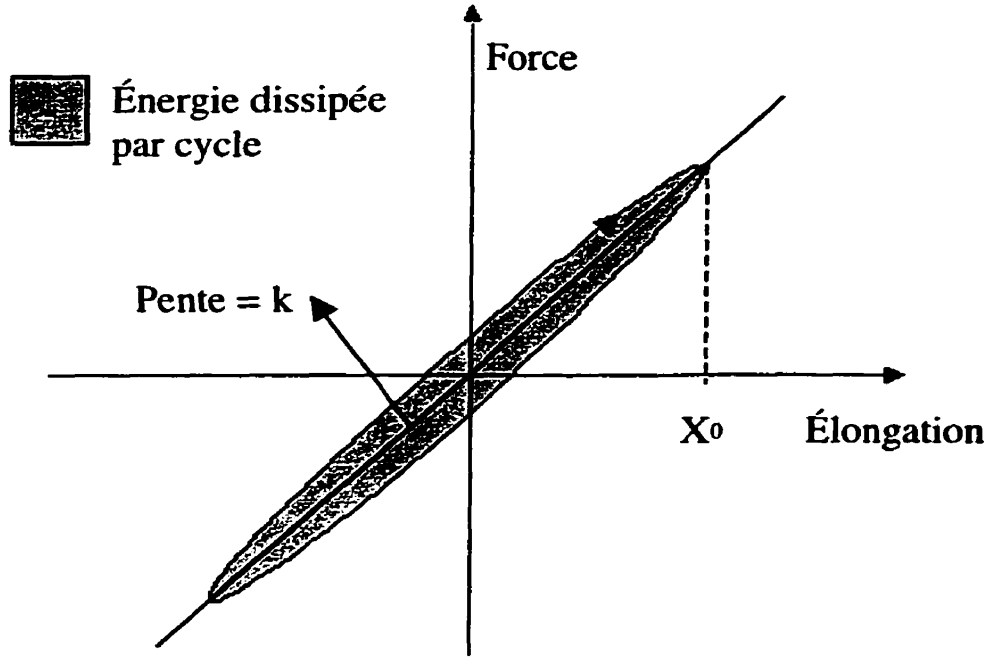


Figure 1-1 : Boucle d'hystérésis

Angle de perte et module d'Young complexe

Dans le cas particulier d'un matériau linéaire viscoélastique, sous chargement cyclique, les contraintes et les déformations résultantes s'écrivent en termes complexes, ω étant la fréquence circulaire et ϕ l'angle de perte :

$$\sigma(t) = \sigma_0 e^{i\omega t} \tag{1,4}$$

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 e^{i(\omega t - \phi)} \tag{1,5}$$

Le module d'Young complexe est défini comme le rapport de la contrainte sur la déformation :

$$E^* = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} e^{i\phi} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0}(\cos\phi + i\sin\phi) = E_1 + iE_2 = E_1(1 + \tan\phi) \tag{1,6}$$

E_1 et E_2 sont respectivement les parties réelle et imaginaire du module complexe. E_1 est le module élastique, il caractérise la quantité d'énergie emmagasinée. E_2 est le module de perte et caractérise l'énergie dissipée par unité de volume par radian. L'angle de perte, ϕ, s'exprime en fonction de E_1 et E_2:

$$\tan\phi = \frac{E_2}{E_1} \tag{1,7}$$

Le facteur de résonance (Q) et le taux d'amortissement modal (ζ)

Le facteur de résonance permet de déterminer l'amortissement modal (voir la figure 1-2) pour de faible amortissement. L'analyse modale permet l'obtention des fonctions de réponse en fréquence. Chaque résonance est associée à un pic de cette fonction. Pour la résonance « n », Q est le rapport de l'énième fréquence naturelle sur la bande de demi-puissance. Celle ci est la largeur du pic à –3 décibels de l'amplitude du pic.

$$Q = \frac{\omega_n}{\omega_2 - \omega_1} \tag{1,8}$$

Dans le cas d'un système « masse, ressort, amortisseur » à un degré de liberté, le facteur de résonance est relié simplement au taux d'amortissement modal.

$$Q = \frac{1}{2\zeta} \tag{1,9}$$

La figure 1-2 décrit la méthode d'obtention de la bande de demi-puissance. X/X_0 est l'amplitude normalisée du déplacement.

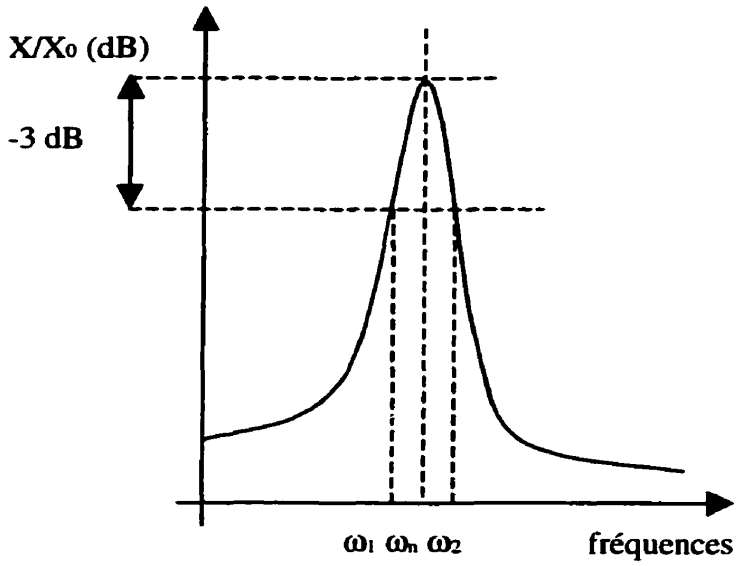


Figure 1-2 : Bande de demi-puissance

Selon le type de paramètres utilisés pour caractériser l'amortissement, les méthodes de mesures varient. Tous les paramètres énoncés précédemment permettent de juger de la capacité amortissante d'un matériau. La seule méthode qui est valable pour tout type d'amortissement et pour tout type de matériau est la méthode du facteur de perte.

Donc, pour les métaux, la boucle d'hystérésis sur le diagramme contrainte-déformation est le meilleur moyen de mesurer l'énergie dissipée par cycle. La méthode de la capacité spécifique d'amortissement fournit une définition intrinsèque de l'amortissement relative au matériau.

L'évolution de la recherche quant aux méthodes de mesure est considérable depuis le début des années 70. En 1970, Chernyshev discute de la sensibilité et de la précision obtenue lors de l'utilisation de la boucle hystérésis pour mesurer l'énergie dissipée lors

d'oscillations forcées. Il conclut que la méthode est bonne dans des conditions de chargement pour applications courantes, mais qu'il faut toutefois veiller à utiliser des instruments de mesure ayant peu d'hystérésis et peu de non-linéarité [12]. Dans le but de mesurer la dissipation énergétique qui a lieu lors d'un test de fatigue, Troshchenko mesure la différence de phase entre la contrainte et la déformation sous chargement uniforme [62]. Ses résultats prouvent que l'amortissement est fortement dépendant de l'amplitude de contrainte appliquée. En 1973, Ritchie [43] utilise un capteur optique sans contact avec la structure pour étudier les modes de vibration du spécimen libre-libre. Le but est de mettre en évidence les différents modes et de calculer le module d'Young dynamique. Les théories de Thimoshenko et d'Euler-Bernouilli sont comparées pour chaque mode, et des limites d'utilisation sont proposées. Enfin, une méthode basée sur les mesure de différence de phase et d'amplification entre les extrémités libre et excitée de poutres mixtes (métal et matériau viscoélastique) en flexion est proposée par Ostiguy [40]. Kinra propose également une méthode de mesure de différence de phase pour mesurer l'amortissement des métaux [27]. Contrairement à la méthode précédente, la méthode de Kinra utilise un chargement axial afin d'avoir un champ de contraintes homogène. Ceci est très important lorsque l'amortissement mesuré est non linéaire, c'est à dire dépendant de l'amplitude de déformation. Audenino [8] propose également une méthode tenant compte de cette dépendance. La plage de fréquences étudiées est de 60 à 300 Hz. La machine utilisée est un excitateur électrodynamique sur lequel est monté en série une cellule de charge et le spécimen à tester. De même, la méthode de De Santis [15] utilise un chargement uniforme sur une plage de fréquences de 200 Hz à 500 Hz et

est basée sur des méthodes standards utilisées pour les matériaux viscoélastiques. Cette dernière sera décrite en détail par la suite car elle est utilisée dans le présent projet. Elle permet de tester les métaux dans des plages de fréquences et d'amplitudes correspondant à un large champ d'applications.

1.3. Alliages à mémoire de forme et amortissement

Les alliages à mémoire de forme suscitent un intérêt croissant en premier lieu pour leur propriété mémoire de forme, mais aussi pour leurs bonnes propriétés amortissantes. Dans les années 70 et 80, plusieurs études portant sur les moyens d'utiliser la friction interne des alliages à mémoire de forme sont publiées. Le pic de friction interne qui est observé lors de la transformation martensite-austénite suscite l'intérêt des chercheurs [14, 25]. Le comportement classique d'un alliage à mémoire de forme est illustré à la figure 1-3.

Les AMF en phase martensitique sont utilisés en contrôle passif grâce à un amortissement constant et stable. Toutefois, l'utilisation d'un alliage à mémoire de forme pour ses propriétés amortissantes dans la zone de la transformation de phase n'est pas recommandée. En effet, un léger écart de température suffit pour compléter la transformation et obtenir un alliage en phase austénitique, donc peu amortissant [61]. Le passage de la phase martensitique à austénitique permet de réaliser du contrôle actif de structure.

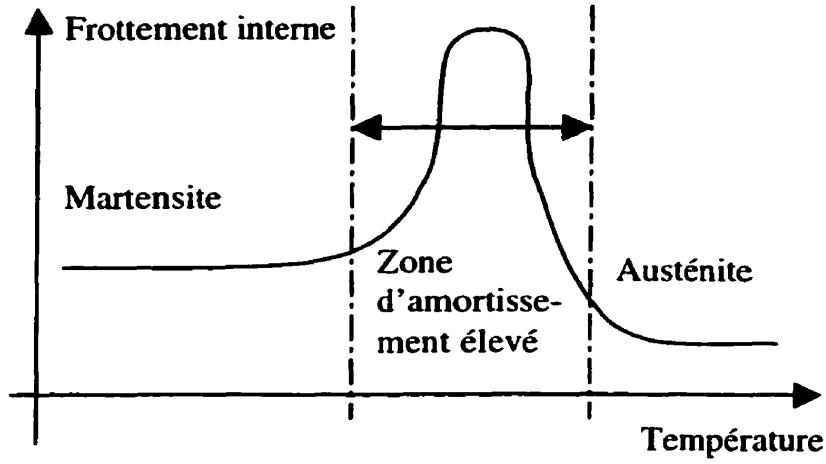


Figure 1-3 : Frottement interne d'un alliage à mémoire de forme en fonction de la température [61]

L'influence des paramètres influençant la friction interne des AMF est largement étudiée. En particulier, pour les alliages à mémoire de forme, le traitement thermique est un facteur très important. Young-Kook [70] montre que selon le traitement thermique, la teneur en martensite peut avoir des effets opposés sur les capacités amortissantes des alliages Fe-17%Mn. Les dislocations introduites pendant les cycles thermiques sont la cause de ce phénomène. L'influence du traitement thermique et de la composition d'un alliage Titane Nickel est étudiée par Kolomytsev en 1988, avec la méthode du décrément logarithmique [28]. Le frottement interne d'alliages Cu-Zn-Al est étudié en fonction de la température, du traitement thermique, de l'amplitude de déformation, de la fréquence et de la vitesse de chauffage et de refroidissement, à basse fréquence, en torsion [26]. Une étude similaire menée par Stoiber introduit une explication du mécanisme d'amortissement [57, 58]. Xiao [68, 69] complète le sujet en examinant

l'influence du temps sur la friction interne des alliages Cu-Zn-Al. Kustov et al. [39] examinent l'influence de l'amplitude de déformation et de la fréquence pour divers traitements du Cu-Al-Ni. Le mécanisme d'amortissement des alliages Ti-Ni (Nitinol), dû aux mouvements des interfaces (frontières entre deux phases), est étudié précisément par Lin en 1993 [32]. Il utilise la technique du décrément logarithmique sur une poutre en flexion et celle de la friction interne sur un pendule de torsion inversé. La fréquence des essais est autour de 1 Hz. Les échantillons sont chauffés et refroidis à différents taux de refroidissement pendant les tests : ceci permet d'obtenir des courbes d'amortissement en fonction de la température.

1.4. Les applications des alliages à fort amortissement

L'application des alliages à fort amortissement peut se révéler être une solution avantageuse pour le contrôle de vibration. En effet, les pièces en alliages à fort amortissement permettent de combiner bonne résistance mécanique et propriété amortissante. Par exemple, la compagnie anglaise Stone Manganese Marine Limited utilise le Sonoston pour fabriquer des hélices de sous-marins afin de réduire le bruit et les vibrations [59]. Austin Rover choisit l'alliage ZA-27, commercialisé par Noranda, pour le développement de fixations de moteur absorbant les vibrations du moteur tout en le supportant [34]. Cherokee Data System [39] met au point des rétroviseurs en alliage ZA-12 afin d'assurer une grande stabilité dynamique et une réduction de poids. Une étude comparative portant sur l'isolation séismique est effectuée par Witting et

Cozzarelli [66]. Graesser [19, 20] envisage les alliages à mémoire de forme comme de nouveaux matériaux pour l'isolation séismique. En effet, il est possible d'atteindre de grandes déformations sans toucher le domaine plastique, grâce à une large boucle d'hystérésis caractérisant ce type de matériau.

Scott [52] examine l'intérêt d'utiliser des alliages à mémoire de forme dans le contrôle des réponses aéroélastiques. Les grandes structures spatiales sont particulièrement soumises aux phénomènes des vibrations étant donnée l'absence d'air. Shi [53] présente un modèle numérique pour l'analyse de structures ayant de l'amortissement hystérétique. Les possibilités d'utilisation des alliages à mémoire de forme dans le contrôle actif et passif des vibrations ont été explorées par Srinivasan (1991).

1.5. Mécanismes d'amortissement

Plusieurs types de classification des mécanismes de l'amortissement ont été proposés jusqu'à aujourd'hui. L'une des premières classifications proposées vient de Lazan (1962) [30] :

Amortissement dépendant de l'amplitude

Mécanisme anélastique dans les métaux

Autres mécanismes anélastiques dans les métaux

Amortissement non-dépendant de l'amplitude

Hystérésis élastoplastique

Amortissement magnétoélastique

Dans tous les cas, l'amortissement est causé par un frottement interne pouvant provenir de différentes sources. Le frottement interne est la capacité d'un matériau à convertir son énergie mécanique de vibrations en chaleur dissipée dans le matériau. De nombreuses études ont été menées sur le frottement interne au niveau microscopique afin de déterminer les causes de ce phénomène [41]. Finalement, plusieurs mécanismes ont été découverts (voir tableau 1-1). A partir de ces mécanismes ou d'une combinaison de ces mécanismes il est possible d'expliquer la friction interne des alliages à fort amortissement.

Les alliages à mémoire de forme font partie de la quatrième catégorie du tableau 1-1 et leurs mécanismes d'amortissement ont été étudiés dans les références [20, 58, 32].

Outre les tentatives de classification générale, des études approfondies sont menées sur certains mécanismes particuliers. Golovin [22] étudie le mécanisme d'amortissement dans les aciers à forte teneur en chrome et les alliages du système Fer-α. Il examine également l'évolution de ces mécanismes en fonction des facteurs externes d'opération. Udovenko se penche très précisément sur le mécanisme des alliages du système Fe-Al [63]. Cet alliage fait partie de la deuxième catégorie du tableau 1.1. Udovenko montre que le mécanisme qu'il avait déjà mis en évidence pour le système Fe-Cr est également

valable pour le système Fe-Al. Le but à long terme est de montrer que ce mécanisme s'applique à tous les alliages à base de Fer-α.

Le centre de recherche belge AMT propose un tableau récapitulatif [65] :

Tableau 1-1 : Mécanismes d'amortissement

Type	Mécanisme d'amortissement	Groupe d'alliage	Exemples
Composite naturel	Flux visqueux ou plastique sur les frontières des phases entre la matrice et la seconde phase	Fe-C-Si Al-Zn	Fonte grise Fer laminé
Alliages ferromagnétiques	Hystérésis magnéto-mécanique statique du à un mouvement irréversible des frontières des domaines ferromagnétiques	Fe et Ni Fe-Cr Fe-Cr-Al Fe ou Ni Co-Ni-Ti	T.D. Nickel 12% Cr-Acier Silentalloy Gentalloy, Vacrosil NIVCO
Alliages à amortissement basé sur les dislocations	Mouvements des boucles de dislocations se détachant des points de pignon (pinning point).	Mg Mg-0.6%Zr Mg-Mg_2Ni	Alliage KIXI
Alliages avec des frontières de phases mobiles	Mouvement des frontières martensite/martensite et des frontières entre la martensite et la phase mère (austénite).	Mn-Cu Mn-Cu-Al Cu-Zn-Al Cu-Al-Ni Ti-Ni Co-Fe	Sonoston Incramute Proteus Nitinol

Ritchie reprend la méthode de classification de Lazan et la détaille [50, 36]. L'amortissement provoque une différence de phase entre la contrainte appliquée et la déformation résultante. Ritchie propose une classification divisée en trois catégories des mécanismes responsables de ce déphasage en terme d'hystérésis statique et dynamique.

Hystérésis statique

L'amortissement dépend de l'amplitude de l'onde de contrainte et est indépendant de la fréquence d'excitation.

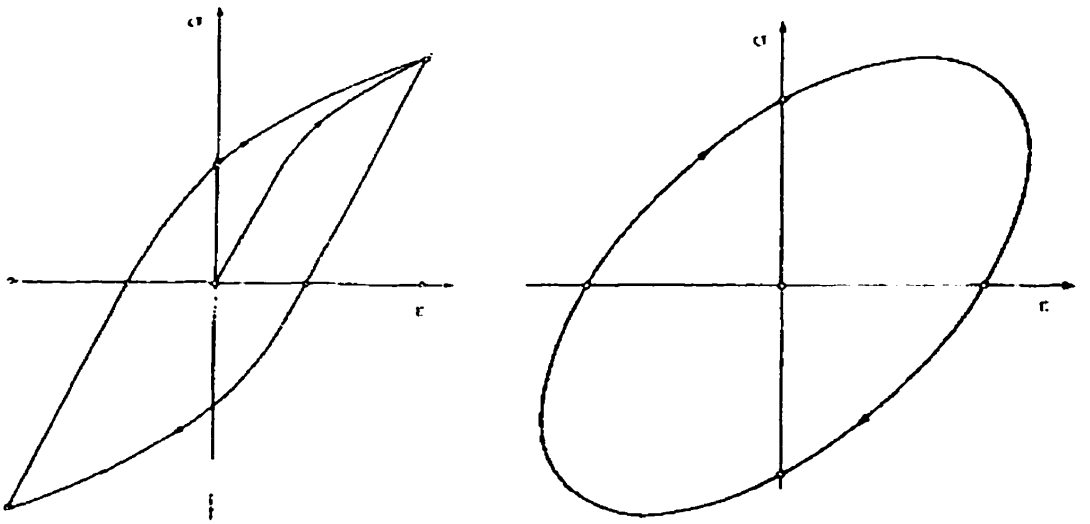
Hystérésis dynamique

L'amortissement varie avec la fréquence, mais il est indépendant de l'amplitude de la contrainte appliquée.

Combinaison d'hystérésis statique et dynamique

Dans le cas de l'hystérésis statique, une onde de contrainte crée un mouvement oscillatoire des défauts à travers le cristal. Ce mouvement est restreint par une cause qui amortie les vibrations. Les causes possibles sont divisées en trois catégories : dislocations, mouvements de frontières jumelles, mouvement des domaines ferromagnétiques. La boucle d'hystérésis de ce type d'amortissement est pointue.

Dans le cas de l'hystérésis dynamique, une modification structurale est à la source de l'hystérésis. Le réarrangement produit une déformation anélastique. Ce mécanisme est nommé relaxation réversible, linéaire, anélastique. À basse température, la déformation anélastique est trop petite pour produire un amortissement significatif. À haute température, la déformation anélastique est grande mais la diffusion est rapide et donc le déphasage entre la contrainte et la déformation est faible. À moyenne température, un fort amortissement est obtenu. Deux mécanismes prédominent : le glissement des frontières de grain et l'amortissement thermoélastique. Ce dernier n'est mis en jeu que s'il y a flexion. Le fort amortissement du ZA-27 est dû à une combinaison de ces deux mécanismes. Dans ce cas, la boucle d'hystérésis est arrondie aux bouts. La figure 1-4 illustre différentes forme de boucles d'hystérésis.



(a) hystérésis statique (b) hystérésis dynamique

Figure 1-4: Différentes forme des boucles d'hystérésis [36]

1.6. Influence des paramètres externes

Les paramètres influençant les propriétés amortissantes des alliages ont déjà été détaillés dans le cas des alliages à mémoire de forme. Dans le cas général des alliages à fort amortissement, depuis le début des années 90, de nombreuses études sont menées sur le sujet. Les facteurs influençant l'amortissement d'un alliage sont : l'amplitude de déformation, la fréquence et la température.

L'influence de la température sur les alliages moulés par gravité à base de zinc est étudiée par Ritchie avec l'aide de deux méthodes de mesure : le pendule de flexion (1 à 20 Hz) et l'oscillateur composite (40 kHz) [49]. Les alliages testés sont le SPZ, un alliage de zinc superplastique (teneur massique en aluminium de 22%) et le ZA-27 un alliage de zinc contenant 27% massique d'aluminium. La figure 1-5 représente le pic d'amortissement qui a lieu autour de 290°C. Ce pic est une caractéristique de la relaxation des frontières de grains. Le pic a lieu à des températures équivalentes pour SPZ et ZA-27.

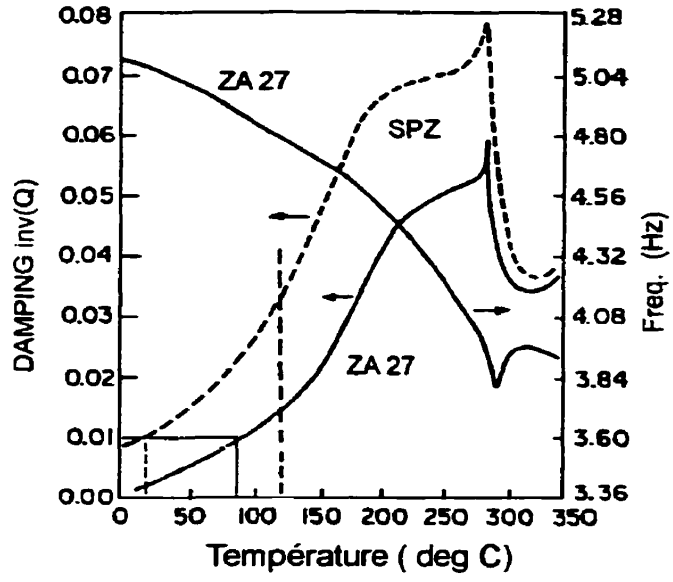


Figure 1-5 : Facteur de résonance et fréquence de résonance en fonction de la température pour les alliages ZA-27 et SPZ [49]

Les résultats des essais effectués à basses et hautes fréquences sont résumés dans la figure 1-6. Les auteurs de l'article ont remarqué que l'alliage ZA 27 n'est pas utilisable au-dessus de 120°C car ses propriétés mécaniques à hautes températures ne rencontrent pas les critères de conception de la plupart des applications.

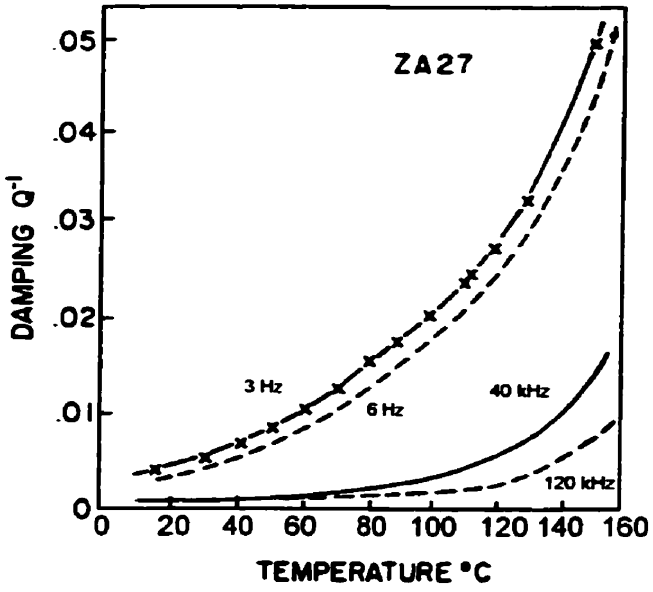


Figure 1-6 : Amortissement en fonction de la température pour l'alliage ZA-27 [49]

L'amortissement en fonction de la fréquence est présenté à la figure 1-7 pour l'alliage ZA-27 et deux températures d'essai, 20°C et 120°C. L'amortissement est fortement dépendant de la fréquence, et ceci est plus marqué à température ambiante.

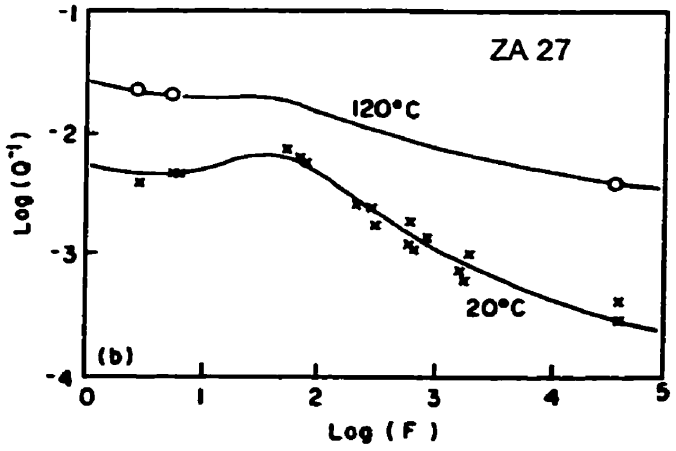


Figure 1-7 : amortissement en fontion de la fréquence pour l'alliage ZA-27 [49]

Afin de compléter cette étude, Ritchie [51] a étudié un alliage manganèse-cuivre commercialisé sous le nom de Sonoston. Afin de couvrir une large gamme de fréquences, il utilise trois méthodes de mesure d'amortissement : pendule de flexion (1 à 10 Hz), poutre encastrée-libre ou libre-libre en résonance (10 à 5000 Hz) et oscillateur composite (40 à120 kHz). La figure 1-8 présente l'amortissement et le module d'Young dynamique pour plusieurs échantillons de Sonoston en fonction de l'amplitude de déformation. Les échantillons de Sonoston sont fournis par the Defense Research Establishment Atlantic, Halifax, Canada. DR-1 et DR-4 sont issus respectivement de la partie épaisse et de la partie fine d'une ailette.

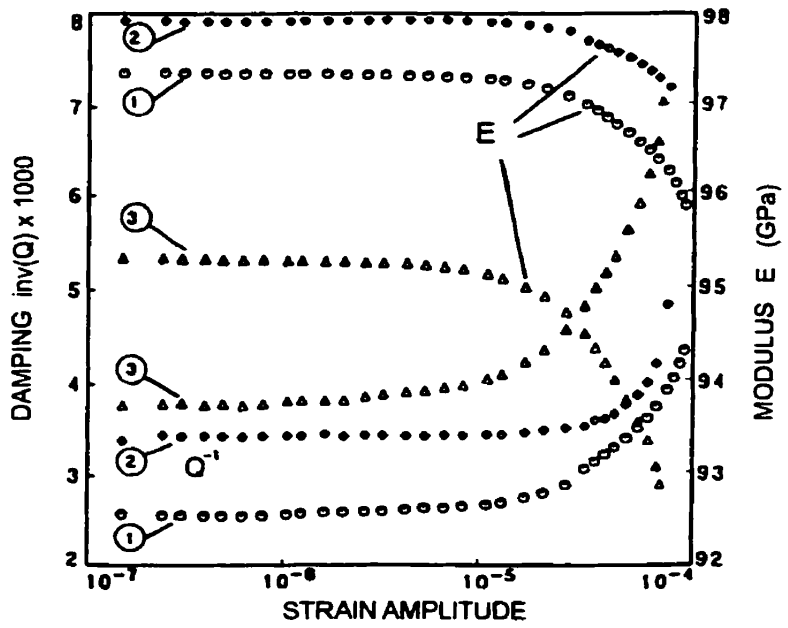


Figure 1-8 : amortissement et module d'Young d'échantillons DR-1 et DR-4 en fonction de l'amplitude de déformation à 20°C et 40 kHz : (1) DR-4 tel que recu, (2) DR-1 tel que recu, (3) DR-4 après 2 h à 425°C. [51]

L'influence de la température a également été évaluée à la fréquence de 40 kHz pour différentes amplitudes de déformation. La figure 1-9 est tirée du même article et présente l'amortissement et le module d'Young dynamique en fonction de la température. La présence d'un pic d'amortissement est remarquable au alentour de 50°C. Ce pic coïncide avec une chute importante du module d'Young.

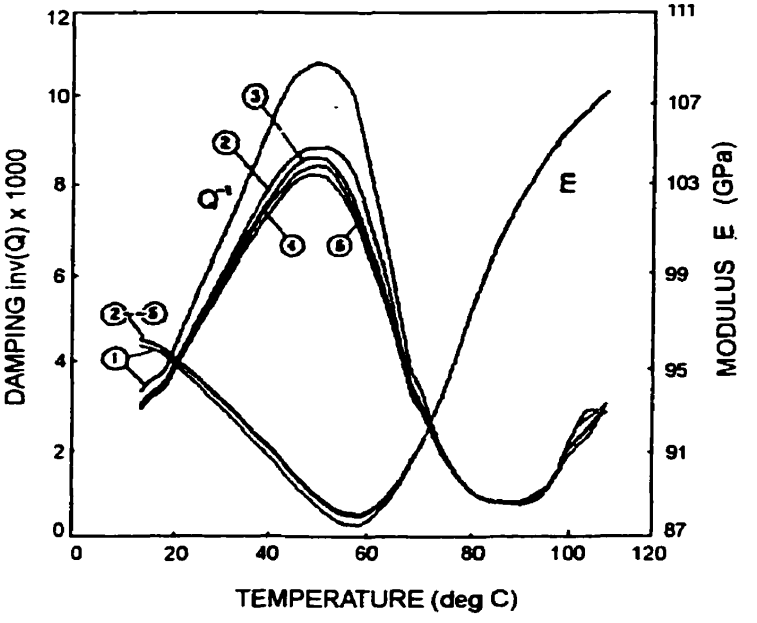


Figure 1-9 : Amortissement et Module d'Young versus température pour l'échantillon DR-1, à 40 kHz pour les amplitudes (1) $\varepsilon = 6 \times 10^{-5}$, (2) $\varepsilon = 2 \times 10^{-5}$, et (3) $\varepsilon = 2 \times 10^{-7}$. [51]

Nashif, dans son livre «Vibration Damping» [37], présente les résultats de tests effectués sur une poutre en flexion par la méthode de la bande de demi-puissance. Pour les trois premiers modes de vibration, l'influence de l'amplitude de déformation et de la

température est examinée. La figure 1-10 présente ces courbes. L'amortissement semble augmenter avec l'amplitude de déformation. Ce qui est en accord avec les résultats de Ritchie [51]. Toutefois, les tendances de variation de l'amortissement en fonction de la température ne sont pas identiques dans les deux références. Ceci est probablement dû au fait que les tests n'ont pas été effectués aux mêmes fréquences, or le paramètre « fréquence » joue un rôle important dans le comportement amortissant d'un alliage.

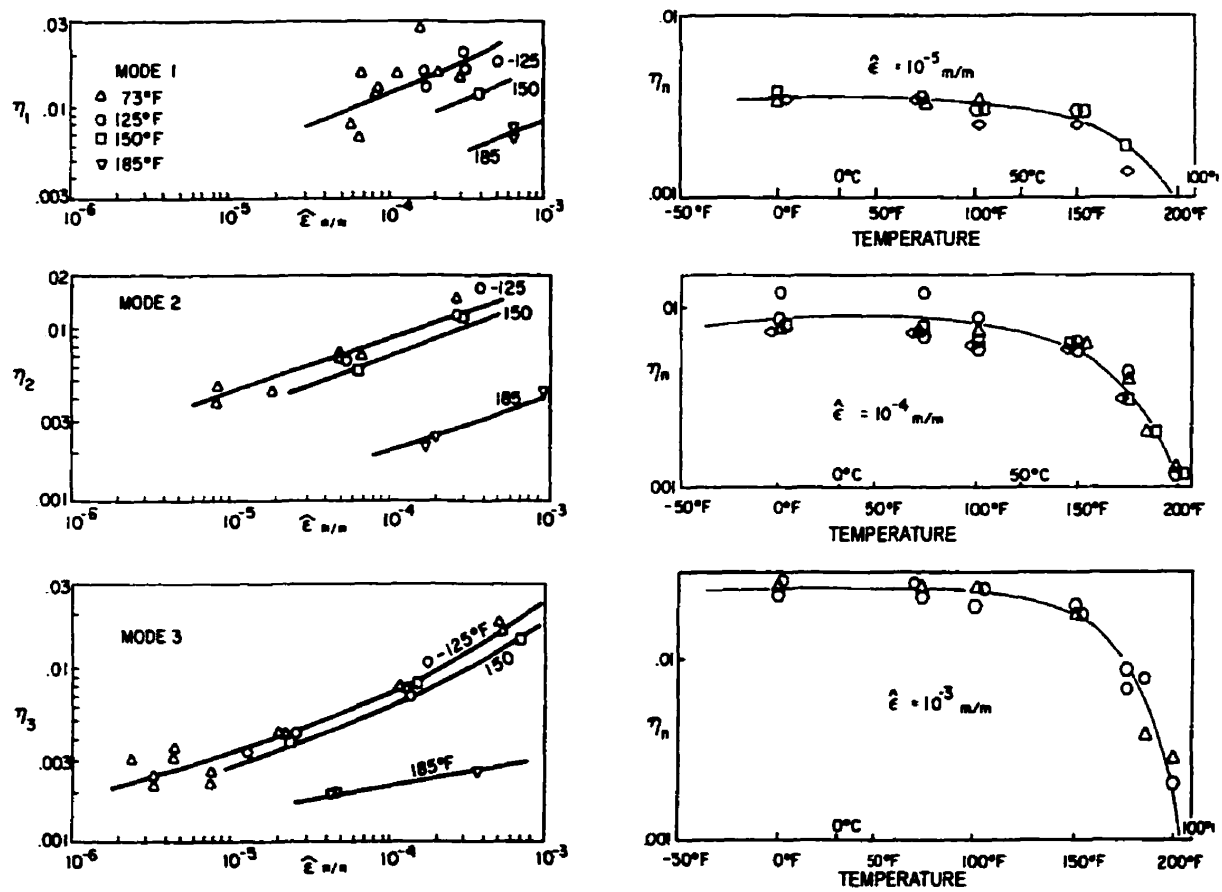


Figure 1-10 : effet de l'amplitude de déformation et de la température sur l'amortissement d'une poutre en Sonoston [37]

Wolfenden a aussi étudié l'influence de la température et de la fréquence sur des alliages cuivre-or et cuivre-zinc-plomb. Pour ce faire, il a utilisé la méthode de l'oscillateur composite et une machine DMTA (Dynamic Mechanical Thermal Analyzer).
Au niveau théorique, De Batist [13] examine l'influence du taux de chauffage ou de refroidissement, de l'amplitude de déformation, et du temps dans les alliages subissant des transformations martensitiques.

L'influence des paramètres extérieurs est très importante sur les propriétés amortissantes des métaux. Afin de faciliter des applications industrielles des métaux à fort amortissement, il est nécessaire de caractériser l'amortissement sur des plages de températures et de fréquences pouvant être utilisées par l'industrie. C'est dans cette voie que le présent projet est mené.

1.7. Objectifs du présent projet

La course vers l'optimisation du rapport poids-puissance est effrénée depuis quelques décennies. Dans ce nouveau contexte technologique, il devient de plus en plus difficile de concevoir des pièces optimales à la fois au niveau poids, performance, statique et dynamique. Il est important de trouver des moyens efficaces de réduire les contraintes vibratoires afin de conserver un design optimal. Les recherches sur les alliages à fort amortissement s'inscrivent dans cette ligne de conduite. Ces alliages ne sont pas encore très bien connus par le milieu industriel. Il est donc nécessaire d'effectuer une

classification selon les mécanismes mis en jeu, les propriétés physiques et les propriétés mécaniques des alliages à fort amortissement.

Cette tendance de classification des alliages à fort amortissement communément nommés les HIDAMETS (High Damping Metals) s'accentue depuis le début des années 1990. Ritchie [50] écrit de nombreux articles sur les HIDAMETS et publie ainsi un article résumant les principales caractéristiques de ces alliages. Udovenko [63, 64] répartit les mécanismes d'amortissement en quatre groupes identiques à ceux présentés dans le paragraphe I.2.5. Il effectue de nombreuses études sur des alliages Manganèse-Cuivre et Fer-Chrome développés dans son laboratoire ainsi que sur quelques HIDAMETS commerciaux. Il aboutit à un tableau classifiant les HIDAMETS selon leurs propriétés mécaniques et amortissantes. De même la compagnie AMT qui commercialise le Proteus (Cu-Zn-Al) publie [1] un article résumant les divers mécanismes mis en jeu, et les différentes méthodes de caractérisation des HIDAMETS. Van Humbeck [65] effectue une étude sur les alliages à mémoire de forme à fort amortissement. Il en profite pour décrire de façon générale les HIDAMETS. Zhang J. [72], dans le cadre d'une étude sur les composites à matrice métallique, effectue une synthèse des données concernant les propriétés amortissantes des métaux. Il présente ses résultats sous la forme de tableaux regroupant la méthode de caractérisation, les plages de fréquences, de températures et d'amplitudes de déformation, les propriétés amortissantes et quelques remarques supplémentaires selon les alliages.

Les nombreuses recherches sur les techniques de caractérisation et les moyens de classification visent à normaliser à long terme les HIDAMETS. Ainsi, l'utilisation

courante de ces alliages dans l'industrie sera facilitée. Le présent projet s'inscrit dans cette ligne de conduite. Une méthode de mesure de l'amortissement intrinsèque des matériaux est utilisée afin de déterminer le facteur de perte dans des conditions de chargement uniforme. Le montage expérimental initial développé par De Santis est amélioré. Un système de chauffage est intégré au système, les variations du facteur de perte en fonction de la température sont quantifiées. Le système d'encastrement est modifié dans le but de faciliter la mise en place des éprouvettes et donc de tester plus d'éprouvettes à moindre coût. Enfin, des matériaux industriels sont testés pour permettre une mise en application rapide.

CHAPITRE 2

PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

2.1. Principe général de l'étude expérimentale

Pour obtenir les courbes d'hystérésis, il est nécessaire de mesurer la force de rappel et la déformation de l'échantillon. Dans un premier temps, le principe général de l'étude est présenté, puis les différents matériaux sont étudiés. Par la suite, les différentes parties constituant le montage sont décrites. Enfin la procédure globale des tests est explicitée.

2.1.1. But de l'étude expérimentale

Le but principal de l'étude expérimentale est l'obtention des courbes d'hystérésis de trois types d'alliages à fort amortissement pour diverses températures, fréquences et amplitudes de déformation. À partir de ces courbes, le facteur de perte est déterminé et des analyses de tendance sont effectuées en fonction des micromécanismes d'amortissement et des conditions d'opération.

Un métal est considéré comme ayant un fort amortissement lorsque son facteur de perte est supérieur ou égal à 1%. Afin de situer cette grandeur, le tableau 2-1 donne quelques exemples de facteur de perte [42].

Tableau 2-1 : Facteurs de perte de quelques matériaux [42]

Matériau	Facteur de perte (η)
Polystyrène	2.0
Caoutchouc dur	1.0
Composite avec fibre en mats	0.1
Liège	0.13-0.17
Aluminium	1×10^{-4}
Fer et acier	$2\text{-}6 \times 10^{-4}$

2.1.2. Conditions d'opération

Deux bancs d'essais sont utilisés pour couvrir deux plages de fréquences. Les montages sont décris précisément dans la section 2.5 et 2.6. Le banc d'essai statique et à basses fréquences permet l'étude des propriétés entre 0.01 et 30 Hz. Le banc d'essais à moyennes fréquences couvre les fréquences de 200 à 600 Hz. Les amplitudes de déformations sont comprises entre 200 et 700 με. Les bancs d'essai ne permettent pas l'étude d'amplitude de déformation plus élevée.

La plage de température étudiée, 20 à 120°C, a été choisie afin de répondre aux critères d'une éventuelle application dans le domaine de l'aéronautique et de l'automobile. Par exemple, les turbosoufflantes ont des aubes dans le conduit de flux secondaire qui sont

excitées par les ailettes de la soufflante. Dans ce conduit, la température varie de 20 à 120°C. Les pièces externes des moteurs d'avion sont soumises à des températures variant de 20°C à 120°C durant un vol régulier. Dans le domaine automobile, ces matériaux pourraient être utilisés pour les fixations d'accessoires ou du moteur.

2.1.3. Choix des matériaux

Les alliages étudiés sont : le Sonoston, nom commercial d'un alliage manganèse cuivre 52%, le ZA-27, nom commercial d'un alliage zinc-aluminium 27 % et un alliage fer-chrome mis au point en université. Les propriétés et composition des matériaux sont décrites en détail dans la section 2.2. Le Sonoston est fourni par la firme anglaise Stone Manganese Limited. Le ZA-27 est fourni par la firme canadienne Noranda. Le fer-chrome est fourni par M. Udovenko de l'Institut de Physique des Métaux (Moscou, Russie). Ces trois alliages diffèrent par le mécanisme créant l'amortissement. Les différents types de mécanismes de ces matériaux sont répertoriés dans le tableau 1-2.

Tableau 2-2 : Mécanismes d'amortissement des matériaux testés

Matériau	Mécanisme d'amortissement
ZA-27	Flux visqueux des grains sous une contrainte de cisaillement cyclique.
Sonoston	Mouvement des frontières des phases jumelles
Fe-Cr	Mouvement des frontières des domaines ferromagnétiques

Le ZA-27 est reconnu pour sa très bonne capacité à être moulé et usiné, sa bonne résistance à la corrosion et au fluage, et pour sa très belle apparence. Sa masse volumique est similaire à celle de l'aluminium. Il est utilisé dans des applications à hautes performances quand les alliages conventionnels de zinc ou d'aluminium sont inadéquats. On le retrouve à la fois dans les produits de luxe et dans les pièces mécaniques de forme complexe ou encore comme revêtement anti-corrosion. Entre autres, le ZA-27 est présent dans diverses applications reliées à l'automobile : support de moteur pour certains modèles Austin Rover [34], support de rétroviseur pour des voitures de luxes [39], etc.

Le Sonoston a également une bonne résistance à la corrosion. Il peut être fondu et moulé de façon relativement conventionnelle. Son comportement lors de l'usinage est similaire à celui de l'acier inoxydable. Le Sonoston est utilisé pour les hélices de sous-marins [54] car ses propriétés amortissantes permettent d'absorber les vibrations et le bruit. D'autres applications nécessitant une bonne résistance aux chocs, l'absorption du bruit et des vibrations et de bonnes propriétés mécaniques sont tout à fait envisageables.

L'alliage Fe-16%Cr a des propriétés mécaniques similaires à celle de l'acier. Il a une très bonne résistance à la corrosion [63, 64]. Étant en phase de développement, il n'est pas encore utilisé dans l'industrie.

2.2. Les éprouvettes

Les éprouvettes sont fixées dans un système permettant d'adapter le montage dans les deux bancs d'essais. Ce système de fixation est décrit précisément dans la section 2.4. La forme des éprouvettes est déterminée à partir de ce système de fixation. Le dessin de définition de l'éprouvette est présenté à l'annexe I.

2.2.1 Préparation des éprouvettes en alliage ZA-27

L'alliage ZA-27 est fourni par la compagnie canadienne Noranda sous forme de lingot. Afin d'obtenir les éprouvettes dans la forme désirée, le lingot a d'abord été découpé en plusieurs petits morceaux et fondu. Le métal en fusion est ensuite versé dans un moule cylindrique en graphite dont le fond est fermé par un bouchon de calcium (voir figure 2-1). Afin d'éviter la formation de contraintes de surface dues à un gradient thermique, il est nécessaire de préchauffer le moule. Après refroidissement de l'alliage dans le moule, le bouchon de calcium est détruit et le barreau cylindrique est sorti du moule cylindrique en graphite. Le cylindre ainsi formé est ensuite usiné dans la forme désirée. Trois éprouvettes de ZA-27 sont obtenues en suivant cette procédure. Le moulage a été effectué dans le laboratoire de métallurgie de l'École Polytechnique. Le ZA-27 est reconnu pour sa très grande aptitude à être moulé et usiné [39]. Étant donné que c'est un moulage par gravité et non par pression, il est possible que des micro-bulles d'air soient restées emprisonnées dans le métal. Le but du projet est d'effectuer une étude

comparative de l'influence de la température sur les propriétés amortissantes. Donc, même si l'alliage a de petits défauts, des tendances peuvent quand même être obtenues. Le tableau 2-3 présente la composition chimique de l'alliage ZA-27 [36].

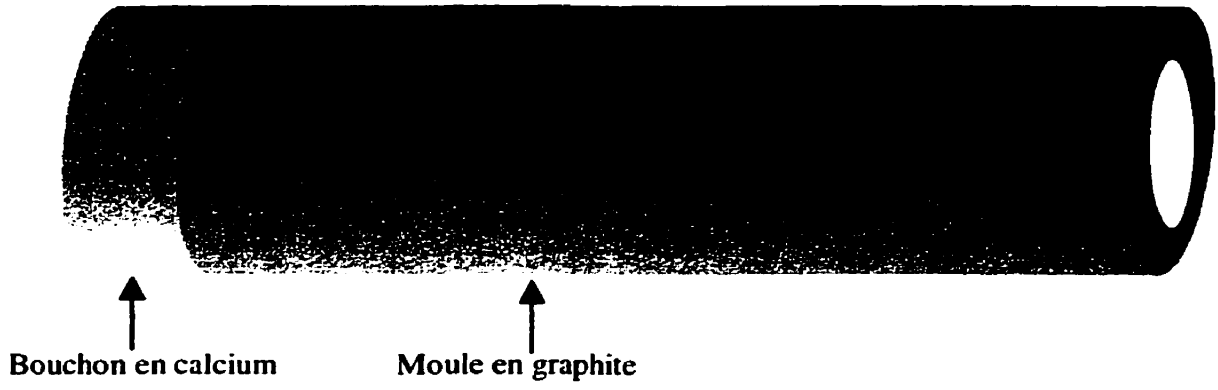


Figure 2-1 : Moulage du ZA-27

Tableau 2-3 : Composition de l'alliage ZA-27 en pourcentage massique

Éléments	ZA 27 - % massique
Aluminium	25.0-28.0
Manganèse	0.010-0.020
Cuivre	2-2.5
Fer (max.)	0.75
Plomb (max.)	0.006
Cadmium (max.)	0.006
Sn (max.)	0.003
Zinc	Balance
SOURCE	ASTM B791

2.2.2. Préparation des éprouvettes en alliage Sonoston

Le Sonoston a été fourni par la compagnie britannique Stone Manganese Marine Limited sous forme de barreaux. Leur forme a permis d'usiner directement les éprouvettes à partir des barreaux. Il existe plusieurs variantes de Sonoston, les compositions associées à chacune sont récapitulées dans le tableau 2-4. Les tests ont été effectués avec des éprouvettes en Z9225 et Z9000.

Tableau 2-4 : Composition des différentes éprouvettes de Sonoston en pourcentage massique [59]

	Z9225	Z9240	Z8861	Z9000
Cuivre	Balance	Balance	Balance	Balance
Étain	0.02	0.02	0.01	0.01
Fer	3.05	2.84	2.92	2.85
Aluminium	3.93	4.02	4.13	4.33
Manganèse	51.1	51.2	50.9	53.1
Nickel	0.89	1.19	1.33	1.03
Plomb	0.02	0.02	0.03	0.02
Zinc	0.58	0.40	0.19	0.20
Silicone	0.11	0.15	0.09	0.15
Carbone	0.02	0.02	0.04	0.04

2.2.3. Préparation des éprouvettes en alliage Fe-16%Cr

Les propriétés amortissantes de l'alliage Fe-16%Cr, fourni par M. Udovenko de l'Institut de Physique des Métaux (Moscou, Russie), sont très dépendantes du régime de refroidissement utilisé après traitement thermique. D'après la référence [63], un fort amortissement et de très bonnes propriétés mécaniques sont obtenues après un traitement thermique de 30 minutes à 1273 K et un refroidissement lent. Les échantillons de Fe-16%Cr sont fournis sous forme de barreaux. Deux éprouvettes sont usinées dans les barreaux. Une éprouvette est soumise au traitement thermique précédemment décrit et l'autre est conservée telle-quelle pour fins de comparaison. Il est important d'effectuer le traitement thermique après l'usinage, car celui-ci induit une élévation de température dans l'alliage et peut modifier les propriétés du matériau.

2.2.4. Comparaison des propriétés des matériaux

Afin de pouvoir comparer les trois matériaux proposés, le tableau 2-5 récapitule quelques propriétés mécaniques et physiques.

Tableau 2-5 : Propriétés des alliages [59, 36, 63, 64]

Propriétés	SONOSTON	Fe-16%Cr	ZA-27
Limite élastique (Mpa)	270	250-300	379
Module d'Young (Gpa)	77	200	78
Élongation (%)	25	35-40	8-11
Résistance à la traction (MPa)	565	400	420
Masse volumique	7100	---	5000
Composition approximative	Mn-48%Cu	Fe-16%Cr	Zn-27%Al
Vitesse de propagation du son (m/s)	2776	---	3329
Coefficient de Poisson	0.34	0.33	0.34

2.3. Les jauges de déformation

Afin d'obtenir la courbe d'hystérésis, il est nécessaire de mesurer la déformation axiale de l'échantillon. Pour ceci, des jauges de déformation sont utilisées. Ce système de mesure est très précis en dynamique comme en statique et peut être utilisé sur toute la plage des températures étudiées. Les jauges choisies ont une résistance nominale de 350

Ohms. Les jauges le plus couramment utilisées ont une résistance nominale de 120 Ohms. Une résistance plus élevée amène un signal de sortie plus élevé, donc la sensibilité de lecture est plus grande. Ceci est important sur la plage de déformation étudiée.

2.3.1. Instrumentation relative à la lecture des déformations

Jauges EA-06-125TG-350 de Micromeasurement Group Inc en plein pont

Conditionneur de jauge Hewlett Packard 2120

Résistance d'étalonnage MM Mline accessoires Measurement Group Inc.ULT A2526 - 174.65 kΩ - 0.2%

Carte d'acquisition AT-A2150

Programme Labview d'étalonnage des jauges

Programme Labview d'acquisition

2.3.2. Mesure de la déformation axiale avec compensation en température

Ces jauges sont utilisables à des températures variant de -195°C à 205°C en dynamique. La dilatation thermique de la grille induit une erreur lors de la mesure de la déformation mécanique. Pour ne mesurer que la déformation mécanique de l'éprouvette, les jauges doivent être montées en plein pont. Un plein pont est constitué d'une rosette à 90° sur une face de l'éprouvette et d'une autre rosette 90° sur l'autre face de l'éprouvette. La

figure 2-2 présente le type de plein pont utilisé en traction compression. L'avantage du plein pont est double car, en plus de la compensation en température, il permet également une compensation en flexion ; seule la déformation axiale due à la traction compression est mesurée.

J_1 et J_3 : jauges de déformations axiales
J_2 et J_4 : jauges de déformations transversales

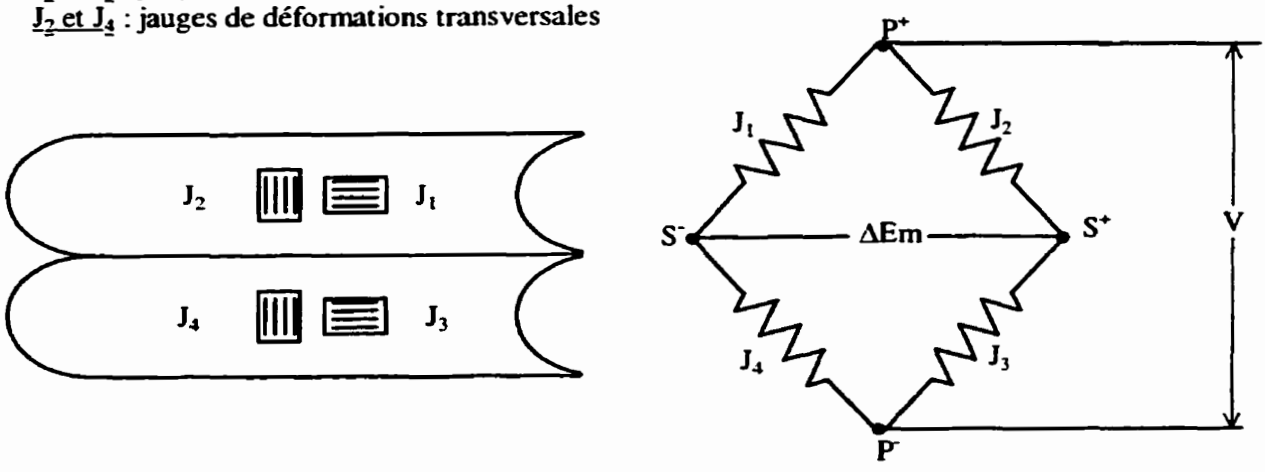


Figure 2-2 : Vue dépliée de l'éprouvette, deux rosettes diamétralement opposées

La tension V est la tension d'alimentation du pont de Wheastone. Cette tension est fournie par le conditionneur de jauge. Le conditionneur permet également d'effectuer l'équilibrage et l'étalonnage du pont de Wheastone. La tension ΔEm est la tension mesurée, la réponse du pont. Pour un plein pont correspondant à celui de la figure 2-2, et à température ambiante, cette tension s'exprime ainsi :

$$\Delta Em = \frac{V}{4}(\delta_1 - \delta_2 + \delta_3 - \delta_4) \qquad (2,1)$$

δ_i est la variation relative de résistance de la jauge numéro "i" : $\delta_i = \Delta R_i/R_i = S_g \varepsilon_i$. Donc la relation précédente devient :

$$\Delta Em = \frac{V}{4} S_g (\varepsilon_1 - \varepsilon_2 + \varepsilon_3 - \varepsilon_4) \qquad (2,2)$$

avec S_g = facteur de jauge = 2.09

$\varepsilon_1 = \varepsilon_3 = \varepsilon$ = déformation axiale

$\varepsilon_2 = \varepsilon_4 = \nu\,\varepsilon$ = déformation transversale.

Lorsque l'éprouvette est en traction-compression, la réponse du pont est :

$$\Delta Em = \frac{V}{4} S_g\, 2(1+\nu)\varepsilon \qquad (2,3)$$

Toutefois si l'éprouvette est chauffée, la jauge va subir à la fois une déformation mécanique et une déformation due à une variation de température. Les variations de résistance de la jauge sont influencées par ces deux phénomènes. La variation relative totale de résistance d'une jauge, δ, s'exprime ainsi :

$$\delta = \delta_M + \delta_T \qquad (2,4)$$

$$\delta_M = S_g \varepsilon \qquad (2,5)$$

$$\delta_T = \beta_G \Delta T + (\alpha_S - \alpha_G) S_g \Delta T \qquad (2,6)$$

avec δ_M = variation relative de résistance due à l'effet mécanique

δ_T = variation relative de résistance due à l'effet thermique

α_S = coefficient de dilatation thermique de la structure

α_G = coefficient de dilatation thermique de la grille de la jauge

β_G = coefficient thermique de la résistance de la grille

ΔT = écart entre la température imposée à l'échantillon et la température ambiante

ε = déformation mécanique de l'échantillon.

Lorsque les jauges sont montées en plein pont, la réponse du pont, dans ce cas, s'exprime de la façon suivante :

$$\Delta Em = \frac{V}{4}(\delta_{M1} + \delta_{T1} - \delta_{M2} - \delta_{T2} + \delta_{M3} + \delta_{T3} - \delta_{M4} - \delta_{T4}) \quad (2,7)$$

La variation relative de résistance due à l'effet thermique est la même pour les quatre jauges, $\delta_{T1} = \delta_{T2} = \delta_{T3} = \delta_{T4}$. Donc la relation précédente s'écrit :

$$\Delta Em = \frac{V}{4}(\delta_{M1} - \delta_{M2} + \delta_{M3} - \delta_{M4}) \quad (2,8)$$

Cette relation est identique à celle du plein pont à température ambiante. Donc la compensation en température est effectuée.

Finalement, la relation permettant de mesurer la déformation axiale de l'éprouvette est :

$$\Delta Em = \frac{V}{4} S_g 2(1+\nu)\varepsilon \quad (2,9)$$

Ceci implique la connaissance du facteur de jauge et du coefficient de Poisson pour toutes les températures étudiées. Le facteur de jauge varie sur la plage de 20°C à 120°C, il est donc nécessaire de tenir compte de cette variation lors de l'acquisition des données. La relation facteur de jauge en fonction de la température est donnée par le fabricant des jauges, Micromeasurement Group Inc. Le figure 2-3 ci-dessous illustre cette variation.

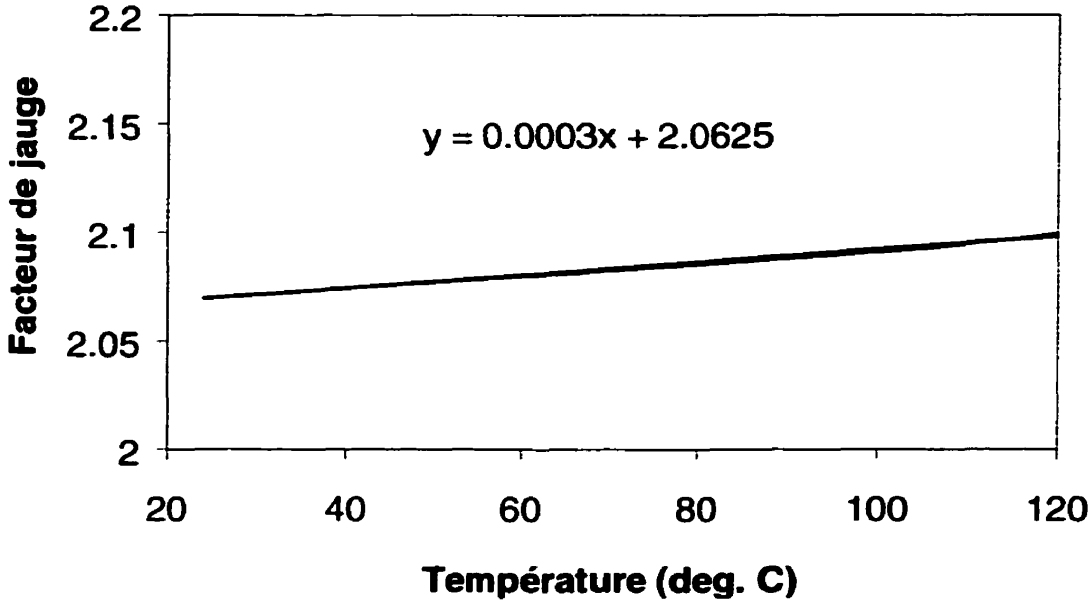
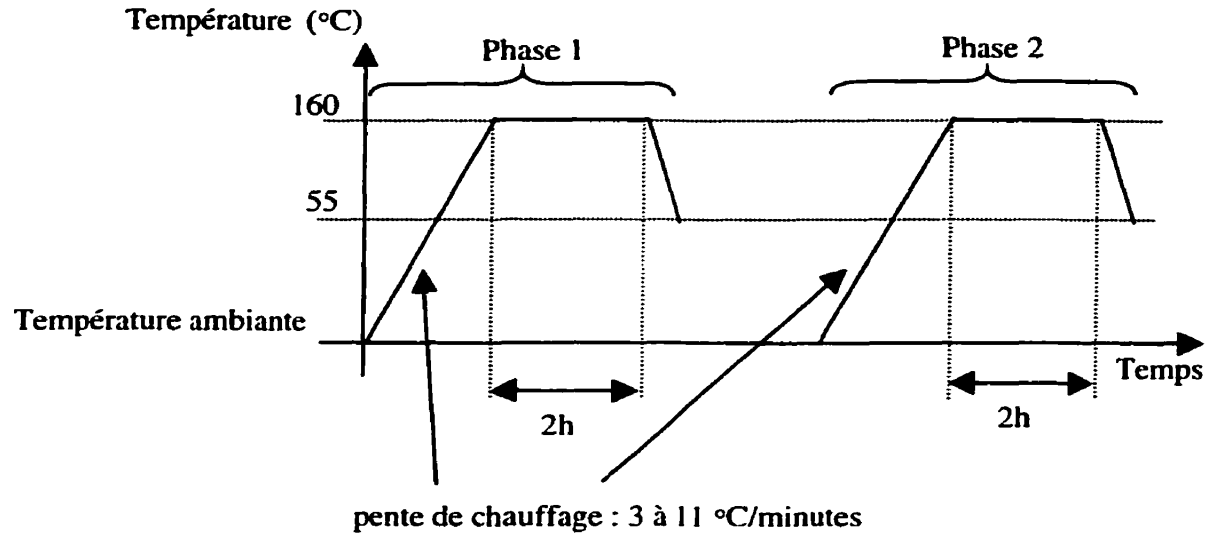


Figure 2-3 : Facteur de jauge en fonction de la température

2.3.3. Collage des jauges

L'utilisation des jauges de 20°C à 120°C ne permet pas l'utilisation d'un collage classique avec de la colle M-Bond 210. Pour des applications en température, il faut utiliser de la colle M-Bond 610 qui assure un collage efficace jusqu'à 230 °C. Toutefois, la procédure de collage est complexe et délicate. Une charge et un traitement thermique doivent être appliqués simultanément. Le profil du traitement thermique est fourni par Micromeasurement Group Inc et est présenté sur la figure 2-4.



Phase 1 : Cuisson avec chargement
Phase 2 : Post cuisson sans chargement

Figure 2-4 : Profil du traitement thermique pour le collage des jauges

Selon la procédure proposée par Micromeasurement Group Inc., il faut appliquer une contrainte comprise entre 70 et 480 kN/m^2. Pour des structures classiques, le chargement est effectué en plaçant la pièce entre des moules en bois et en chargeant les moules avec des poids. Entre la pièce et le moule de bois, une feuille de matériau viscoélastique est posée afin de répartir le mieux possible la charge. Dans un premier temps, cette méthode a été utilisée. Après le traitement thermique, un changement de résistance nominale des jauges de quelques Ohms a été remarqué. Ceci vient probablement du fait que dans le cas présent, les éprouvettes sont creuses, donc si la charge n'est pas appliquée de façon parfaitement uniforme, il peut y avoir des concentrations de contraintes qui déforment l'éprouvette et les jauges en même temps. Le collage des jauges serait donc effectué sur

une éprouvette déformée, et ceci est inacceptable. Bien que les moules en bois eussent été fabriqués de façon à épouser le plus parfaitement possible la forme des échantillons, ceci n'était pas suffisant pour assurer une bonne répartition de la charge.

Un autre montage permettant d'appliquer la charge de façon uniforme a donc été mis au point. Le principe est le suivant : un ruban d'acier arqué est posé sur la jauge et la couche protectrice de viscoélastique ; les deux extrémités de ce ruban d'acier sont reliées entre elles par une longue vis. Le chargement est fixé sur cette vis. Ainsi, sous l'effet de la charge, le ruban épouse parfaitement l'éprouvette. La figure 2-5 décrit de façon schématique le montage.

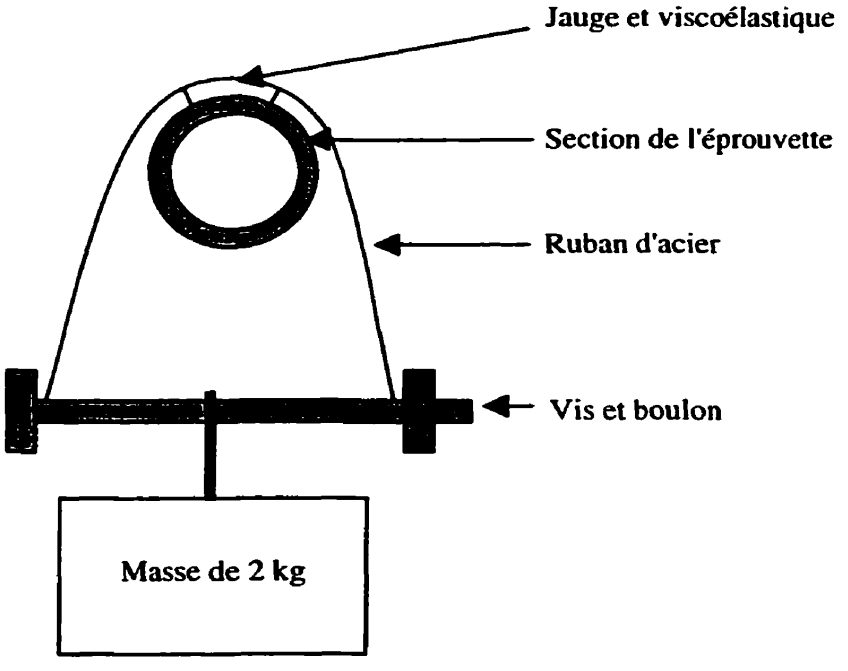


Figure 2-5 : Montage pour le collage des jauges

Cette méthode s'avère efficace du point de vue collage. Mais, elle ne permet pas de coller les deux rosettes en même temps.

2.4. Système d'encastrement commun aux deux bancs d'essais

Un montage adaptable à la fois à la machine de traction et à l'excitateur électrodynamique a été mis au point lors de l'étude précédant ce projet [15]. Les éprouvettes étaient collées dans le système d'encastrement, donc chaque éprouvette avait son propre système de fixation. Pour le présent projet, le montage doit être résistant à la température. Il n'est donc pas possible d'utiliser le même système. Le principe est légèrement modifié afin de pouvoir utiliser un seul système d'encastrement démontable, utilisable pour toutes les éprouvettes et résistant à la température. Les figures 2-6 et 2-7 présentent le système et le dessin d'assemblage de la moitié du système.

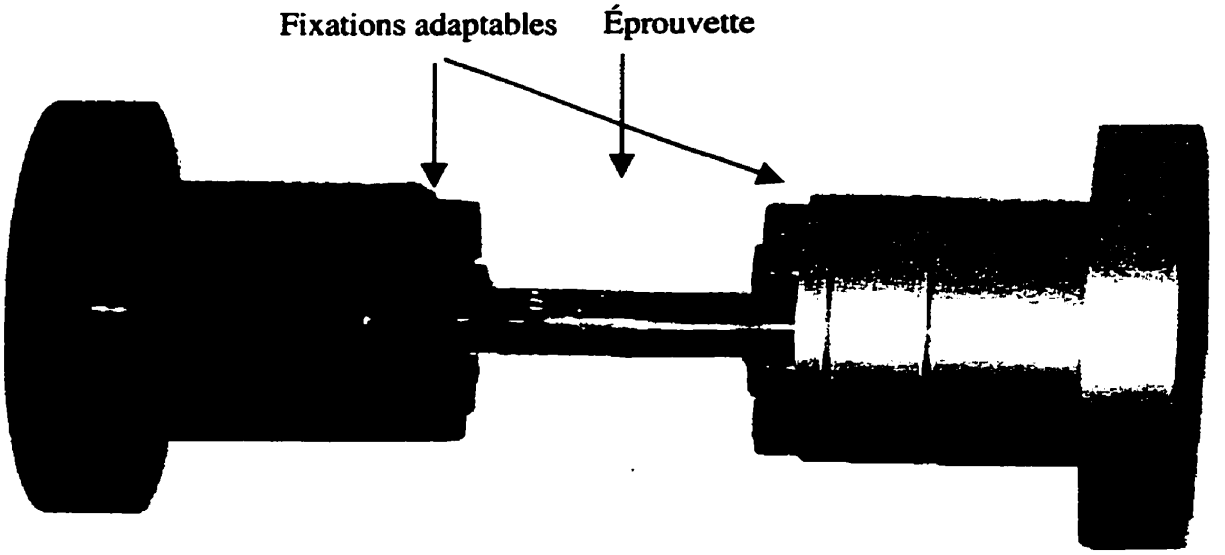
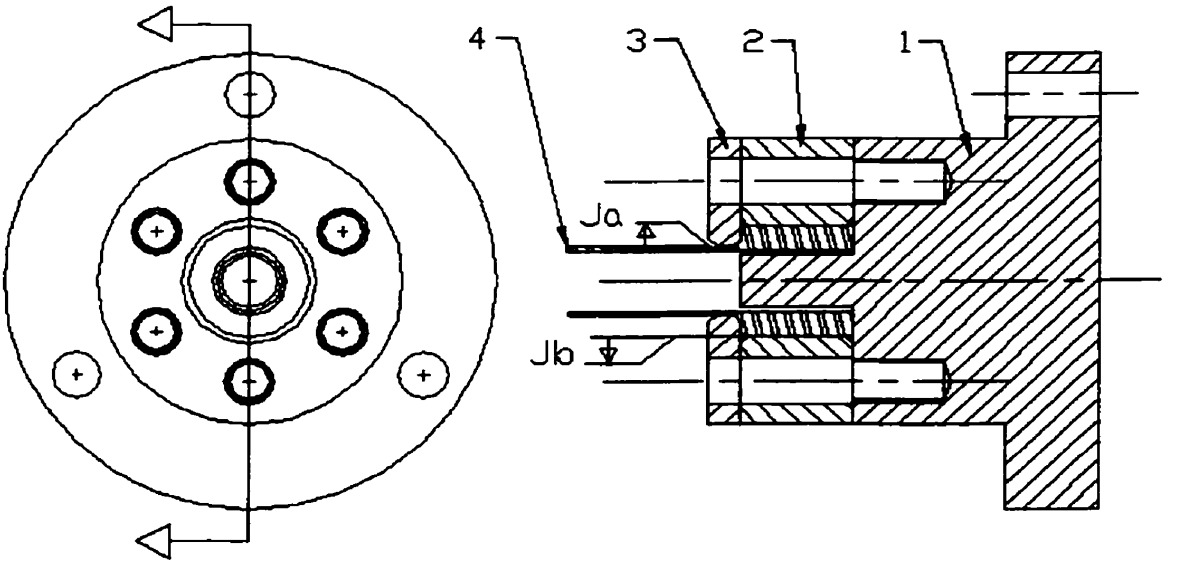


Figure 2-6 : Photographie du système de fixation



1- adapteur 2- collet 3- demi-rondelles 4- éprouvette

Figure 2-7 : Dessin d'assemblage d'une partie du système de fixation

L'épaulement de l'éprouvette est comprimé entre les deux demi-rondelles assurant ainsi l'encastrement. Un jeu positif est laissé entre les deux demi-rondelles et l'éprouvette. La longueur utile de l'éprouvette est la distance entre les deux épaulements. Le pas de vis central, dans la pièce 1, permet d'assembler le système sur une machine de traction MTS. Les trois trous proches de la circonférence de la pièce 1 permettent de fixer le système sur la plaque de l'excitateur électrodynamique. Afin de valider le système d'encastrement, un accéléromètre est posé sur une des demi-rondelles, et l'autre sur la base du pot. Les deux signaux obtenus ont un déphasage négligeable. La force est donc transmise correctement à l'échantillon via le système d'encastrement.

2.5. Système de chauffage des éprouvettes

2.5.1. Instrumentation

Contrôleur de température MTS 409-81 Material Test System

Trois thermocouples de type J

Fils chauffant Omegalux FGR series M2174/0295 – 6 pieds de long – 250W – 120V

Teflon

Laine minérale

2.5.2. Présentation du système de chauffage

Le chauffage des éprouvettes est assuré par un fil chauffant enroulé autour de l'éprouvette. Le fil étant en contact avec l'éprouvette (voir figure 2-8), il est important de protéger les jauges. Pour des applications courantes, les jauges ainsi que les fils et les soudures sont recouverts avec un vernis protecteur. Ce vernis a une action amortissante sur les jauges. L'utilisation de ce vernis fausserait les mesures d'amortissement et n'est pas envisageable dans le présent projet. Afin de protéger les jauges sans ajouter d'amortissement, les fils sont fixés de manière permanente sur l'éprouvette avec quelques points de colle. Trois thermocouples sont fixés avec du papier collant haute température au centre et aux deux extrémités de l'éprouvette. Le thermocouple central est branché dans le contrôleur de température. Ensuite, l'éprouvette est recouverte d'une mince feuille de Téflon, afin de ne pas endommager les grilles des jauges lors des diverses manipulations et pour éviter que le fil chauffant ne s'accroche dans les fils et les points de soudure.

Cette protection préliminaire étant prise, le fil chauffant est enroulé autour de l'éprouvette. Ses deux extrémités sont connectées à un contrôleur de température. La boucle de contrôle ainsi formée permet de maintenir un régime permanent en température pendant les tests. Afin d'éviter les pertes par convection, et pour assurer un chauffage le plus uniforme possible, une couverture de laine isolante entoure le montage de façon à former un petit four. La figure 2-8 décrit le système.

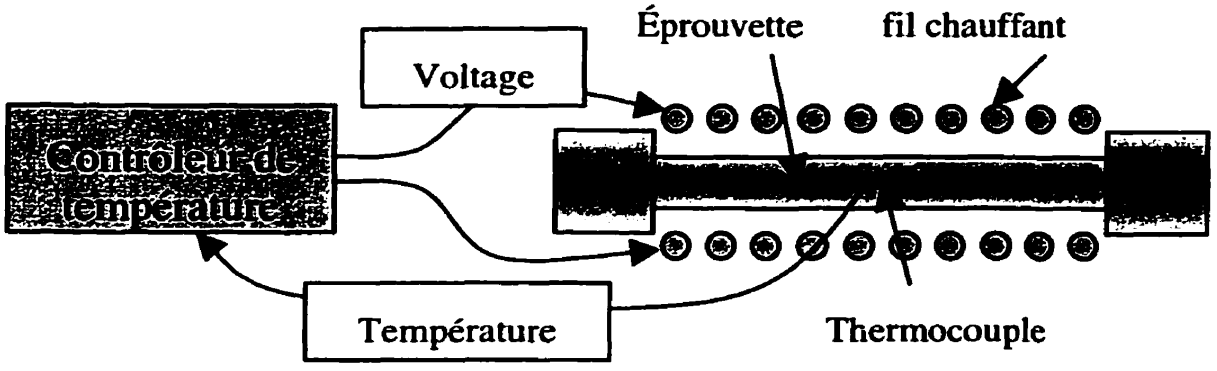


Figure 2-8 : Boucle de contrôle du système de chauffage

La température du thermocouple central est lue par le contrôleur de température. Les deux autres thermocouples sont branchés dans un lecteur de température multicanaux. La lecture des trois thermocouples permet de s'assurer que le régime en température est uniforme et permanent.

2.5.3. Validation du système de chauffage

Le système de chauffage est en contact indirect avec l'échantillon. Une feuille de Téflon entoure l'échantillon et évite le contact direct entre le fil chauffant et celui-ci. Ce contact crée un frottement de glissement entre le fil et la feuille de Téflon et entre la feuille de Téflon et l'éprouvette. Étant donné les propriétés du Téflon, ce frottement peut être supposé très faible. Afin de s'assurer de la validité de cette hypothèse, deux essais sont effectués à température ambiante, pour plusieurs fréquences et plusieurs amplitudes : un test avec le fil chauffant et un autre sans le fil chauffant. La figure 2-9 présente les

résultats pour l'essai à 10 Hz, sur un échantillon de Sonoston (Z9000), pour une amplitude de déformation d'environ 400 microdéformations.

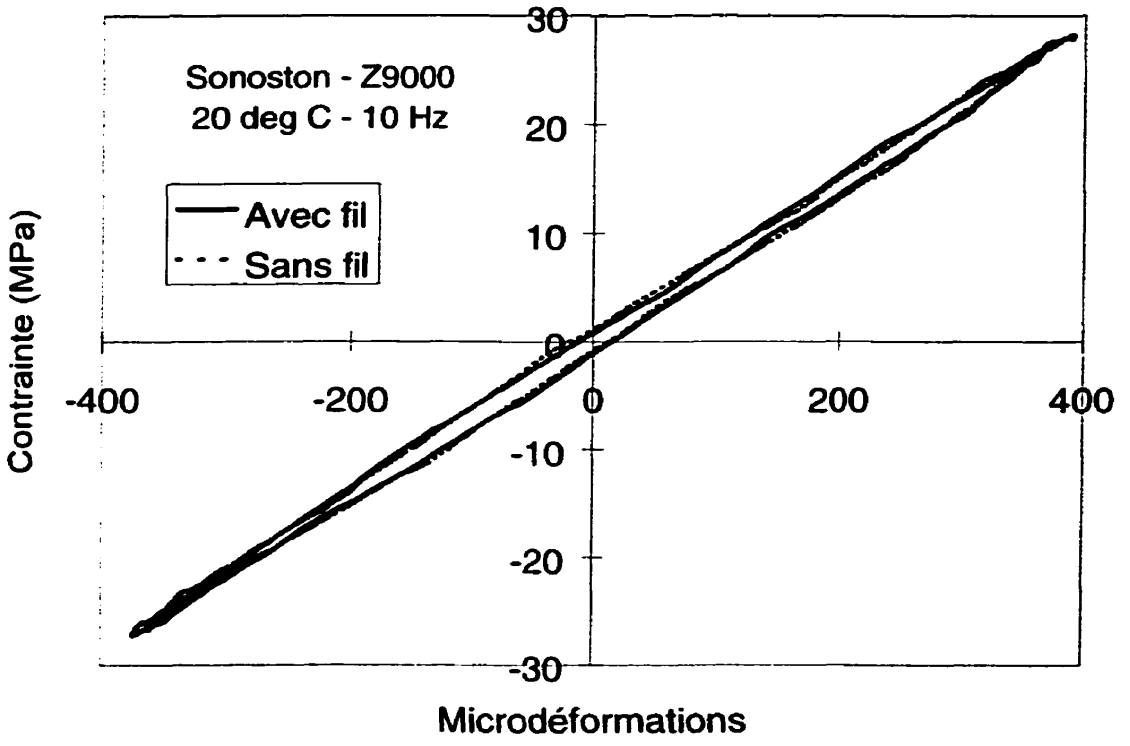


Figure 2-9 : Validation du système de chauffage

Les mesures effectuées avec et sans fil de chauffage donnent des courbes d'hystérésis similaires. Les calculs d'amortissement et de module d'Young pour les deux cas sont présentés dans le tableau 2-6. L'erreur relative entre les deux résultats est de l'ordre de 2.3 %. Cette différence est due à la limite de précision des mesures expérimentales. Le système de chauffage tel que décrit n'induit donc pas d'erreur dans le calcul de l'amortissement et du module d'Young.

Tableau 2-6 : Amortissement avec et sans fil à température ambiante

	Module d'Young (Gpa)	Facteur de perte (%)	Capacité spécifique d'amortissement (%)	Amplitude de déformation (με)
Avec fil	72.80	3.3	21.1	377.16
Sans fil	72.88	3.4	21.6	377.15

2.6. Description du banc d'essai statique et à basses fréquences

2.6.1. Instrumentation

L'excitation et son contrôle

Machine de traction MTS 810 Material Test System

Contrôleur de la machine de traction MTS 458-20 Micro console Material Test System

Système d'acquisition des données

Carte d'acquisition National Instrument Corporation Inc. - AT-A2150 - 8 canaux

PC Prosys avec logiciels Labview, Matlab et Microsoft Office

Atténuateur / amplificateur analogique Honeywell Accudata 117DC

Programme Labview maison d'acquisition des données

2.6.2. Principe du montage

La machine de traction est utilisable seulement pour les basses fréquences, car la charge est appliquée via un système hydraulique. Si la fréquence est trop élevée, les tuyaux transportant l'huile peuvent subir des charges trop brusques. La courbe de fonctionnement de la machine de traction, présentée à la figure 2-10, indique que la fréquence maximale contrôlable est de 50 Hz, ce qui correspond à un déplacement maximal de 0,7 mm (0,03"). Une déformation de 1000 με sur l'éprouvette équivaut à un déplacement de 0.065 mm (0,0025"), ce qui est largement dans les limites de la machine.

Les résultats du dernier étalonnage de la machine de traction indiquent que la cellule de charge mesure la force au Newton près et que sur une charge de 2kN, l'erreur de lecture est de 0.15%. La précision des mesures est donc suffisante pour les essais envisagés.

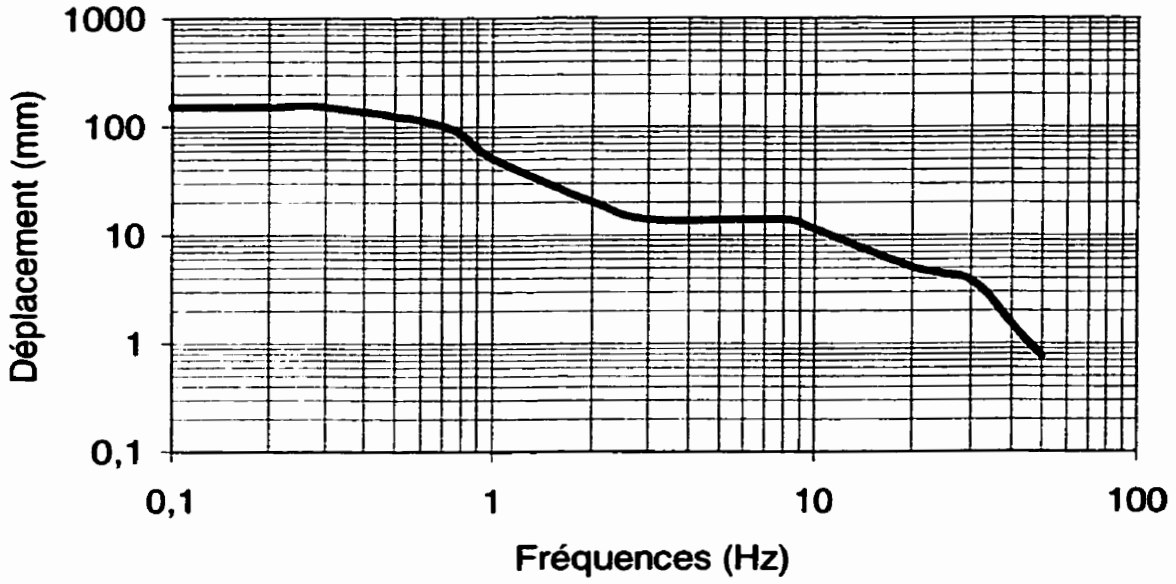


Figure 2-10 : Courbe de fonctionnement de la machine MTS

Le principe du montage est présenté à la figure 2-11. Des photographies présentant le banc d'essai dans son ensemble sont présentées à l'annexe I. La fréquence et l'amplitude de la force à appliquer sur l'éprouvette sont ajustées sur contrôleur de la machine de traction. Une cellule de charge lit la charge appliquée sur l'éprouvette et renvoie l'information au contrôleur qui ajuste le signal envoyé aux vérins hydrauliques. La charge est lue par l'intermédiaire du contrôleur de la machine de traction, et est envoyée dans le programme d'acquisition des données via la carte d'acquisition.

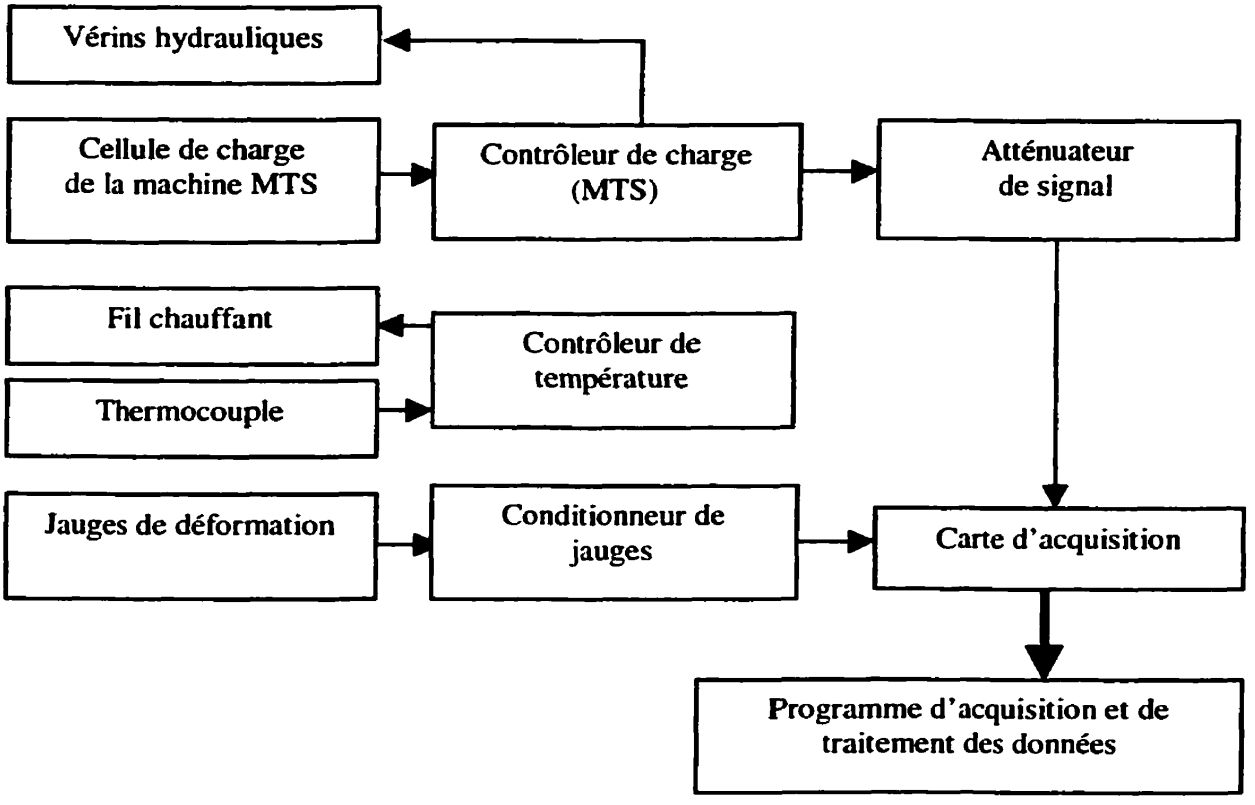


Figure 2-11 : Principe du montage statique et basses fréquences

La déformation de l'éprouvette est lue par le plein pont de jauge et transférée vers le programme d'acquisition via le conditionneur de jauges et la carte d'acquisition. La charge et la déformation sont les deux données nécessaires à l'obtention des boucles d'hystérésis. L'acquisition de données se fait à l'aide d'un programme Labview et d'une carte d'acquisition de données haute vitesse pouvant lire un voltage compris entre –2.8 V et +2.8 V. La cellule de charge envoie un signal compris entre –10 V et +10 V, pour des charges variant entre –10 kN et +10 kN. Un atténuateur est situé entre la sortie de la cellule de charge et l'entrée de la carte d'acquisition afin de pouvoir enregistrer des forces supérieures à 2.8 kN en valeur absolue.

2.6.3. Procédure expérimentale

Les systèmes d'encastrement adaptables du montage sont fixés sur la machine de traction. Entre les parties supérieures et inférieures de la machine de traction et ces mâchoires, des bagues de serrage sont positionnées. L'éprouvette à tester est montée sur l'encastrement supérieur, le zéro de la cellule de charge est enregistré dans cette position. L'encastrement inférieur est ensuite mis en contact avec l'éprouvette sous une légère compression. Dans cet état, et en contrôle de charge, les demi-rondelles et les vis d'assemblage sont posées afin de fixer l'éprouvette dans l'encastrement inférieur. Ensuite, une tension, supérieure de 20% à la tension maximale utilisée pendant les tests, est appliquée sur l'ensemble « mâchoires + éprouvette ». Pendant que le système est chargé, les bague de serrage sont serrées au maximum. Lorsque la tension est relâchée, les bagues de serrage assurent une cohésion quasi parfaite entre les mâchoires et les parties supérieures et inférieures de la MTS. Toutefois cette opération modifie le zéro initial de la charge par rapport à l'éprouvette. Cette dernière doit donc être démontée et remontée afin d'enregistrer le nouveau zéro de charge.

Ensuite, le système de chauffage est mis en place. Les jauges sont branchées dans le conditionneur de jauges. La température désirée est ajustée sur le contrôleur de température. Une attente de 10 minutes environ permet de s'assurer que le régime permanent en température est atteint. L'étalonnage des jauges est effectué sous ces conditions afin de tenir compte de l'effet de la température sur le comportement de la jauge.

Ces réglages préliminaires étant effectués, le test peut débuter. Les températures étudiées sont les suivantes : 20, 40, 60, 80, 120°C. Pour une température donnée, la procédure est la suivante :

Test statique à 300 et 700 microdéformations.

Tests dynamiques pour deux amplitudes de déformation (300 et 700 microdéfromations) aux fréquences 5, 10, 20, 30Hz.

Pour les tests statiques, la fréquence utilisée est de 0.01Hz. La fréquence minimum d'acquisition de la carte est de 4000 points par seconde. En statique, 100 points sont mesurés à cette fréquence chaque seconde et un moyennage permet d'avoir une seule valeur par seconde.

Pour les tests dynamiques basses fréquences, la fréquence d'acquisition utilisée est de 4000 points par seconde. La fréquence maximum d'essai étant de 30Hz, le critère de Nyquist est largement satisfait.

2.7. Description du banc d'essai à moyennes fréquences

2.7.1. Instrumentation

L'excitation et son contrôle

Excitateur électrodynamique MB Dynamics C40HP (Force de sortie de 5000 livres en sinus, réponse en fréquence de 5 à 3000 Hz, déplacement de 2 pouces crête à crête à basses fréquences)

Amplificateur MB Dynamics M-Series

Générateur de fonction Wavetek model 190

Instrument de mesure et acquisition

Accéléromètre PCB model 307A (Plage de température de 20°C à 120°C, sensibilité théorique de 100 mV/g, sensibilité après étalonnage : 98.1 mV/g, base aimantée PCB modèle 080A2)

Amplificateur PCB model 482A

Carte d'acquisition National Instrument Corporation Inc. - AT-A2150 – 8 canaux

PC Prosys avec logiciels Labview, Matlab et Microsoft Office

Atténuateur / amplificateur analogique Honeywell Accudata 117DC

Programme Labview maison d'acquisition des données

Test au marteau d'impact pour déterminer la fréquence naturelle

Analyseur deux canaux Brüel & Kjaer type 2032

Marteau d'impact Brüel & Kjaer type 8202

Amplificateur de charge Brüel & Kjaer type 2635

2.7.2. Principe du montage

Le banc d'essai à moyennes fréquences utilise un excitateur électrodynamique afin d'éliminer les problèmes dus à l'asservissement hydraulique. Celui-ci peut exciter des structures sur une plage de fréquence de 5 à 5000 Hz. Le système de fixation de l'éprouvette a été conçu afin de réaliser un encastrement, donc l'ensemble masse-éprouvette peut être modélisé par un système à un degré de liberté. La figure 2-12 présente le système d'encastrement monté sur l'excitateur électrodynamique. Le cylindre et les lamelles d'aluminium permettent d'éviter toute flexion dans le système.

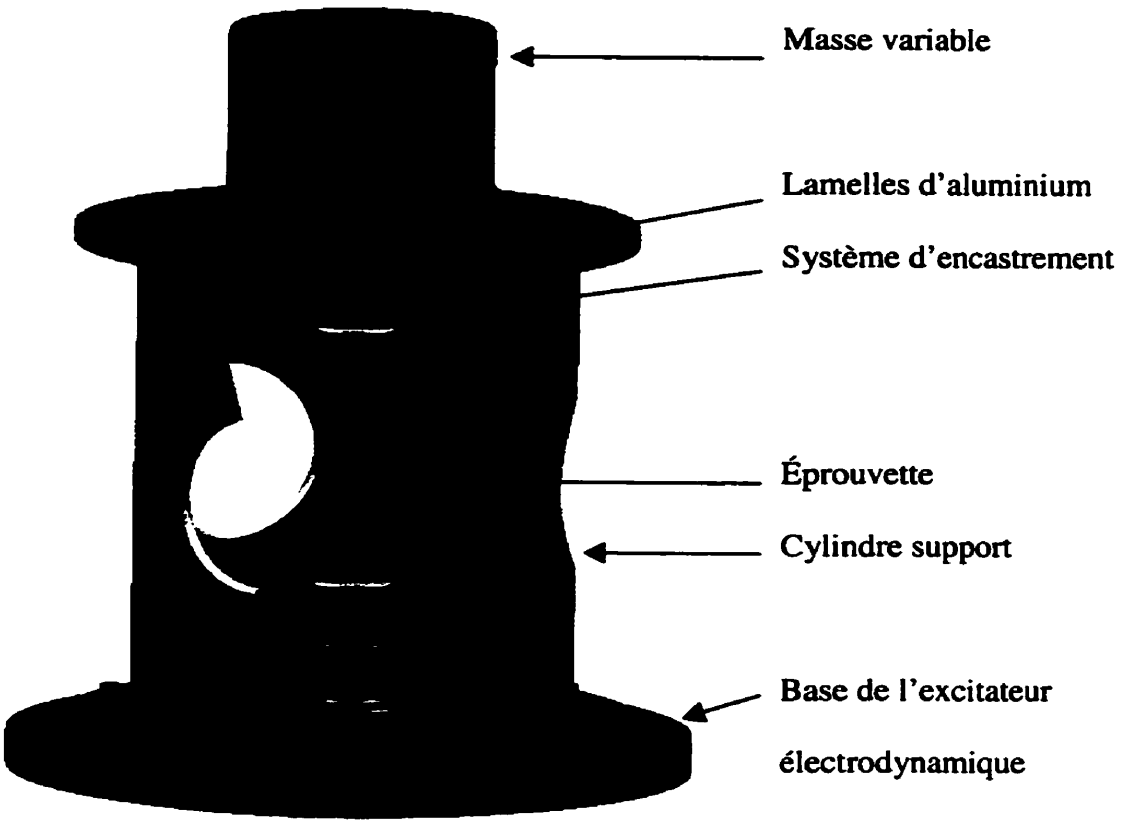


Figure 2-12 : Banc d'essai monté sur l'excitateur électrodynamique [15]

Les mesures sont effectuées au voisinage de la fréquence de résonance du système afin d'avoir une grande amplitude de déformation pour une faible énergie d'excitation. Les fréquences d'étude sont donc fixées par la masse ajoutée sur le montage et par les propriétés mécaniques de l'éprouvette. Pour une éprouvette donnée, plus la masse est grande plus la fréquence est petite. Les masses utilisées sont les mêmes que celles choisie lors de l'étude de la référence [15]. Elles permettent d'effectuer des essais aux fréquences présentées dans le tableau 2-7.

Tableau 2-7 : Fréquences d'essai du banc d'essai moyennes fréquences

Masses (Kg)	Fréquences naturelles (Hz)	
	ZA-27	Sonoston
2.1	522	537
4.2	430	437
6.4	379	389
8.5	344	358

La fréquence naturelle du système à un degré de liberté est déterminée en effectuant un test au marteau d'impact. L'impact est donné sur la masse, toutes les fréquences sont excitées et la fonction de réponse en fréquence (rapport accélération sur force) est obtenue sur l'analyseur (voir figure 2-13).

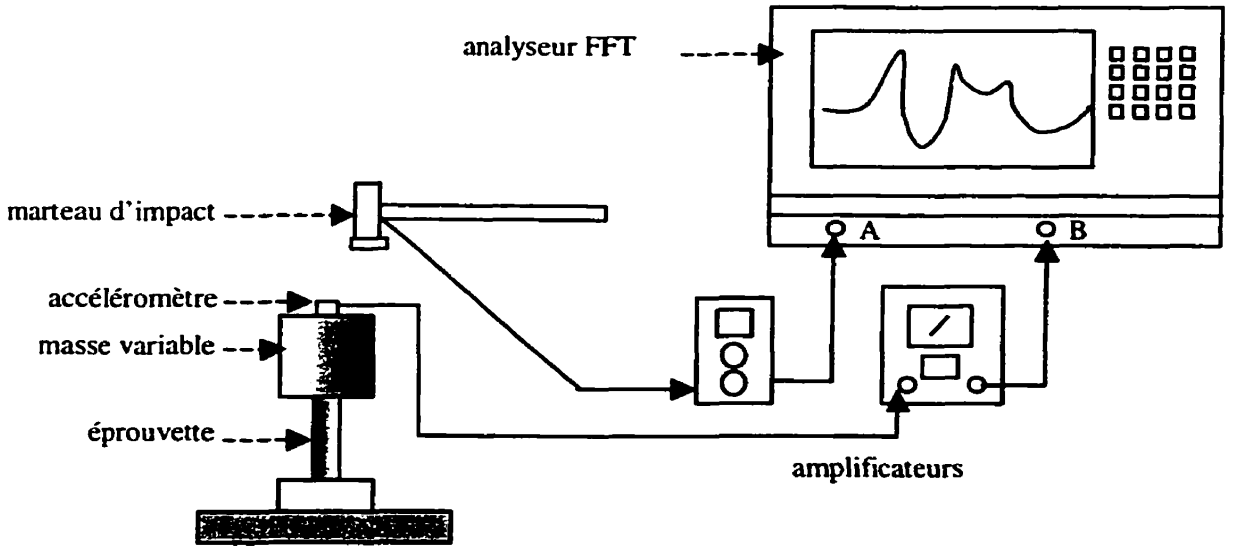


Figure 2-13 : Test au marteau d'impact

Un bout mou est posé sur le marteau d'impact pour exciter une plage de fréquence de 0 à 800 Hz avec un niveau d'énergie suffisant. Le signal de la cellule de charge du marteau d'impact est amplifié et transmis à l'analyseur par la voie A. Le signal de l'accéléromètre est envoyé par la voie B après avoir été amplifié. L'analyseur effectue la transformée de Fourier rapide des signaux de force et d'accélération et en déduit les fonctions de réponse en fréquence.

La figure 2-14 présente le principe global des essais à moyennes fréquences. Des photographies du banc d'essais à moyennes fréquences sont présentées à l'annexe I.

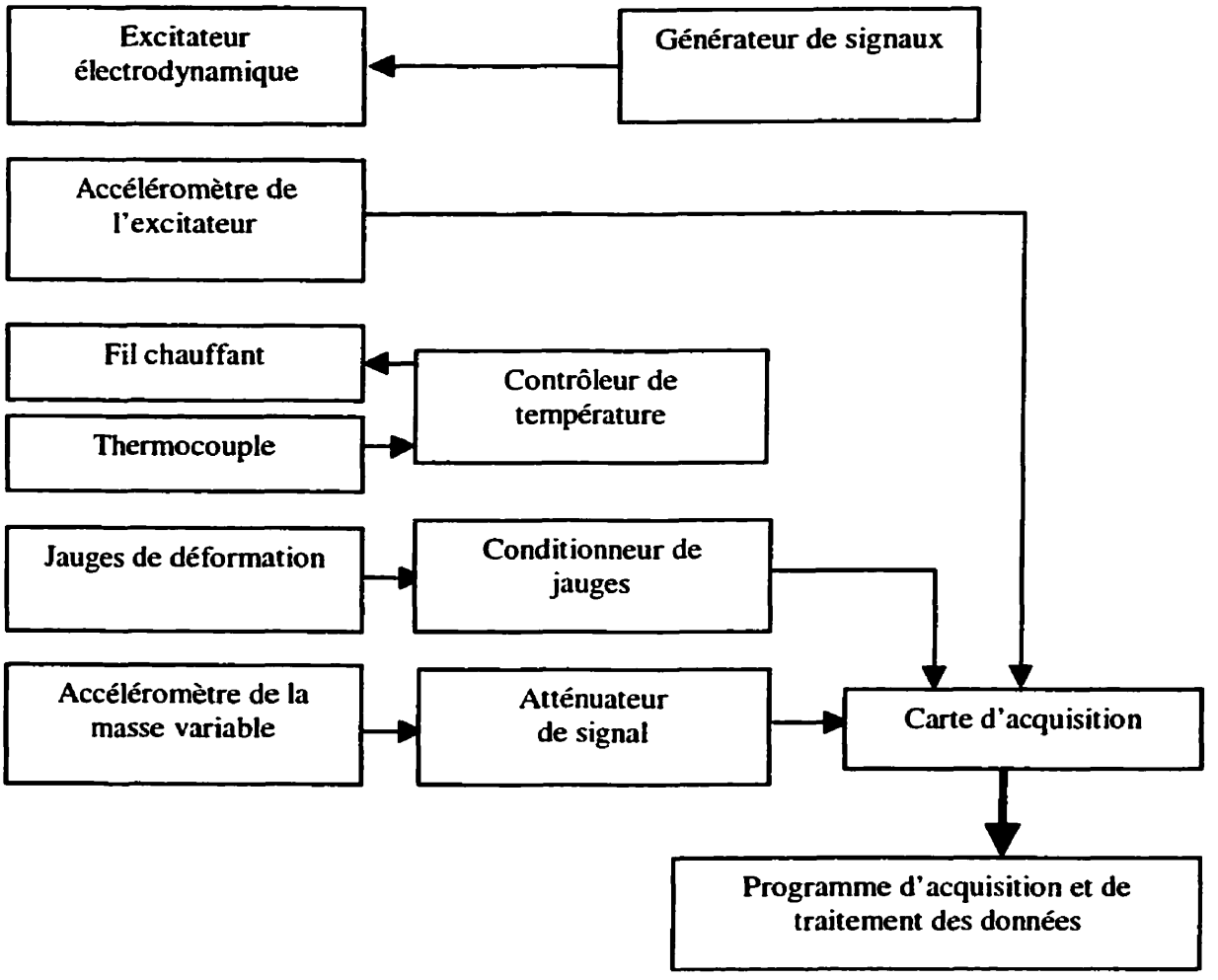


Figure 2-14: Principe du montage des essais à moyennes fréquences

Le générateur de signaux est branché directement dans l'amplificateur de l'excitateur électrodynamique. Le signal envoyé est un signal sinusoïdal d'amplitude 0.8 V. L'amplificateur possède un gain réglable qui permet de d'amplifier le signal jusqu'à l'obtention de l'amplitude de déformation désirée. L'acquisition de l'accélération de l'excitateur électrodynamique permet de vérifier que l'excitation est correcte. Le contrôle en température est effectué par trois thermocouples et un contrôleur de

température tel que décrit précédemment. L'acquisition des déformations de l'éprouvette a lieu via le conditionneur de jauges et la carte d'acquisition. L'accélération lue par l'accéléromètre de la masse variable permet de calculer la force de rappel vue par l'éprouvette. La courbe d'hystérésis est obtenue en traçant cette contrainte de rappel versus la déformation axiale de l'échantillon.

2.7.3. Procédure des essais

Une des mâchoires d'encastrement est vissée sur la plaque de support de l'excitateur électrodynamique. L'éprouvette est montée dans cette mâchoire. La seconde mâchoire est ajustée sur le montage. Le système de chauffage est mis en place à ce moment. Puis, la pièce cylindrique qui permet de bloquer les déplacements transversaux est montée. Enfin la masse désirée est fixée sur la mâchoire du haut. L'accéléromètre est posé sur la masse grâce à une fixation aimantée. Le filage des jauges et des thermocouples est relié au contrôleur de température et au conditionneur de jauges.

Le système de chauffage est activé. Une fois que la température désirée est atteinte, l'étalonnage des jauges est effectué à l'aide de la résistance d'étalonnage et d'un programme Labview fait maison.

Le générateur de signal est réglé à la fréquence naturelle trouvée et à une amplitude sécuritaire. L'amplitude des signaux est ajustée ensuite par le gain de l'amplificateur de façon à obtenir l'amplitude de déformation désirée. Plus la masse est petite plus la

fréquence naturelle du système est grande et plus les forces mises en jeu sont faibles. Les tests sont donc effectués en ordre de masses croissantes.

Pour une fréquence d'essai donnée, la température est fixée (20, 40, 60, 80, 120°C) et des amplitudes de déformations variant de 300 à 700 microdéformations sont testées.

2.8. Traitement des données

Le traitement des données s'effectue en deux étapes. La première a lieu en temps réel, lors de l'acquisition : les signaux sont traités par le programme maison Labview d'acquisition de façon à visualiser directement la courbe d'hystérésis (contrainte versus déformations). Ce programme effectue également la transformée de Fourier des signaux pour vérifier les fréquences d'essais, et calcule le module d'Young du matériau et l'amplitude de déformation. Après acquisition, le programme Labview permet le transfert des données dans un fichier texte de quatre colonnes : force, déplacement, contrainte, déformation.

La deuxième étape de traitement des données est le calcul de l'amortissement par un programme maison Matlab. L'amortissement est calculé par la méthode énergétique. Le paramètre représentant l'amortissement est la capacité spécifique d'amortissement ou le facteur de perte (voir chapitre 1 pour détails). Pour une température, une fréquence et une amplitude de déformation données, une courbe d'hystérésis est obtenue. L'aire de cette courbe dans le plan force-élongation fournit l'énergie dissipée par cycle. L'énergie

de déformation maximale est obtenue en déterminant l'amplitude d'élongation de l'éprouvette et la rigidité dynamique de l'éprouvette. Celle-ci est déterminée en calculant la pente de la droite passant par les deux extrêmes de la courbe d'hystérésis dans le plan force-élongation. L'aire de la boucle d'hystérésis est calculée par la méthode des trapèzes. Pour chaque boucle d'hystérésis au moins dix cycles sont enregistrés. Les dix cycles sont moyennés avant de faire les calculs de module d'Young et d'amortissement. Le programme Matlab effectue tous les calculs et trace les courbes d'amortissement en fonction de la température et de la fréquence, et du module d'Young en fonction de la température et de la fréquence. Les programmes Matlab ainsi que des précisions sur le traitements des données sont fournis en Annexe II.

CHAPITRE 3

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX DU ZA-27

3.1. Introduction

L'alliage ZA-27 (fourni par la compagnie Noranda) a déjà été l'objet de nombreuses études compilées par Noranda [36]. L'intérêt de l'étude du ZA-27 est double. Son comportement étant assez bien connu et peu complexe, il permet de valider le banc d'essai. D'autre part, la présente étude utilise une méthode de mesure directement reliée à l'amortissement intrinsèque, ce qui permet de préciser les caractéristiques amortissantes de l'alliage. Ce chapitre est consacré à la présentation des résultats des essais à moyennes fréquences et à l'explication des mécanismes responsables de l'amortissement dans le ZA-27. Les résultats des essais statiques et à basses fréquences sont présentés an annexe III.

3.2. Courbe d'hystérésis et méthode d'analyse

La forme de la courbe d'hystérésis dépend de la nature du matériau. Une courbe d'hystérésis typique du ZA-27 est présentée à la figure 3-1. La forme de la courbe d'hystérésis est très régulière.

L'amortissement et le module d'Young dynamique sont calculés à partir de ces courbes. Le module d'Young dynamique, E, est égal à la pente de la droite A-B. La rigidité

dynamique s'en déduit avec la relation valable en traction compression $k = \frac{A_S E}{L}$, L étant la longueur utile et A_S la section de l'éprouvette. Les points A et B sont situés aux extrémités de la boucle d'hystérésis. L'énergie dissipée par cycle est égale à l'aire de la boucle d'hystérésis, S. L'amplitude de déformation X_0 est égale à $(X_B-X_A)/2$. L'énergie de déformation est $U = \frac{1}{2} k X_0^2$. Le facteur de perte est déterminé par la relation $\eta = \frac{S}{2\pi U}$.

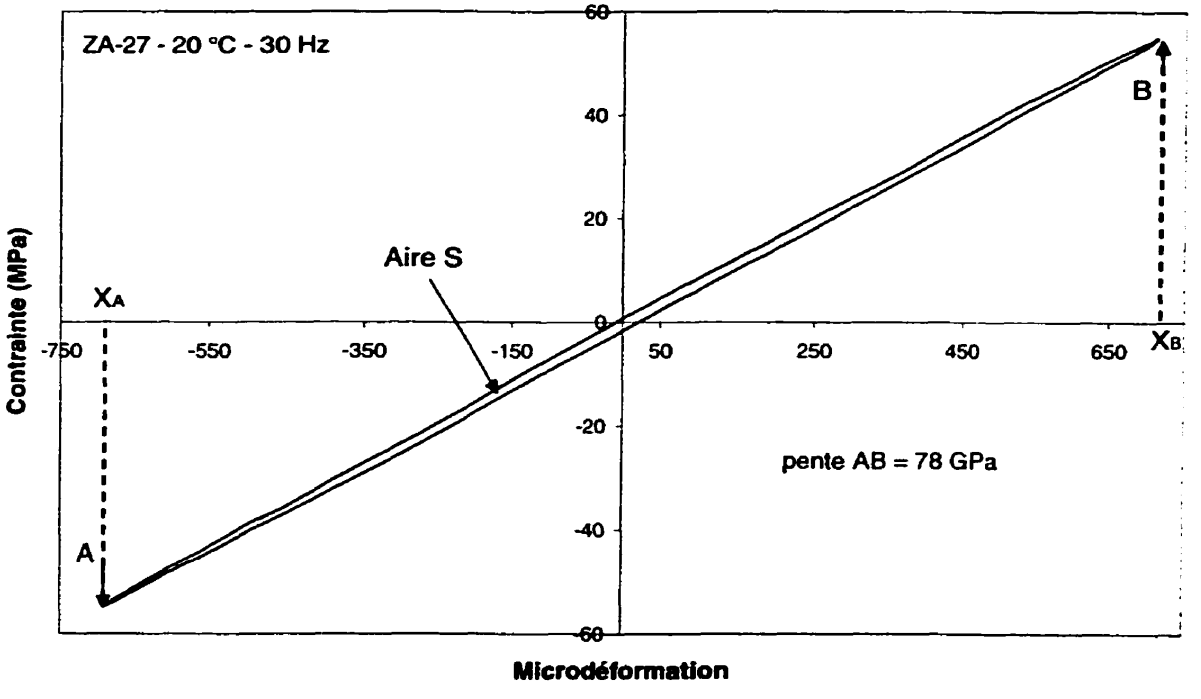


Figure 3-1 : Courbe d'hystérésis typique du ZA-27

3.3. Résultats des essais à moyennes fréquences

Les essais à moyennes fréquences sont effectués sur l'échantillon ZA-27 numéro 3. Cet échantillon a été moulé dans un moule de graphite préchauffé afin d'éviter les contraintes résiduelles. Les quatre masses utilisées ont permis de déterminer les propriétés du matériau aux fréquences du tableau 3-1.

Tableau 3-1: Fréquences d'essai du ZA-27

Masse (Kg)	2.1	4.2	6.4	8.5
Fréquence (Hz)	522	430	379	344

Lors des premiers essais, des amplitudes de déformation variant de 200 à 600 microdéformations sont générées dans l'échantillon. Il a été observé que l'amortissement ne varie pas avec l'amplitude. Les résultats présentés sont ceux obtenus à une amplitude de 300 microdéformations. Pour une température donnée, la démarche est la suivante : l'échantillon est chauffé jusqu'au régime permanent et uniforme en température. Le taux de variation de température est donc nul. Après un essai, l'échantillon est laissé au repos jusqu'à ce qu'il retrouve la température ambiante.

3.3.1. Rigidité dynamique

Influence de la température

La rigidité dynamique du ZA-27 dépend de la température. Sur la plage de températures étudiée, à un taux de variation de température nul, le module d'Young a tendance à diminuer en fonction de la température (voir figure 3-2).

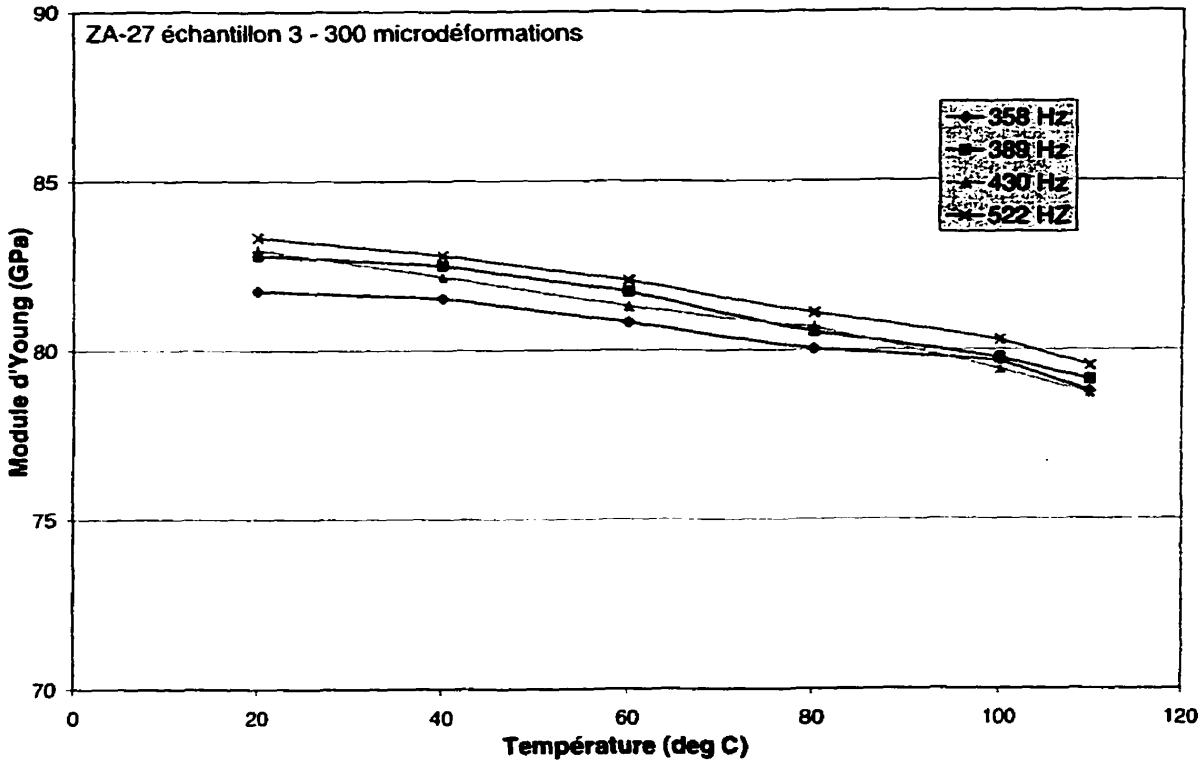


Figure 3-2 : Module d'Young en fonction de la température pour le ZA-27

Influence de la fréquence

Sur la plage de fréquences étudiée, le module d'Young ne dépend pas de la fréquence.

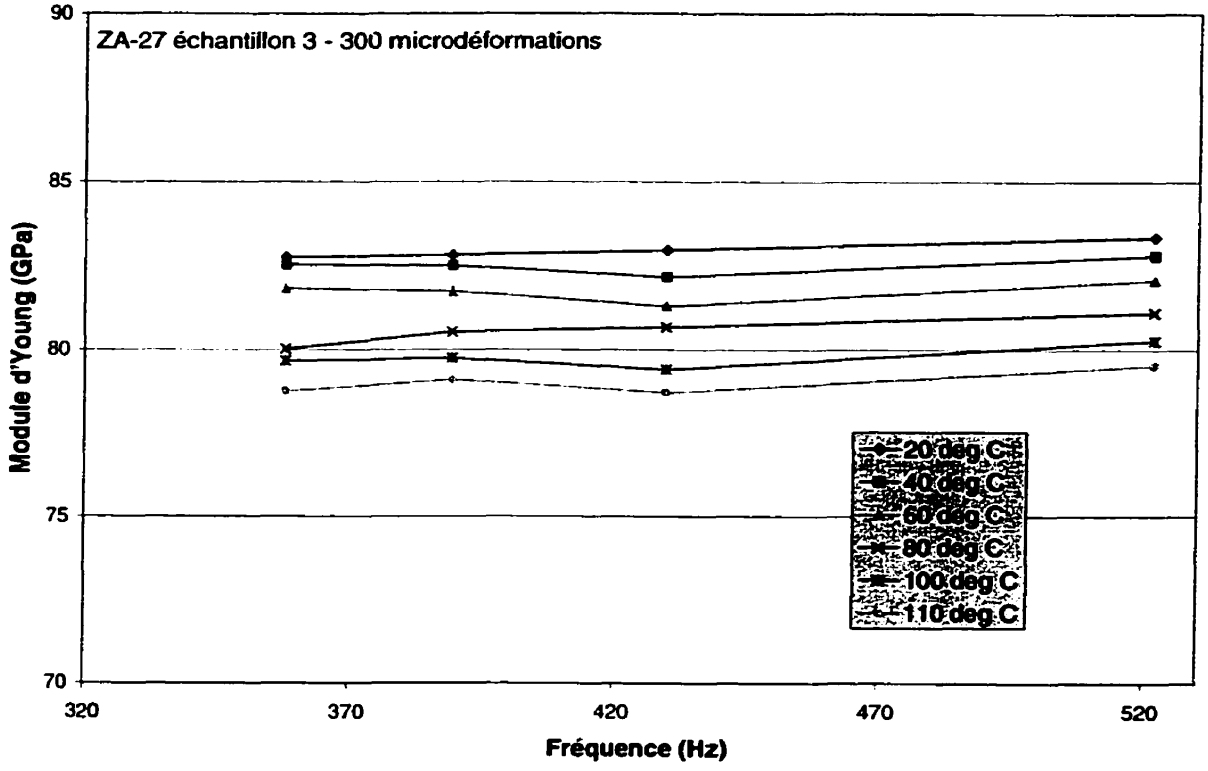


Figure 3-3 : Module d'Young vs fréquence pour le ZA-27 échantillon 3

La tendance du module d'Young à décroître en fonction de la température est confirmée par d'autres études (voir figure 3-4). Ces études n'étaient pas effectuées dans la même plage de fréquences. Toutefois d'après les résultats présentés à la figure 3-3, le module d'Young ne dépend pas de la fréquence. Aucune donnée n'a été trouvée dans la littérature concernant l'évolution de la rigidité dynamique du ZA-27 en fonction de la fréquence d'excitation.

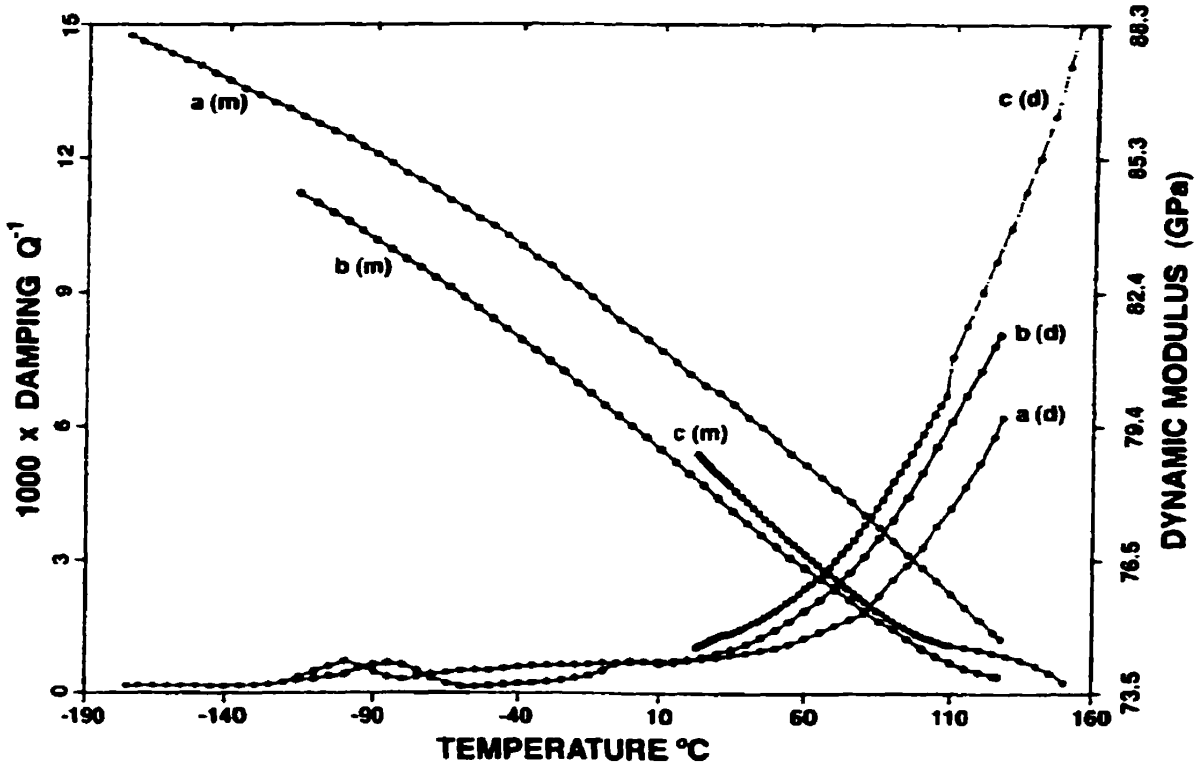


Figure 3-4 : Amortissement et module d'Young [36]

La figure 3-4 présent l'amortissement et le module d'Young en fonction de la température pour des échantillons de ZA-27 testé à 40 kHz :

a(d) et a(m) = amortissement et module d'Young d'échantillons moulés,

b(d) et b(m) = amortissement et module d'Young d'échantillons traités thermiquement 2 heures à 307°C trempé à l'eau,

c(d) et d(m) = amortissement et module d'Young d'échantillons traités thermiquement 2 heures à 377°C trempé à l'eau.

3.3.2. Facteur de perte

Le moindre échauffement du matériau modifie les propriétés amortissantes du matériau. Il faut s'assurer que le matériau est retourné à la température initiale avant chaque essai. Les résultats présentés correspondent à une amplitude de 300με.

Influence de la température

Sur la plage de températures étudiée, pour un taux de variation de température nul, l'amortissement tend à augmenter avec la température (voir figure 3-5).

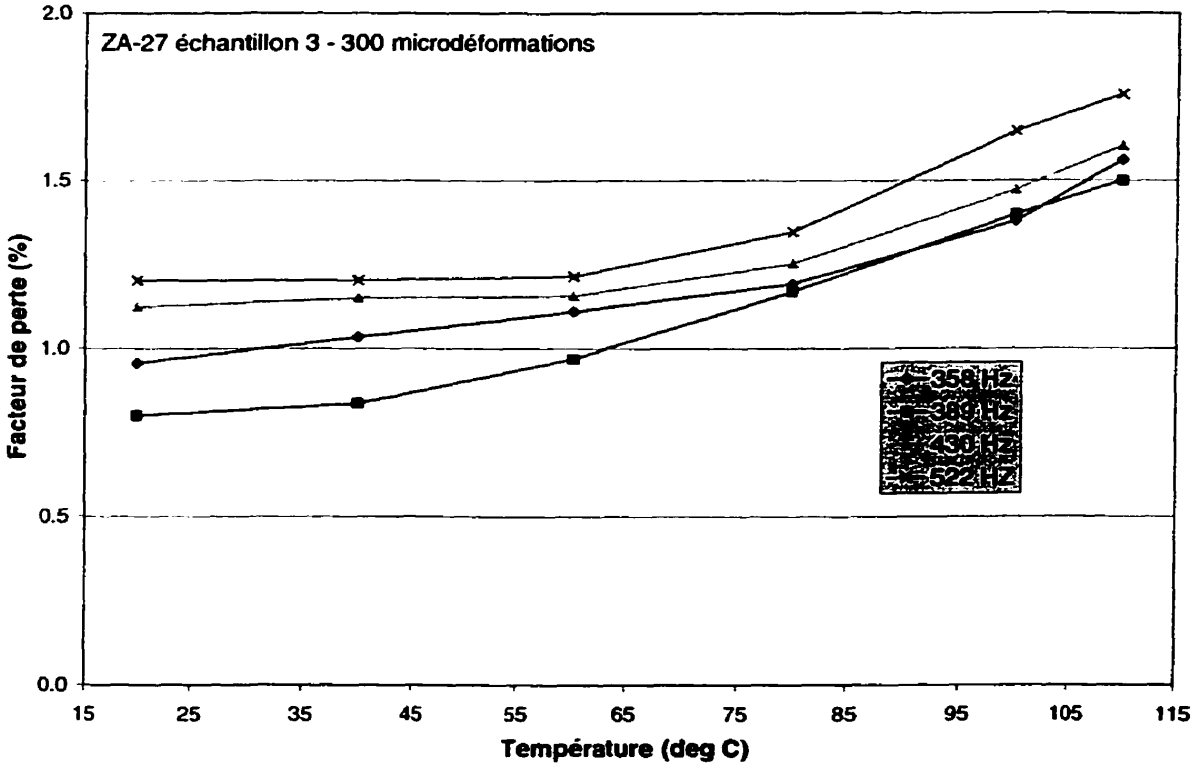


Figure 3-5 : Facteur de perte en fonction de la température pour le ZA-27

Influence de la fréquence

Le comportement de l'amortissement en fonction de la fréquence pour le ZA-27 n'est pas simple. La plage de fréquences étudiée est trop petite pour déduire une tendance (voir figure 3-6).

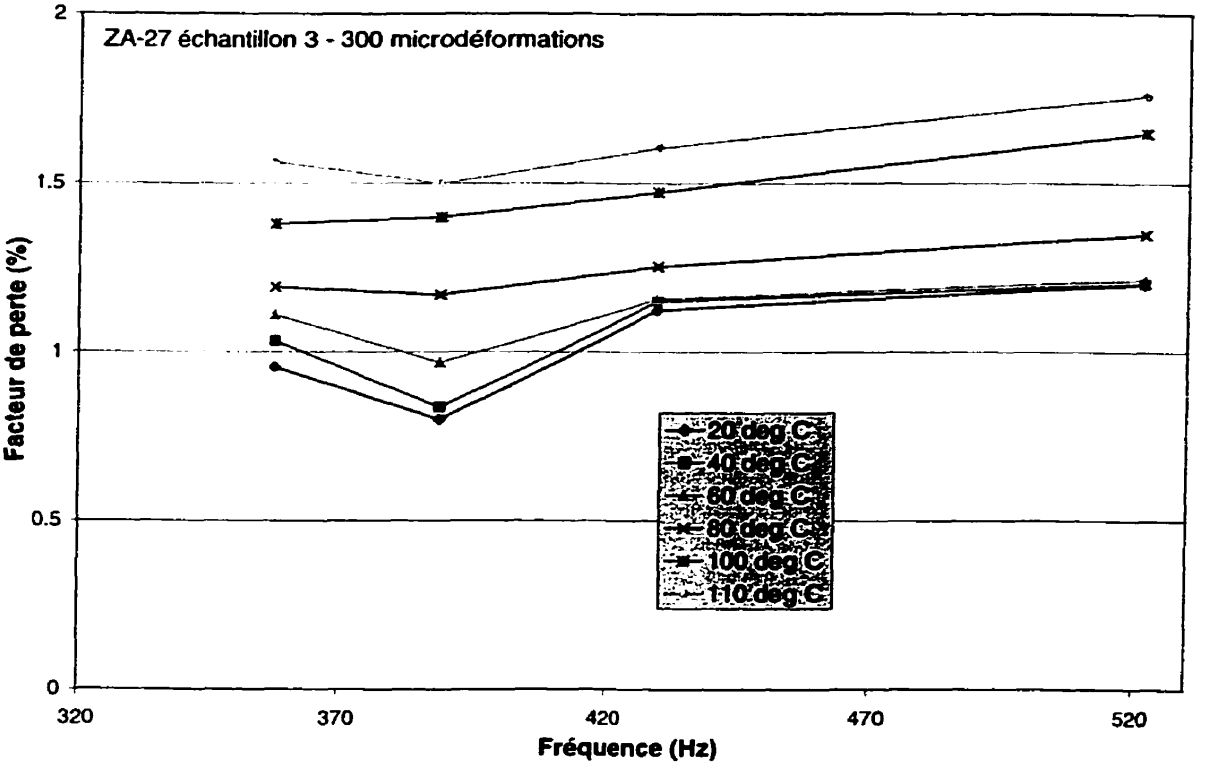


Figure 3-6 : Facteur de perte en fonction de la fréquence pour le ZA-27

Les précédentes études [51 et 44 à 48] montrent que l'amortissement dépend de la fréquence étudiée sur une plage de fréquences variant de 0 à 120 kHz. L'amortissement est aussi très dépendant du type de moulage utilisé, par gravité, au sable ou sous pression. D'après la figure 3-8, les résultats de mesures d'amortissement sur des

échantillons moulés au sable sont moins proches de la courbe théorique que ceux provenant d'échantillons moulés dans un moule métallique. Sur les plages de fréquences et de températures étudiées dans le présent projet, l'amortissement varie entre 0.6% et 1.8%. A température ambiante, la référence [51] (voir figure 3-7) montre un amortissement plus bas que celui trouvé par la présente étude, mais les tendances du facteur de perte en fonction de la température (entre 20°C et 120°C) sont les mêmes que celles précédemment observées. Ces différences sont dues au type de moulage et à la vie de l'éprouvette. Les éprouvettes du présent projet n'ont pas été vieillies et leurs propriétés amortissantes ne sont pas encore tout à fait stabilisées.

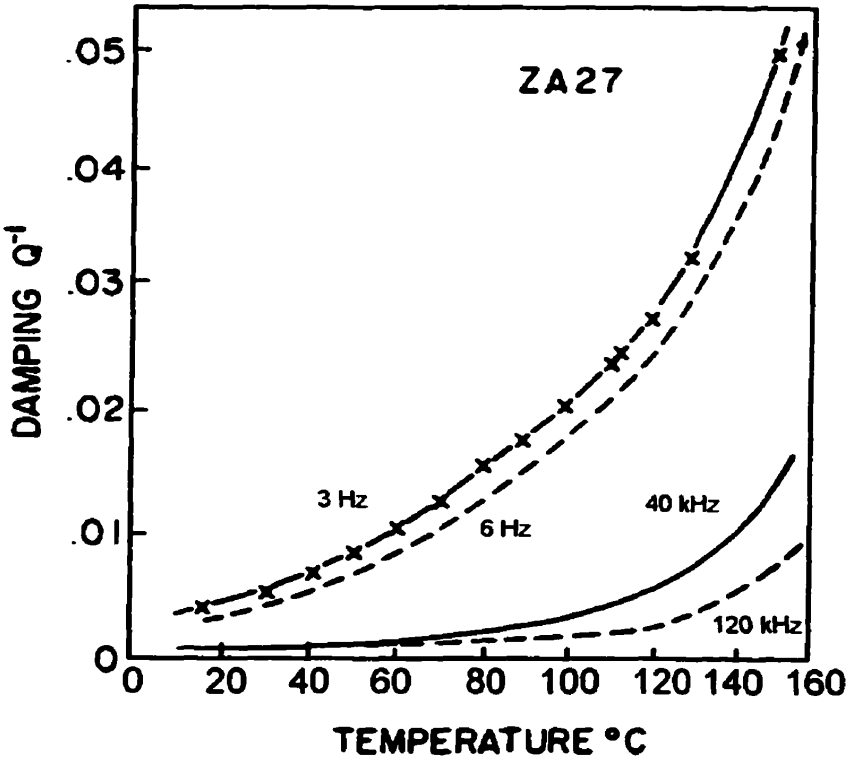


Figure 3-7 : Amortissement en fonction de la température [51]

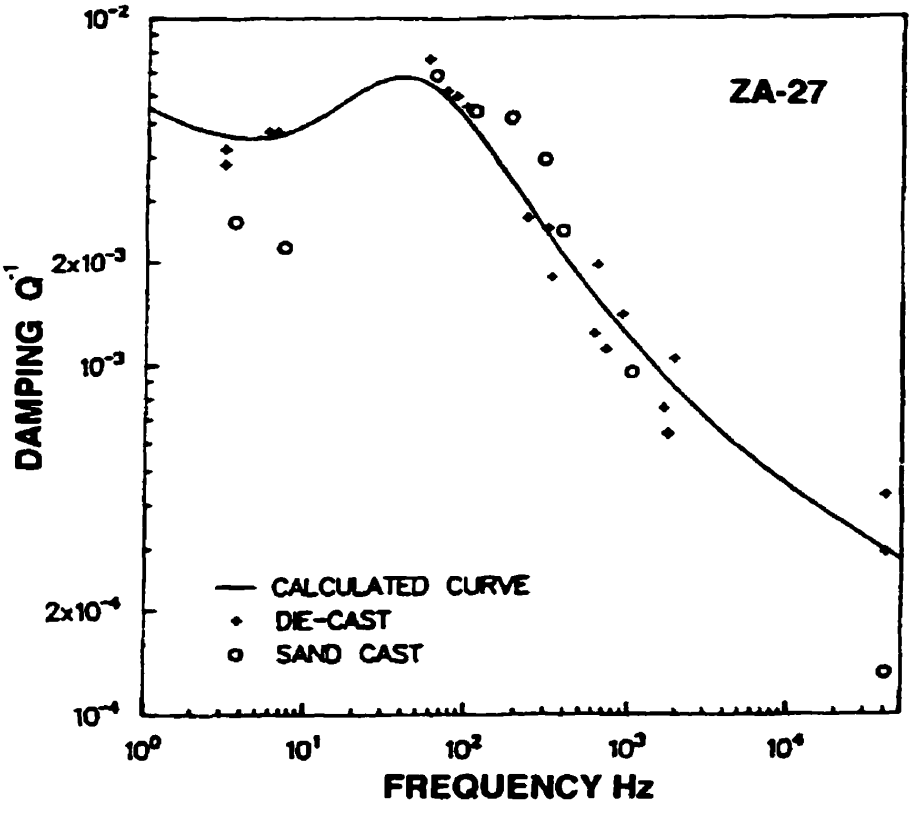


Figure 3-8 : Amortissement en fonction de la fréquence [36]

3.4. Mécanisme d'amortissement du ZA-27

3.4.1. Explication microstructurale de l'amortissement

Le mécanisme d'amortissement du ZA-27 est de type hystérésis dynamique [36]. L'amortissement du ZA-27 est donc indépendant de l'amplitude de déformation et dépendant de la fréquence et de la température. Au niveau micromécanique, il se produit un mouvement des frontières de grains responsables de l'amortissement. Plus

précisément, cet amortissement est causé par un flux visqueux des grains sous une contrainte de cisaillement cyclique. Les grains glissent les uns contre les autres et dissipent de l'énergie. Des grains de quelques micromètres de diamètre produisent un très fort amortissement, thermiquement activé. Toutefois, en général, la taille normale d'un grain est de 100 à 1000 micromètres.

La plupart des métaux sont composés d'agrégats polycristallins, c'est-à-dire d'un très grand nombre de minuscules grains orientés de façon aléatoire les uns par rapport aux autres. Sur les frontières de grain, les atomes sont dans un état d'énergie supérieure à ceux à l'intérieur du grain. Ceci vient du fait que les atomes internes au grain ont un arrangement continu relativement à tous les atomes qui les entourent. Alors que les atomes sur la frontière de grain ont un arrangement continu seulement d'un coté, vers l'intérieur du grain. Ainsi, les atomes sur les frontières de grain n'ont pas des liens aussi forts que ceux internes au grain. Ils ont des propriétés comparables à celles d'un fluide.

Plus la température est élevée et moins les frontières de grains sont stables. Donc plus la température est élevée, plus les frontières de grains ont des propriétés comparables à celle d'un fluide. Plus le grain est petit, plus la proportion d'atomes sur les frontières versus atome interne au grain est élevée. Il en découle un effet de fluide plus important et une augmentation de l'amortissement.

Dans les alliages de zinc moulé, les grains sont développés lors des changements de phase lors du refroidissement au moulage (voir figure 3-9) et la structure peut être composée de grains très fins.

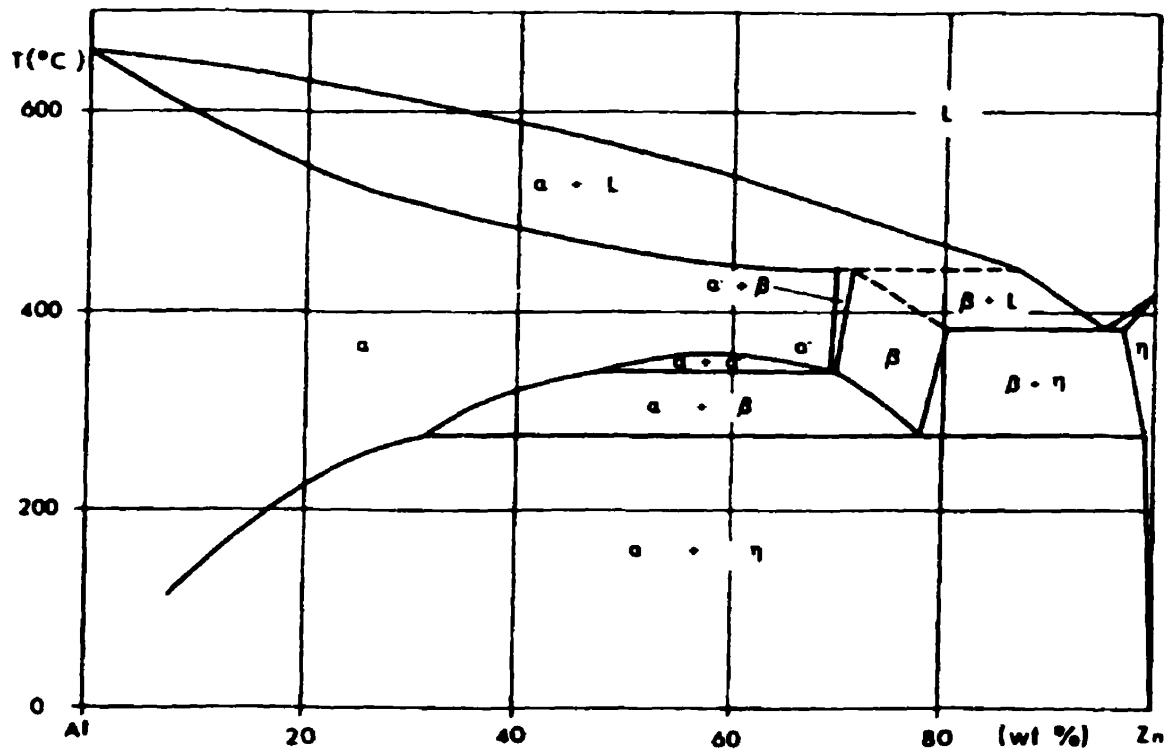


Figure 3-9 : Diagramme binaire des alliages Zinc-Aluminium [36]

Un autre mécanisme d'amortissement intervient dans le ZA-27 : l'amortissement thermoélastique. Ce type d'amortissement se développe seulement quand il y a une flexion. Dans le présent projet il n'y a pas de flexion : l'amortissement est majoritairement dû aux mouvements des frontières de grains et minoritairement à la friction causée par l'assemblage.

3.4.2. Représentation théorique du facteur de perte

L'amortissement dans le ZA-27 est dû à 3 termes : l'amortissement thermoélastique, le phénomène de relaxation associé aux mouvements de frontières de grains et la friction induite par le montage. Dans le cas d'un montage servant à calculer l'amortissement intrinsèque, cette dernière composante est minimisée. Les deux premières composantes peuvent être représentées de façon théorique pour le ZA-27. Seul l'amortissement dû aux mouvements des frontières de grain est considéré ici étant donné la nature du montage (traction - compression). Pour le ZA-27, le pic de relaxation est situé entre 250°C et 300°C (température de relaxation). Le ZA-27 est mécaniquement intéressant jusqu'à 120°C. Pour des températures inférieures à la température de relaxation, l'amortissement dû aux mouvements des frontières de grain est représenté par la relation suivante [51] :

$$\eta = \frac{A}{f^n} e^{\frac{nH}{k_B T}} \qquad (3,1)$$

avec η = facteur de perte

f = fréquence (Hz)

H = enthalpie du processus

T = température (K)

k_B = constante de Boltzman

n, A = paramètres dépendant de la microstructure.

Selon cette relation, le logarithme népérien du facteur de perte en fonction de l'inverse de la température exprimée en Kelvin. La courbe obtenue est une droite de pente ($-nH/k_B$) :

$$\ln(\eta) = \ln(\frac{A}{f^n}) - \frac{nH}{k_B}(\frac{1}{T}) \qquad (3,2)$$

La figure 3-10 présente la courbe du logarithme népérien en fonction de l'inverse de la température obtenue à partir des résultats expérimentaux à moyenne fréquence.

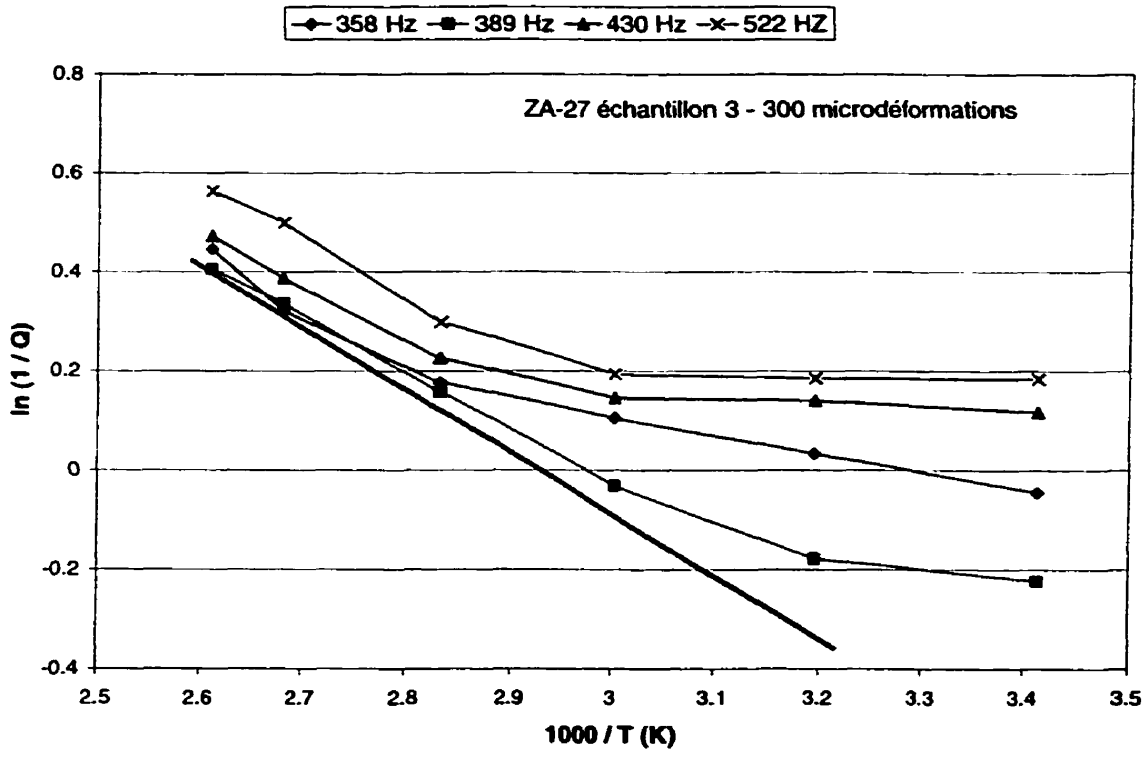


Figure 3-10 : Vérification de la relation théorique

Selon la littérature, la relation se vérifie très bien expérimentalement avec des données obtenues à partir d'échantillons vieillis. Pour des échantillons « fraîchement » moulés, les instabilités structurales du matériau ne permettent pas toujours d'avoir des résultats significatifs.

Les échantillons de ZA-27 utilisés lors de cette étude ont été moulés à l'École Polytechnique dans le département de Génie des Matériaux au début du projet. Ils n'ont pas été vieillis. Entre 60°C à 120°C, la pente de la droite se conserve pour les quatre fréquences étudiées. Le même type d'étude a été faite sur le ZA-8 [36]. La figure 3-11 présente les résultats.

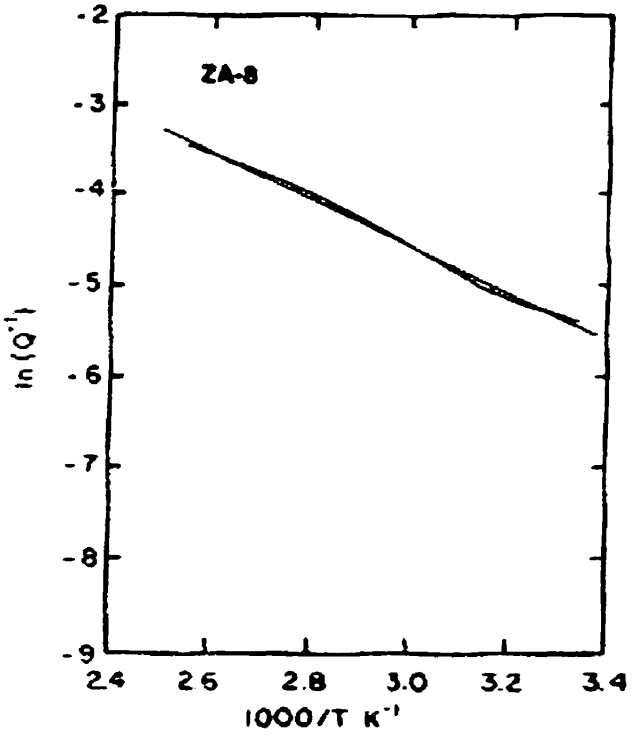


Figure 3-11 : $\ln(Q^{-1})$ vs 1000/T pour ZA-8 [36]

De la même façon que pour le ZA-27, la relation linéaire n'est plus respectée pour 1000/T supérieur à 2.9-3 K^{-1}. Il semble que le zinc-aluminium ne respecte pas tout à fait la relation théorique pour les températures inférieures à 40°C.

3.5. Conclusion

L'étude sur le ZA-27 a permis d'obtenir des valeurs de facteur de perte sur une plage de fréquences peu étudiée (350Hz-520Hz). La méthode de caractérisation utilisée ne met en relief que l'amortissement dû aux mouvements des frontières de grains, et non l'amortissement thermoélastique créé en flexion. De plus, cette méthode, contrairement au décrément logarithmique ou à la méthode de la bande de demi-puissance, est directement reliée à la nature intrinsèque de l'amortissement : le rapport de l'énergie dissipée sur l'énergie élastique.

Beaucoup de données sont disponibles sur l'amortissement du ZA-27 et son mécanisme peut être modélisé par une relation théorique dans certaines conditions. Les données obtenues avec le banc d'essai à moyennes fréquences sont très cohérentes en terme de tendance comme en terme de valeurs et permettent la validation du montage et de la méthode de mesure du facteur de perte.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX DU SONOSTON

4.1. Introduction

Des essais à basses fréquences et à moyennes fréquences ont été effectués sur deux échantillons de Sonoston, Z9225 et Z9000. Dans un premier temps les résultats statiques et à basses fréquences sont présentés, puis les résultats à moyennes fréquences. Les paragraphes suivants sont dédiés à l'analyse des mécanismes du matériau qui conduisent à ce fort amortissement, ainsi que la vérification du comportement du matériau en fonction de la température. Les essais sont effectués à un taux de variation de température nul.

4.2. Résultats des tests statiques et basses fréquences pour le Sonoston

Les échantillons testés diffèrent par leurs compositions. Les détails concernant ces compositions sont fournis dans le chapitre 2. Les résultats présentés sont ceux obtenus pour le Sonoston Z9000 à une amplitude déformation de 300 microdéformations. Les courbes concernant les autres variantes de Sonoston et pour 700 microdéformations ont les mêmes tendances et conduisent aux même conclusions : ces courbes se retrouvent en annexe III. Dans un premier temps, une courbe d'hystérésis typique du Sonoston est

présentée, ensuite l'amortissement et le module d'Young sont présentés en fonction de la température et de la fréquence.

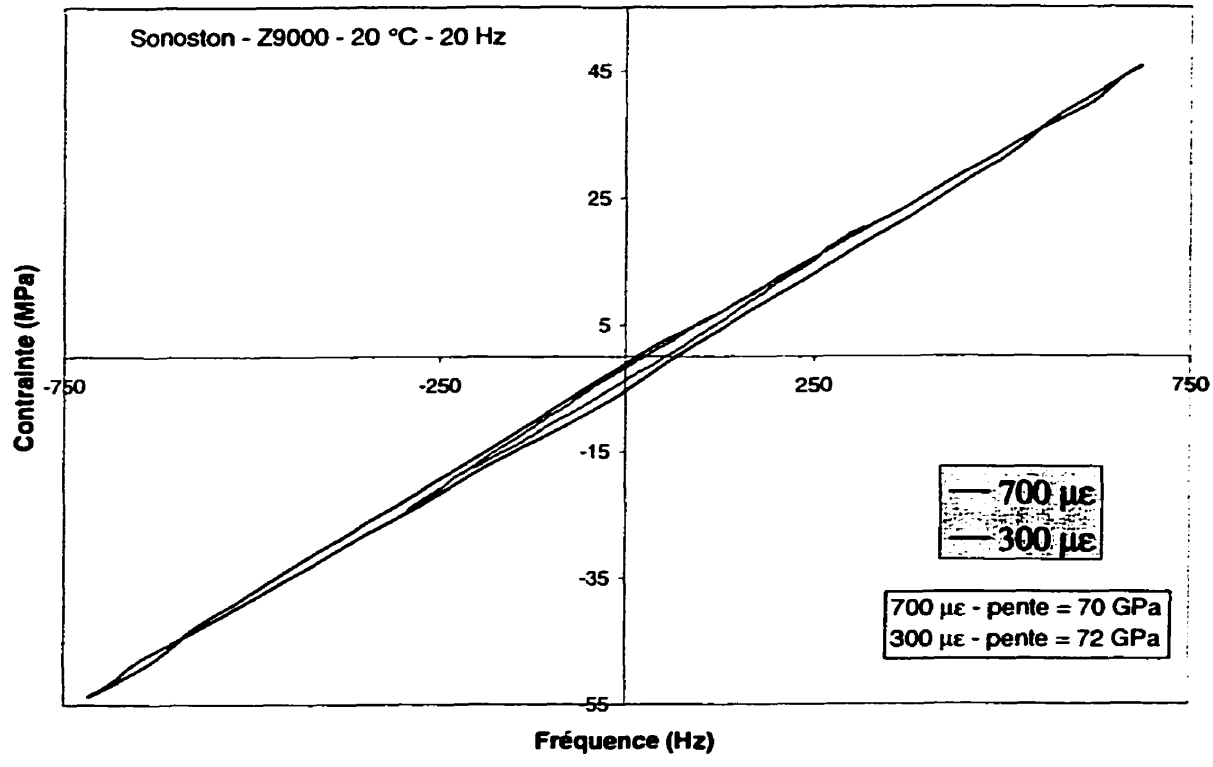


Figure 4-1 : Courbes d'hystérésis du Sonoston

La figure 4-1 présente des courbes d'hystérésis typiques pour le Sonoston Z9000. Les paramètres de l'essai sont les suivants : fréquence d'excitation 20Hz, température ambiante, deux amplitudes de déformation, 300 et 700 microdéformations. Ces résultats sont en accord avec les tendances observées pour un matériau similaire [15].

La rigidité dynamique varie avec l'amplitude de déformation. Toutefois sur la plage d'amplitude de déformation étudiée, cette variation n'est pas significative.

Les courbes d'hystérésis confirment également le comportement non viscoélastique du matériau. En effet la courbe d'hystérésis d'un matériau viscoélastique linéaire est une ellipse inclinée ; l'inclinaison correspond à la rigidité du matériau. Ici les extrémités de la boucle d'hystérésis sont très pointues, et la forme globale de la courbe d'hystérésis peut varier selon les conditions des essais. L'amortissement est calculé à partir de ces courbes d'hystérésis.

4.2.1. Influence de la fréquence et de la température sur la rigidité dynamique

Un autre paramètre très important est la rigidité dynamique. Son comportement en fonction des divers paramètres (fréquence, température et amplitude de déformation) permet de juger si l'alliage est utilisable au niveau structural. Les figures 4-2 et 4-3 décrivent les tendances observées expérimentalement.

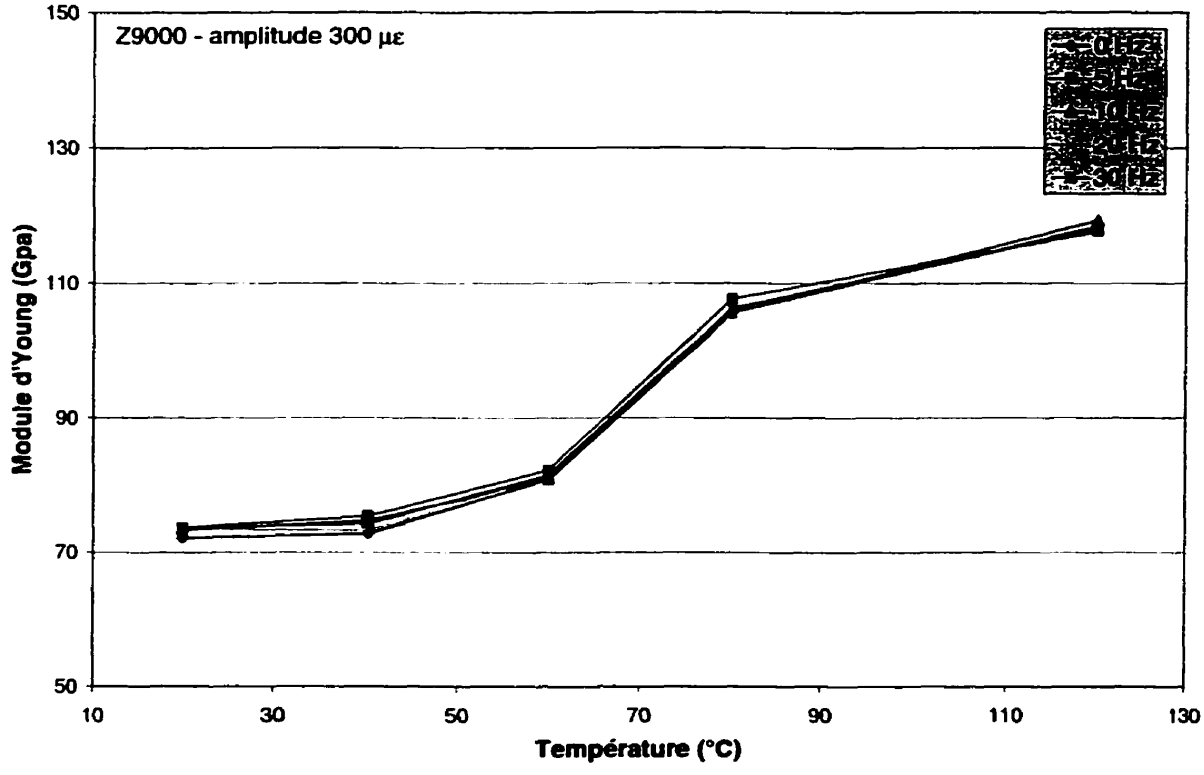


Figure 4-2 : Rigidité dynamique en fonction de la température

Pour toutes les fréquences, les variations selon la température du Sonoston sont identiques. Une augmentation de la rigidité dynamique en fonction de la température est observée, avec une augmentation brutale observée entre 60 et 80°C.

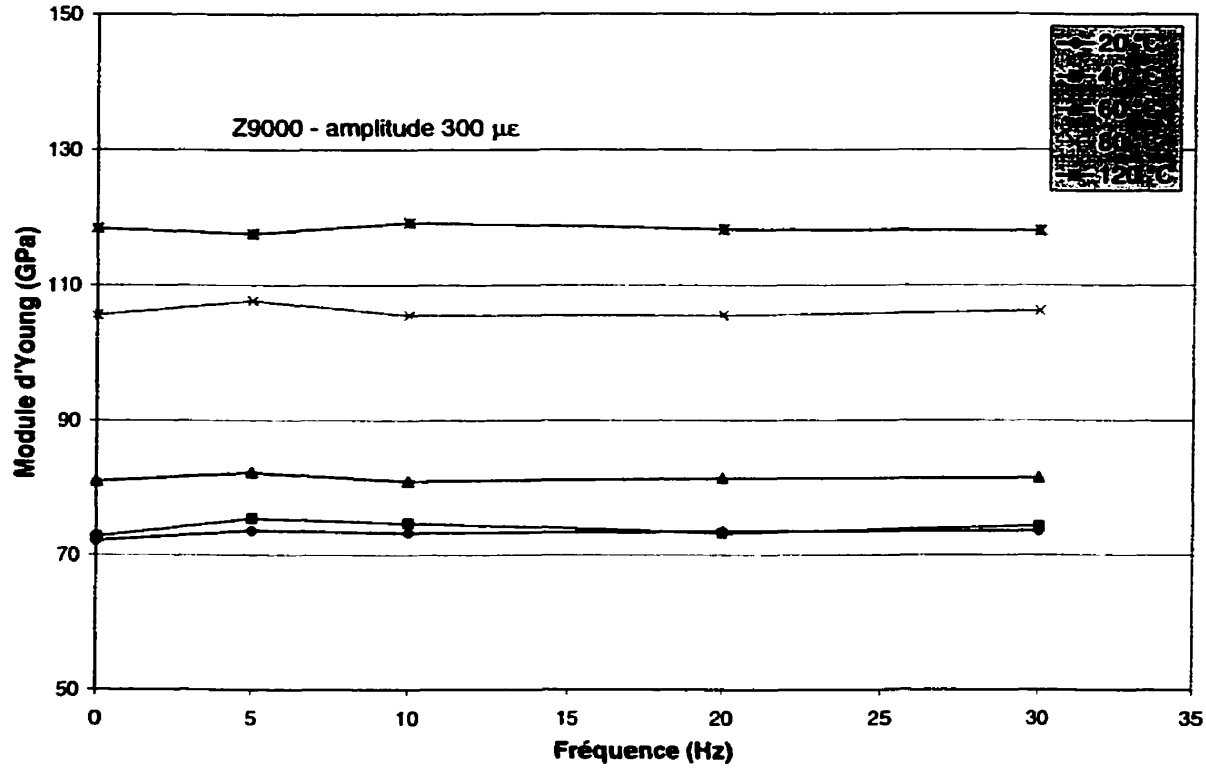


Figure 4-3 : Rigidité dynamique en fonction de la fréquence

Les résultats de la figure 4-3 permettent de mettre en évidence l'indépendance du module dynamique vis à vis de la fréquence. La répétabilité de ces résultats est vérifiée en effectuant des essais similaires sur une autre éprouvette de Sonoston, le Z9225. Les tendances sont similaires pour le Z9000 et le Z9225. Les courbes de l'amortissement et de la rigidité dynamique en fonction de la température et de la fréquence pour le Sonoston Z9225 sont données à l'annexe III.

4.2.2. Influence de la fréquence et de la température sur le facteur de perte

Dans un premier temps, il est important de noter que les ordres de grandeur concordent avec ceux donnés par la littérature [51, 54]. Pour ce matériau, il n'est pas possible de tirer des conclusions simples.

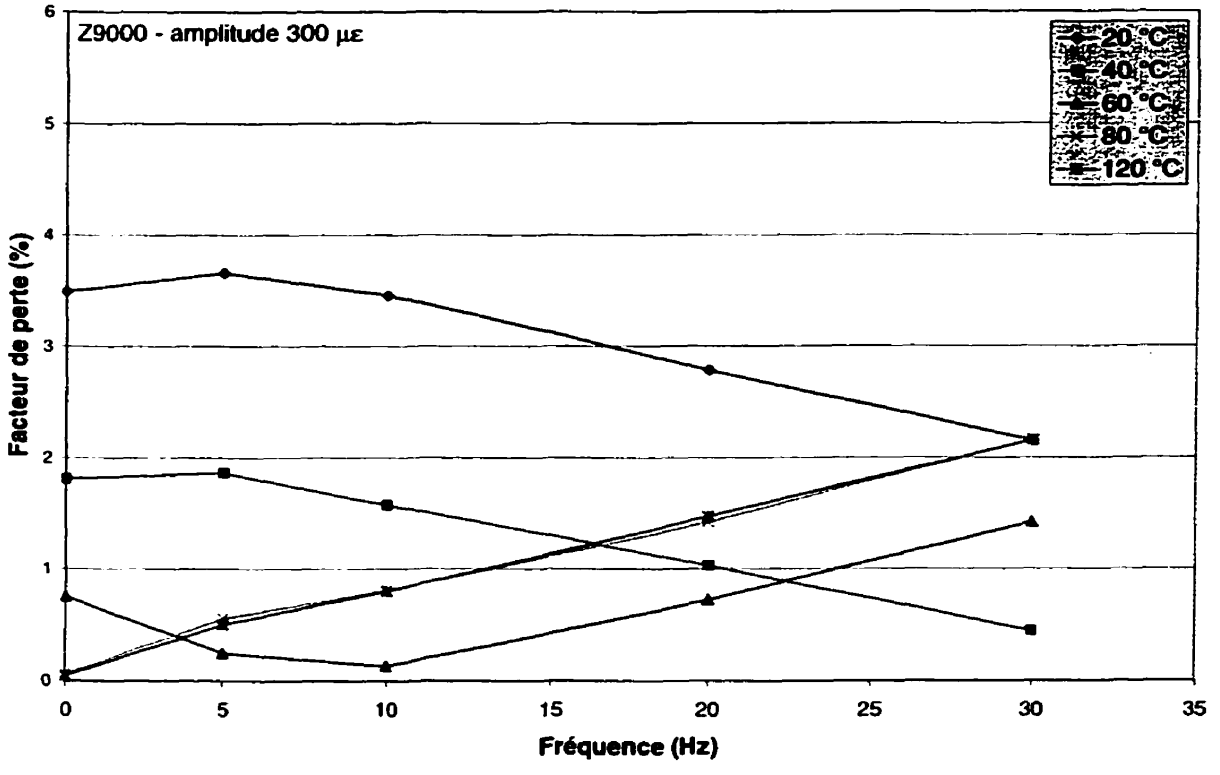


Figure 4-4 : Facteur de perte en fonction de la fréquence pour Sonoston Z9000

L'amortissement n'a pas un comportement simple en fonction de la fréquence (voir figure 4-4). Pour des températures strictement inférieures à 60°C, l'amortissement diminue avec la fréquence. Pour des températures strictement supérieures à 60°C, cette

tendance est inversée. La figure 4-5 présente l'amortissement en fonction de la température pour le même matériau que précédemment.

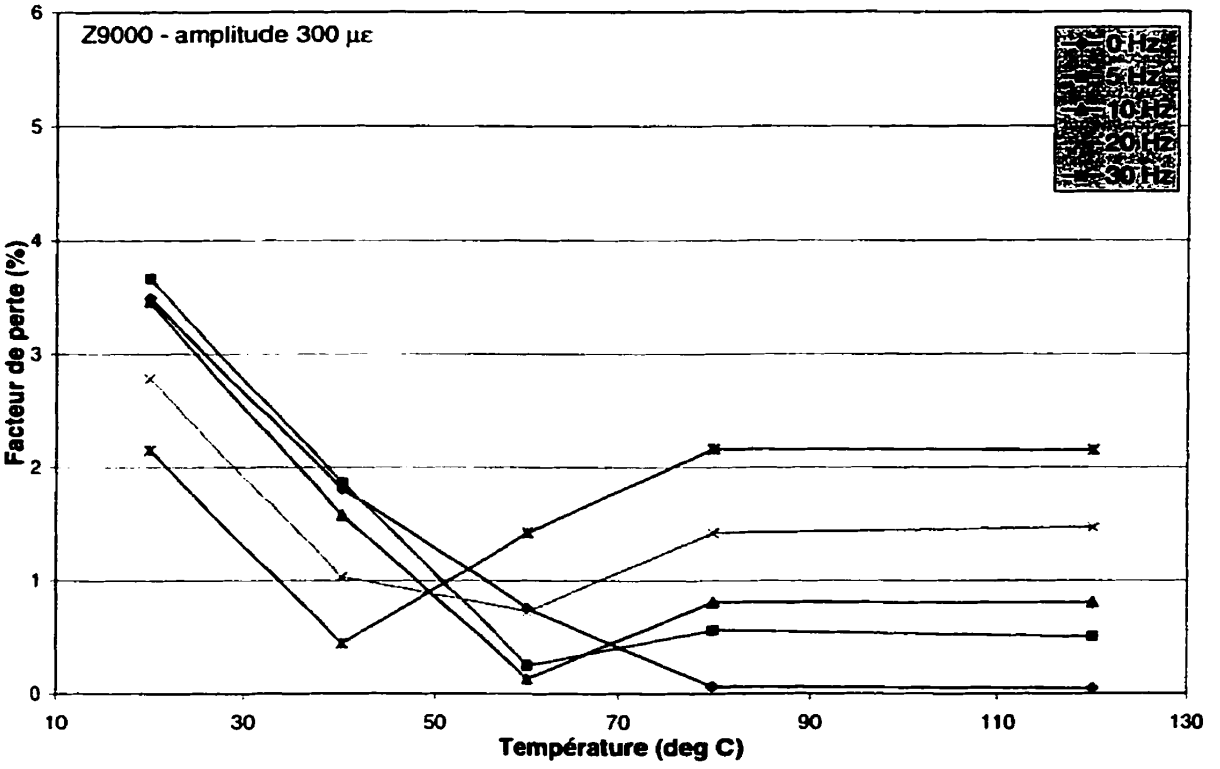


Figure 4-5 : Facteur de perte en fonction de la température pour Sonoston Z9000

De façon globale, l'amortissement diminue de 20°C à 60°C. Entre 60°C et 80°C, les comportements ne sont pas généralisables. Ils varient selon la fréquence d'excitation. Pour des températures supérieures à 80°C, une stabilisation de l'amortissement est observée pour toutes les fréquences.

4.3. Résultats des tests à moyennes fréquences

Les essais à moyennes fréquences sont effectués sur l'échantillon de Sonoston Z9000. Les quatre masses utilisées ont permis de déterminer les propriétés du matériau aux fréquences du tableau 4-1.

Tableau 4-1: Fréquences d'essai du Z9000

Masse (Kg)	2.1	4.2	6.4	8.5
Fréquence (Hz)	537	437	389	358

4.3.1. Influence de la fréquence et de la température sur le module d'Young

De même que dans le cas des basses fréquences, le module d'Young est indépendant de la fréquence d'excitation. En ce qui concerne les variations de la rigidité dynamique en fonction de la température, il y a une augmentation brutale entre 60°C et 80°C. La tendance est identique à celle observée à basse fréquence (voir figures 4-6 et 4-7).

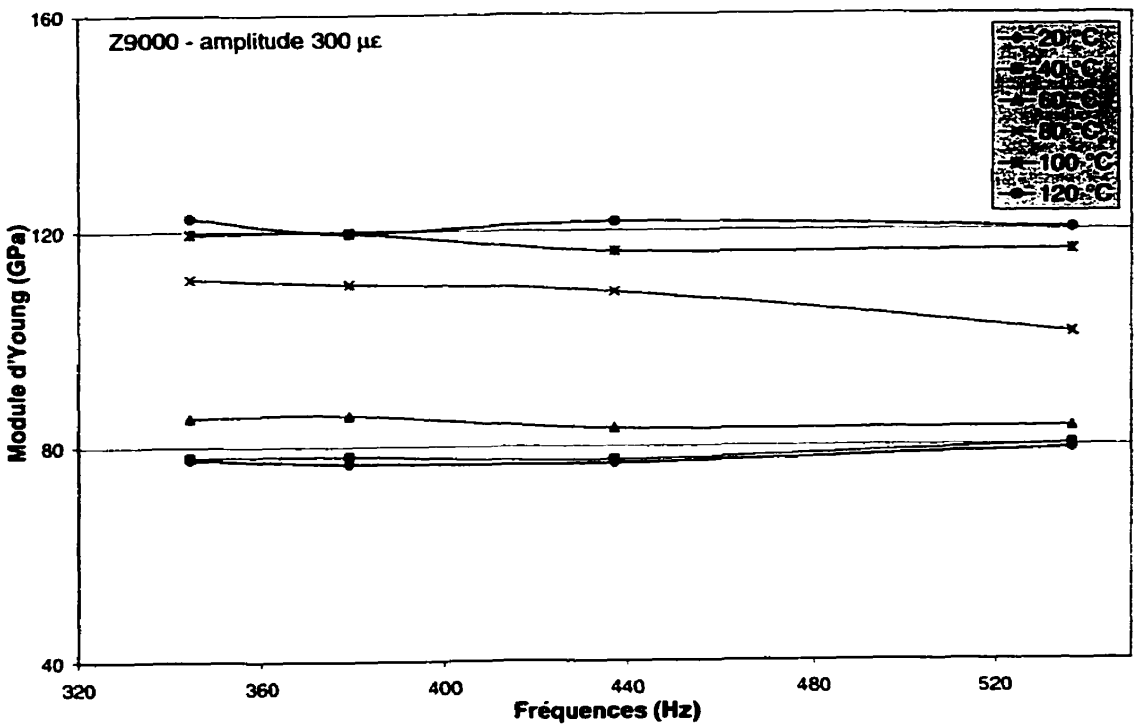


Figure 4-6 : Influence de la fréquence sur le module d'Young du Z9000

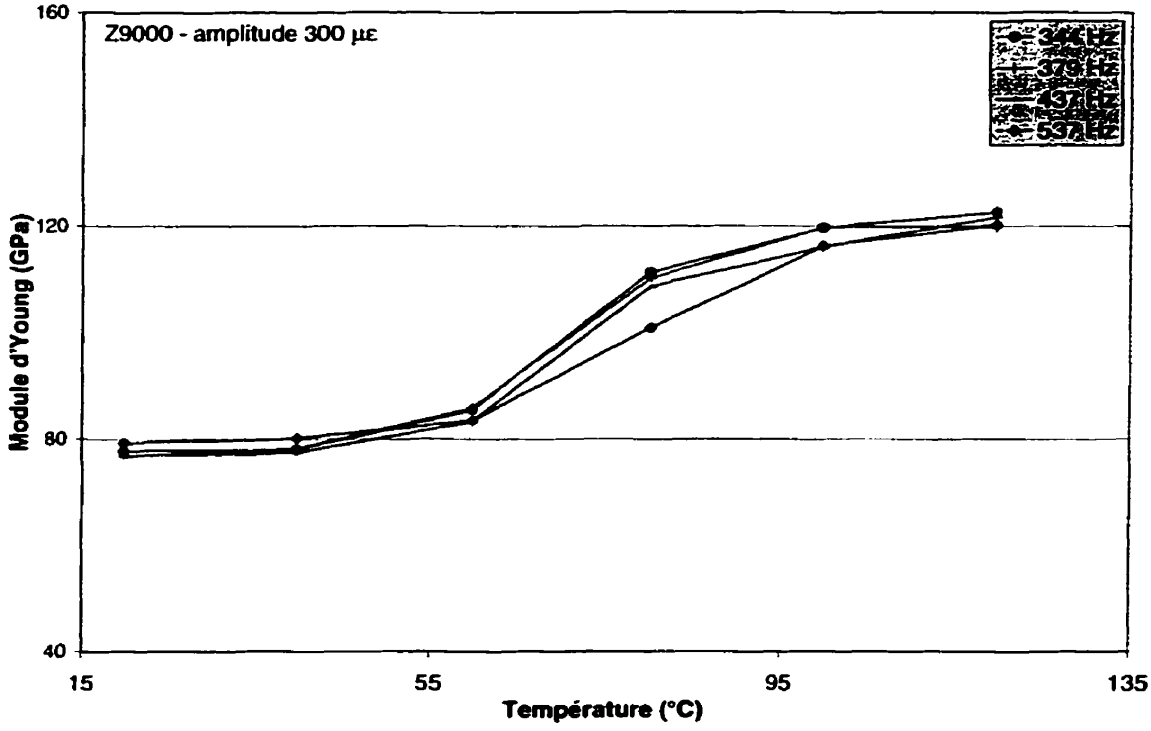


Figure 4-7 : Influence de la température sur le module d'Young du Z9000

4.3.2. Influence de la température et de la fréquence sur le facteur de perte

Pour des températures inférieures à 80°C, le facteur de perte augmente avec la fréquence. Pour des températures supérieures à 80°C, le facteur de perte change de comportement. Comme les tests à basses fréquences le laissaient entrevoir, il existe un phénomène qui modifie le comportement amortissant du Sonoston à environ 80°C.

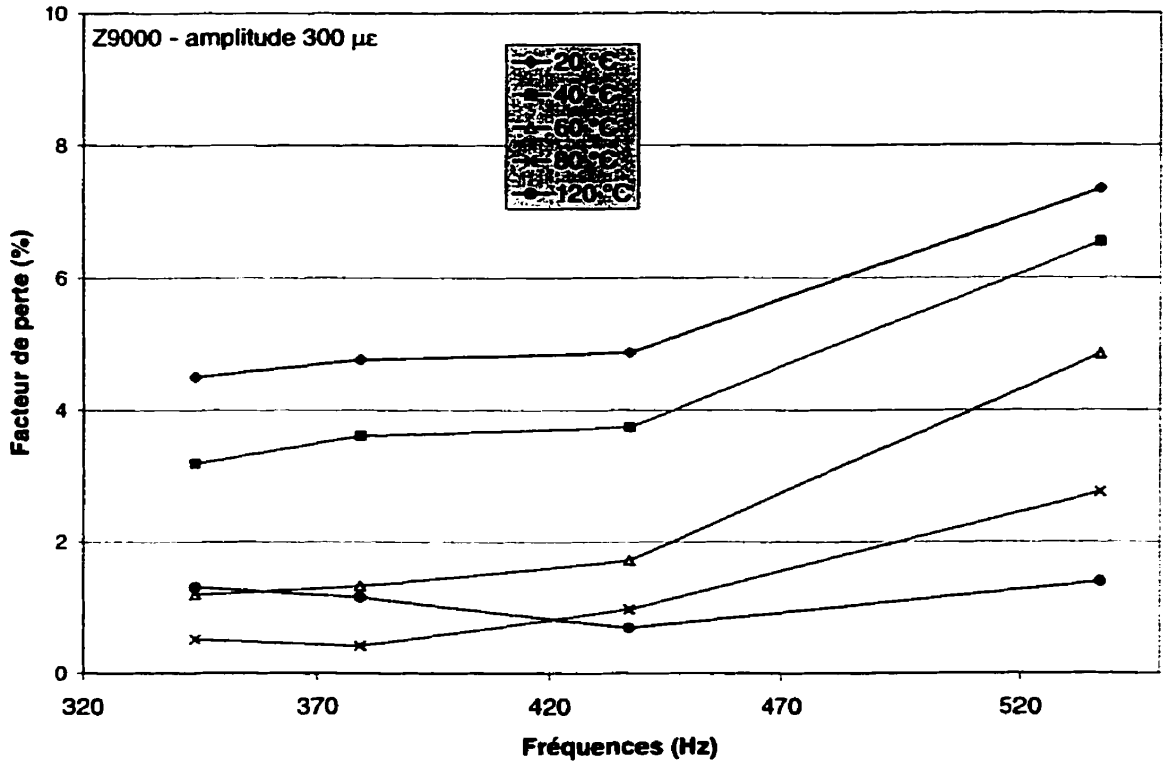


Figure 4-8 : Influence de la fréquence sur le facteur de perte du Z9000

Entre la température ambiante et 80°C, l'amortissement décroît avec la température. Autour de 80°C, le facteur de perte atteint un minimum. Il semble se stabiliser au dessus de 80°C, autour d'une valeur fixe ne dépendant que de la fréquence.

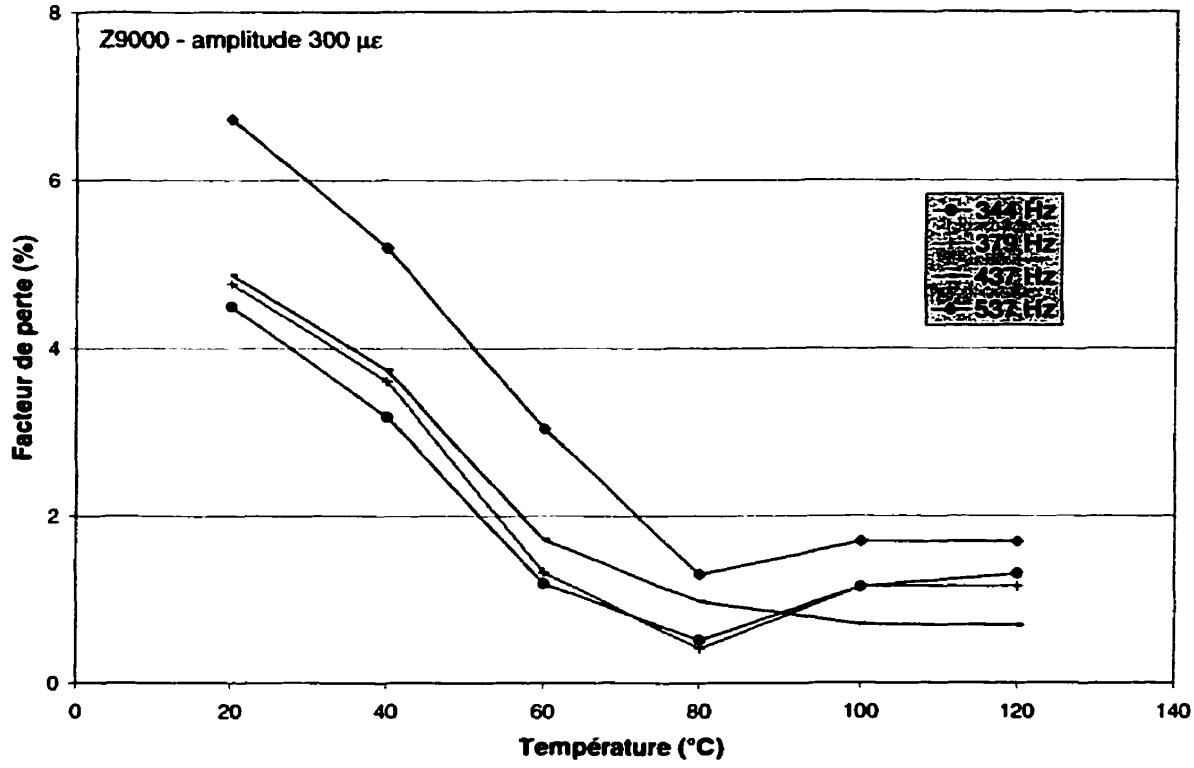


Figure 4-9 : Influence de la température sur le facteur de perte du Z9000

Les observations expérimentales conduisent à soupçonner l'apparition d'un phénomène microstructural autour de 80°C qui aurait pour effet de changer le mécanisme d'amortissement. Dans le but de déterminer le genre de réaction qui a lieu, divers essais sont exécutés sur des échantillons de Z9000.

4.4. Essai à calorimétrie différentielle à balayage (DSC)

Un essai DSC est effectué sur des morceaux de métal prélevé de l'échantillon Z9225 afin de vérifier s'il y a ou non une transformation martensitique qui a lieu dans le Sonoston autour de 80°C.

4.4.1 Principe du test

Les essais de DSC mesurent le flux de chaleur à travers un échantillon en fonction de la température et du temps. Les températures de transformation et la quantité de chaleur latente disponible lors des transformations de phase se déduisent de ces mesures. Les températures de transformation sont obtenues directement sur la courbe et la quantité de chaleur latente représente l'aire sous la courbe représentant le flux de chaleur en fonction du temps. La chaleur latente est égale à l'intégrale du flux de chaleur sur l'intervalle de temps de la transformation.

Les morceaux de métal sont coupés à la scie au diamant à basse vitesse avec un refroidissement à l'eau afin de ne pas créer d'élévation de température dans le matériau qui pourrait modifier sa structure. La machine utilisée pour les essais est le modèle 910 Differential Scanning Calorimeter de Du Pont Instruments assistée du Thermal Analyst 2100. L'étalonnage se fait à l'aide d'un échantillon d'indium normalisé et est accomplie avant une série d'essais et non avant chaque essai. Le taux de chauffage utilisé est de 5°C/minute. Trois échantillons sont testés pour s'assurer de la répétitivité des résultats.

Tous les échantillons sont testés à partir de la température ambiante, et chauffés jusqu'à 120°C.

4.4.2. Résultats

La figure 4-10 présente les résultats du test de DSC effectué sur les morceaux de Z9225. Les seules variations observées sont dues au bruit de la mesure. Il n'y a aucune transformation martensitique dans le matériau aux températures étudiées.

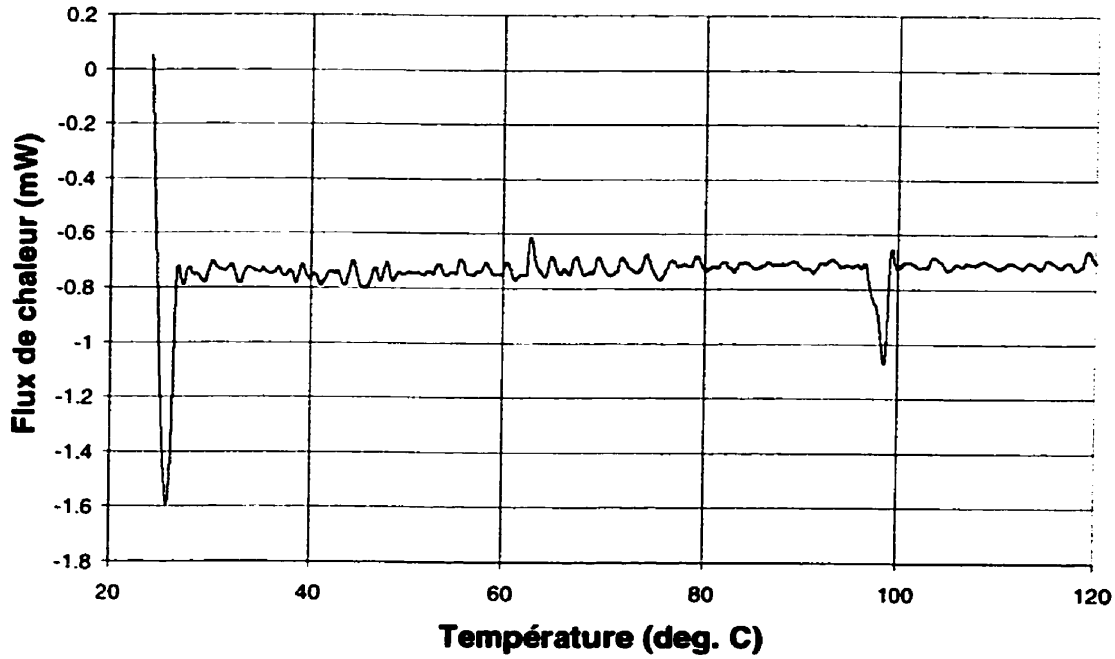


Figure 4-10 : Résultats du test de DSC

4.5. Essais aux ultrasons

Un test aux ultrasons est utilisé pour vérifier les changements de propriétés élastiques du Sonoston autour de 80°C.

4.5.1. Principe du test

Théorie

Dans les solides élastiques, l'énergie peut se propager sous forme d'onde acoustique transversale et longitudinale. Lorsque la surface d'un solide est illuminée par un laser à faible densité de puissance, il se produit un échauffement, une génération d'ondes thermiques et une génération d'ondes élastiques (ultrasons).

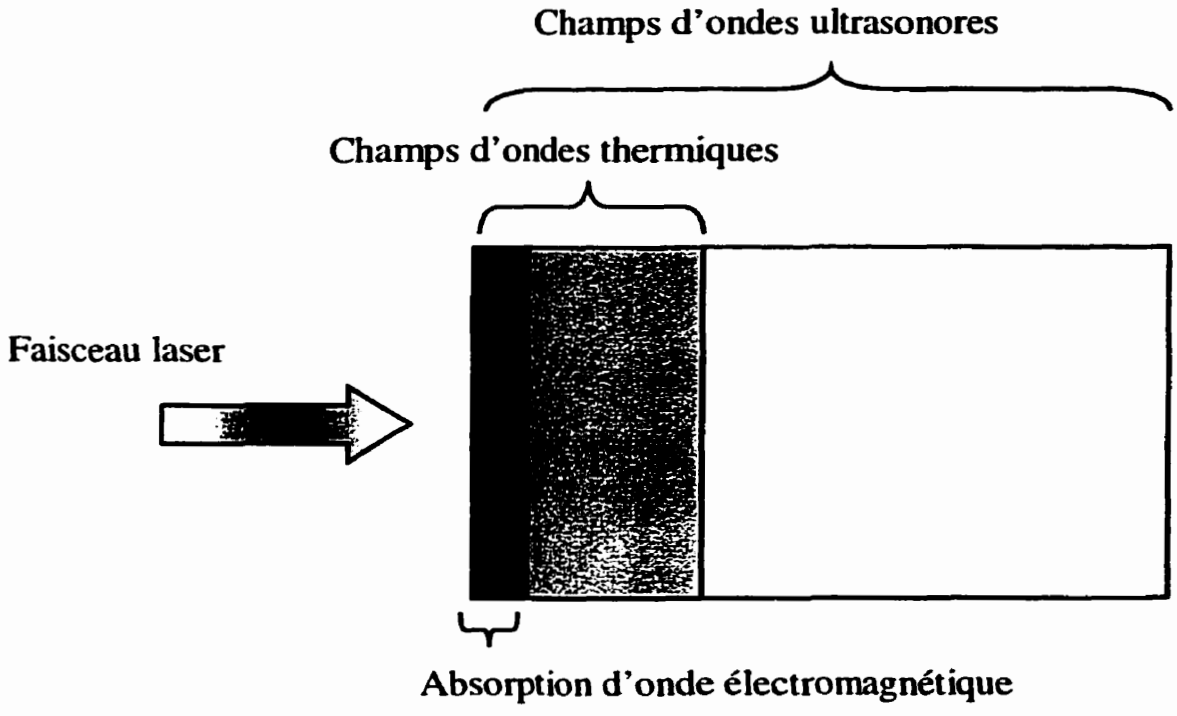


Figure 4-11 : Génération d'ultrasons

La vitesse et l'amplitude des ondes ultrasonores (donc leur temps d'arrivée) dépendent directement des composantes du tenseur d'élasticité. Selon la forme des ondes transversales, il est possible de mettre en évidence les tendances du module d'Young et de l'amortissement en fonction de la température. Plus l'onde transversale est rapide, plus son temps d'arrivée est court, plus le module d'Young est élevé. L'amplitude de l'onde transversale donne des renseignements quant à l'amortissement intrinsèque du matériau.

Montage

Le montage utilisé a été réalisé par Christophe Besson, associé de recherche au département de génie physique. Il est utilisé en régime thermoélastique : il génère des ultrasons en mode non destructif.

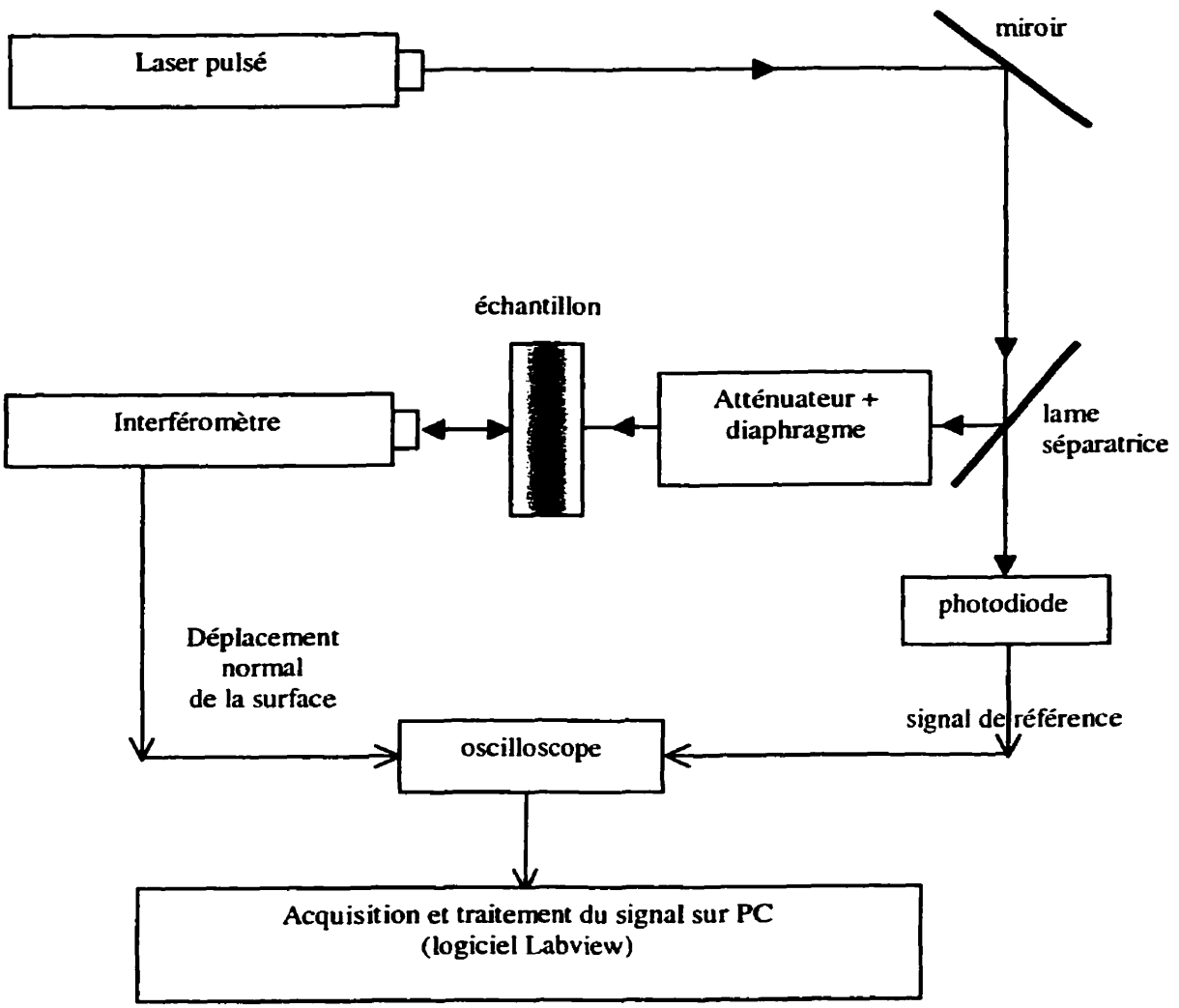


Figure 4-12 : Montage du test aux ultrasons

Le faisceau laser pulsé génère sur l'échantillon le phénomène thermoélastique source d'ultrasons. Une lame séparatrice permet de diriger une partie du faisceau de génération vers une photodiode. Le signal de sortie de celle-ci établit la référence de temps pour le déclenchement de l'oscilloscope. Un interféromètre de type Michelson détecte le déplacement normal de la surface par l'intermédiaire d'un faisceau laser sonde, et l'envoie sur l'oscilloscope. L'acquisition et le traitement des signaux de l'oscilloscope se font par un logiciel maison Labview. Le montage est installé sur une table anti-vibration.

4.5.2. Résultats du test

La figure 4-13 présente les résultats obtenus sur le Z9000 pour différentes températures. Un changement net de la vitesse de l'onde transversale est observé entre 77°C et 95°C. Ceci indique que le module d'Young augmente brusquement entre ces deux températures. Ceci vient confirmer les résultats observés lors des tests à basse et moyenne fréquences. Lors du passage de 77°C et 95°C, l'amplitude de l'onde transversale diminue. Ceci démontre un changement en terme d'amortissement. Pour les températures supérieures à 95°C, l'amplitude de l'onde transversale est constante. Pour les températures inférieures à 77°C, l'amplitude de l'onde transversale dépend de la température de test. Ceci vient également confirmer les résultats des tests dynamiques à basse et moyenne fréquences. En effet, pour des températures supérieures à 80-90°C,

l'amortissement intrinsèque du matériau semble se stabiliser et ceci quelle que soit la fréquence de test.

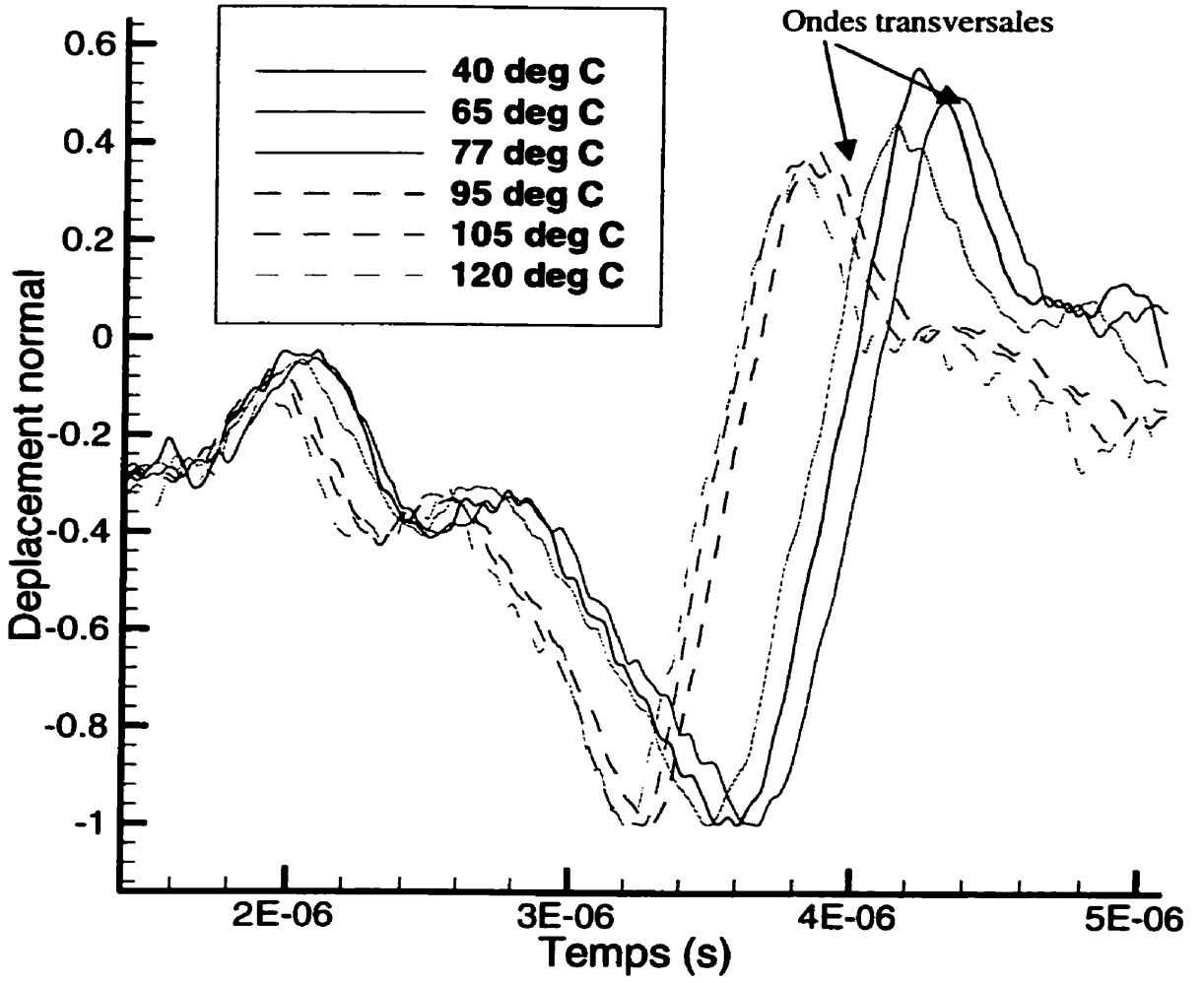


Figure 4-13 : Résultats du test aux ultrasons

4.6. Mécanisme d'amortissement du Sonoston

Les alliages Manganèse Cuivre ayant une majorité de manganèse dans leur composition ont une température de Néel (T_N). Cette température est définie à l'annexe IV. Pour des températures inférieures à T_N, l'alliage est antiferromagnétique et l'amortissement est dû à la fois aux mécanismes d'hystérésis statique et dynamique. Pour des températures supérieures à T_N, le matériau est paramagnétique et l'amortissement est indépendant de l'amplitude de déformation et peu élevé. Selon la composition de l'alliage Manganèse Cuivre, la température de Néel varie de 80°C à 200°C. Pour le Sonoston la température de Néel est entre 80°C et 100°C. L'amortissement du Sonoston, pour des températures inférieures à la température de Néel est dû, entre autres, aux mouvements des frontières de phases jumelles [36].

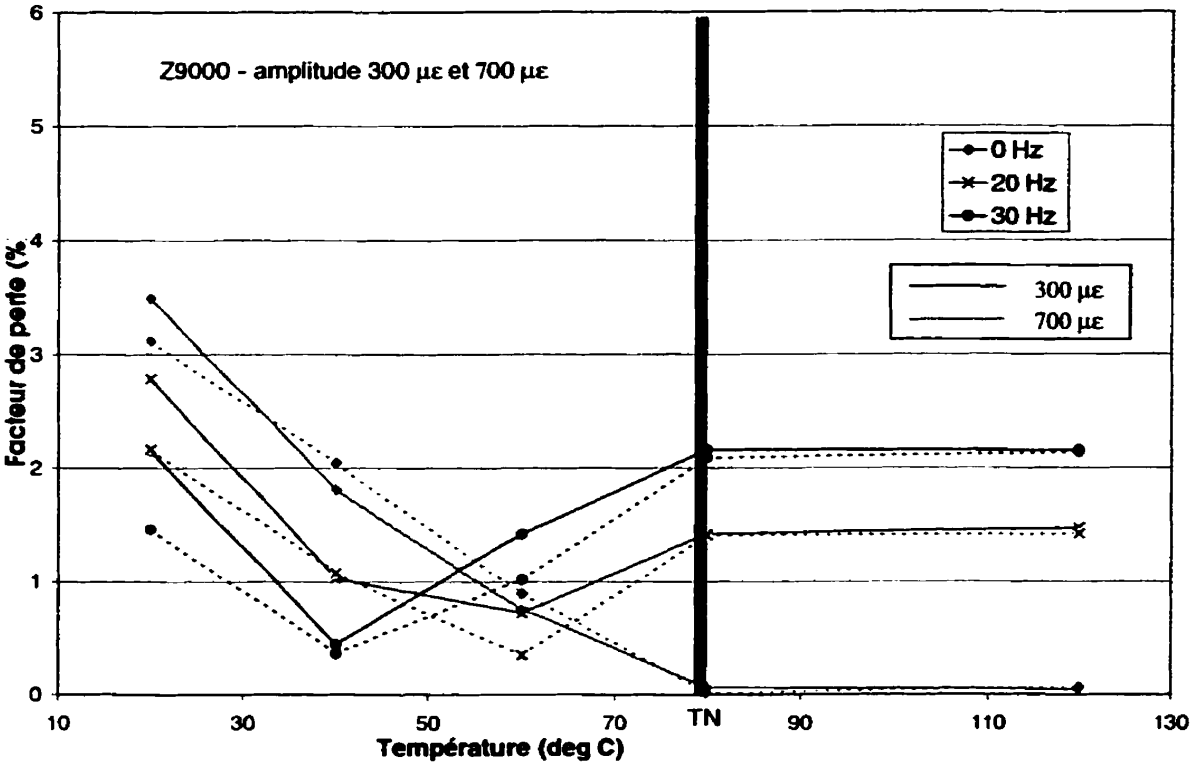


Figure 4-14 : Influence de l'amplitude sur le facteur de perte

Certains métaux et alliages se déforment de façon plastique par la formation de phases jumelles au lieu de glissement. Au niveau cristallographique, ces phases jumelles sont représentées par la réflexion de l'arrangement atomique du cristal par rapport à un plan imaginaire.

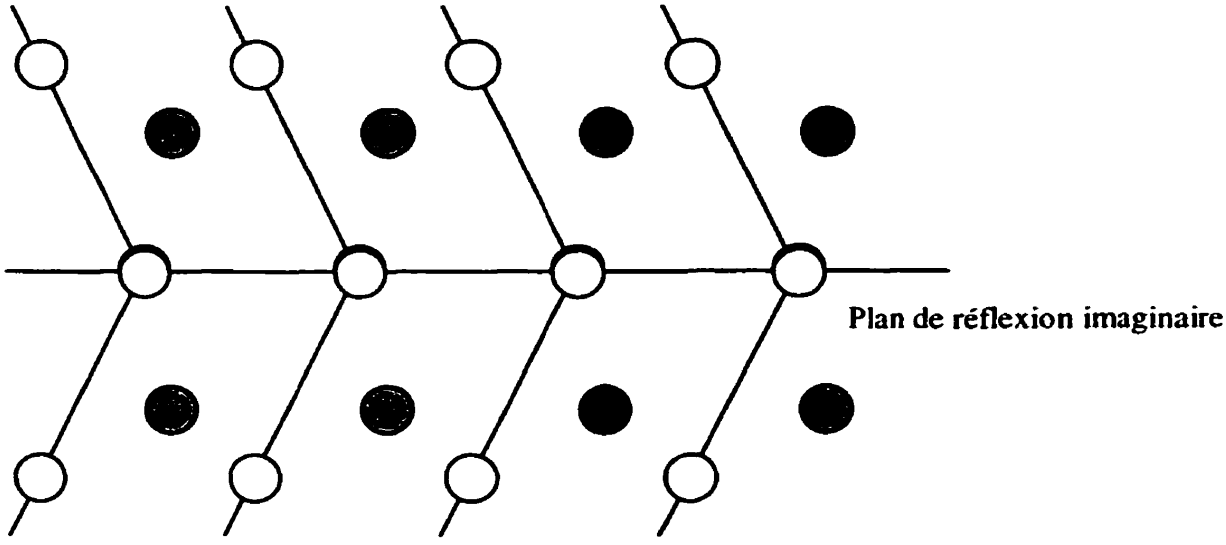


Figure 4-15 : Représentation schématique de phases jumelles [36]

Dans les cristaux cubiques face centrée (CFC) et cubique centré (CC), un grand nombre de systèmes de glissement permet à la déformation de se produire, et les phases jumelles sont rares. Pour les métaux à structure cristalline hexagonale, les systèmes de glissement sont peu nombreux, et la formation de phases jumelles est le mode commun de déformation. Le cisaillement nécessaire pour la formation de phases jumelles est faible pour les cristaux hexagonaux et dépend du rapport c/a.

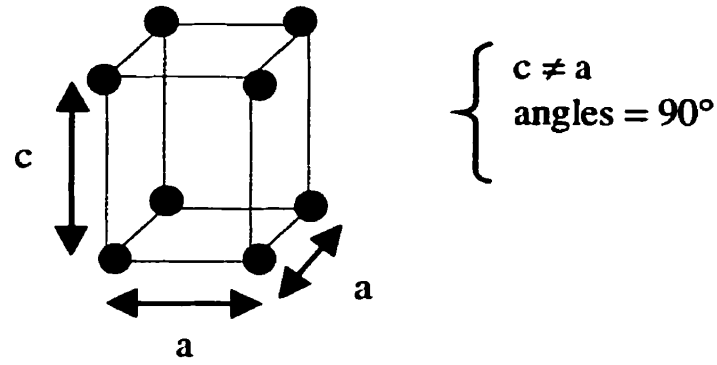


Figure 4-16 : Structure cristallographique hexagonale

Le mouvement cyclique des frontières de phases jumelles peut être amplifié si les dislocations qui causent les phases jumelles sont obstruées. Dans ce cas, la déformation sera en retard par rapport à la contrainte : ceci crée de l'amortissement hystérétique. Normalement, les phases jumelles n'apparaissent que pour des niveaux de contrainte supérieurs à la limite d'élasticité. Si le cisaillement nécessaire est faible et la taille des grains grande, la formation de phases jumelles peut avoir lieu à des contraintes plus faibles.

Les alliages manganèse cuivre n'ont pas de structures cristallines hexagonales, mais ils développent des phases jumelles qui ont le même effet que décrit précédemment. Pour des températures supérieures à la température de Néel, la structure cristalline est cubique. Lors du refroidissement de l'alliage, la structure cristalline se modifie. Le volume reste approximativement constant mais le cristal perd sa forme cubique. Pour accommoder ce changement de forme, il se forme des phases jumelles.

Quand une onde de contrainte passe à travers le Sonoston, elle induit un mouvement des frontières des phases jumelles. Ce mouvement est gêné par des petits précipités et autres défauts. Ceci produit un très haut amortissement.

CONCLUSION

Le but du présent projet est la mesure de l'amortissement intrinsèque des alliages à fort amortissement en fonction de la température. Un montage mis au point dans le cadre d'un doctorat précédant la présente étude est utilisé. Celui-ci mesure le facteur de perte, c'est à dire, le rapport de l'énergie dissipée par radian sur l'énergie de déformation d'un échantillon soumis à un cas de chargement cyclique uniforme. Les échantillons sont des tubes creux et sont excités sinusoïdalement en traction compression par un excitateur électrodynamique pour les fréquences variant de 300Hz à 600Hz et par une machine de traction pour les basses fréquences (0-30Hz). Le montage original utilise un système de fixation de l'éprouvette à base de colle Époxy. Lors du calcul de l'amortissement, la méthode originale tient compte de ce joint élasto-dissipatif. Le présent projet améliore ce système de fixation par la conception d'un assemblage qui encastre l'éprouvette dans le montage. De plus cet encastrement est démontable, et donc utilisable pour toutes les éprouvettes, si celles-ci ont la géométrie requise. L'encastrement doit être parfait pour que la déformation du joint soit négligée. Ceci est vérifié lors des essais avec le ZA-27. Un système de chauffage est ajouté au montage original. Ce système est adaptable aux bancs d'essai à basses et à moyennes fréquences. Il comprend un fil chauffant, trois thermocouples et un contrôleur de température. Le fil chauffant est installé sur l'éprouvette de façon à obtenir une distribution de température uniforme dans l'échantillon. Les trois thermocouples sont répartis aux extrémités et au centre de l'éprouvette. Le contrôleur de température, monté en boucle fermée avec le

thermocouple central gère l'alimentation du fil chauffant, selon la température requise. Ce système permet d'étudier l'influence de la température sur le facteur de perte pour des températures variant de 20°C à 120°C.

Enfin le capteur de déformation est mis au point et installé sur les éprouvettes. Des jauges résistantes à haute température sont utilisées. Ce type de jauges requiert un traitement thermique sous chargement mécanique lors du collage. Les tubes étant creux, la méthode d'installation des jauges est modifiée pour appliquer le chargement sans déformer l'éprouvette et les jauges. Afin de compenser les déformations thermiques, un plein pont de Wheastone est utilisé. Celui-ci a l'avantage d'assurer aussi une compensation en flexion. Seules les déformations dues à la traction et à la compression sont lues par le capteur. Le chargement vu par les jauges est donc uniforme, et c'est une condition nécessaire pour le calcul du facteur de perte.

Trois matériaux sont testés : le ZA-27, un alliage à base de zinc et d'aluminium, le Sonoston, un alliage à base de manganèse et de cuivre et un alliage à base de fer et de chrome.

Le ZA-27 est fourni par la compagnie Canadienne Noranda sous forme de lingot. Les éprouvettes sont moulées par gravité et usinées. Le comportement amortissant du ZA-27 est bien connu et peut être modélisé théoriquement. Les essais sur le ZA-27 permettent la validation du système d'encastrement, de la méthode de mesure de l'amortissement et du banc d'essai dans son ensemble. La littérature fournit un grand nombre de données sur l'amortissement du ZA-27 à basses fréquences et à très hautes fréquences. La présente étude vient compléter les travaux précédents en fournissant le facteur de perte

sur une plage de fréquences variant de 300 Hz à 600 Hz. Les résultats obtenus avec ce matériau démontrent que la méthode utilisée est efficace. Globalement, le facteur de perte du ZA-27 a tendance à augmenter avec la température sur la plage étudiée, tandis que la rigidité dynamique diminue. Le mécanisme d'amortissement du ZA-27 est dû au flux visqueux des grains et à un phénomène thermoélastique si le spécimen est sollicité en flexion. Dans le montage de la présente étude, l'amortissement thermoélastique n'est pas activé. La relation théorique modélisant l'amortissement dû aux mouvements des grains est relativement bien vérifiée avec les résultats expérimentaux. Au niveau application, le ZA-27 a de bonnes propriétés amortissantes et des propriétés mécaniques très similaires à celles de l'aluminium, sur les plages de fréquences et de températures étudiées. Pour pouvoir l'utiliser dans l'industrie, en contrôle de vibration, il faudrait faire une analyse poussée des propriétés en fatigue.

Le Sonoston est fourni par la compagnie britannique Stone Manganese Limited sous la forme de barreaux cylindriques. Les éprouvettes sont directement usinées dans ces barres. Les propriétés amortissantes du Sonoston sont peu étudiées. Le facteur de perte du Sonoston n'a jamais été étudié sur la plage de fréquences de la présente étude. Le mécanisme d'amortissement du Sonoston est complexe et varie selon la température et la fréquence. La présente étude permet de caractériser l'amortissement intrinsèque du Sonoston sur une nouvelle plage de fréquences en fonction de la température. Les résultats montrent que l'amortissement atteint un minimum autour de 80°C. À cette même température, le module d'Young dynamique subit une brusque augmentation. Ces tendances s'observent autant à basses qu'à hautes fréquences. Des essais sont menés à

différentes amplitudes de déformation. Il apparaît que pour des températures supérieures à 80°C, le facteur de perte devient indépendant de l'amplitude de déformation. Le Sonoston a une composition très similaire à celle d'un alliage à mémoire de forme testé lors d'une étude précédente [15]. Afin de déterminer si une transformation de type martensitique est à l'origine des tendances observées, des essais à calorimétrie différentielle à balayage sont effectués sur des échantillons de Sonoston. Aucune transformation n'est détectée sur la plage de température étudiée. Des essais aux ultrasons, à plusieurs températures, permettent d'identifier à nouveaux les mêmes tendances qu'observées lors des essais vibratoires. Ces essais aux ultrasons permettent de conclure qu'il se produit une modification microstructurale dans le Sonoston autour de 80°C. Par recoupement de diverses études, le mécanisme d'amortissement du Sonoston est expliqué. Pour des températures inférieures à la température de Néel, le mécanisme est dû, entre autres, aux mouvements des frontières de phases jumelles [36]. Pour des températures supérieures à la température de Néel, l'amortissement est indépendant de l'amplitude de déformation et peu élevé. L'utilisation du Sonoston pour ses propriétés amortissantes est très intéressante à température ambiante. À température élevée, le Sonoston est peu amortissant, il ne peut donc pas être utilisé pour le contrôle des vibrations dans ces conditions. Enfin, une étude complète des propriétés en fatigue est requise avant d'envisager toute application en contrôle des vibrations.

L'alliage Fer-Chrome est fourni par M. Udovenko de l'Institut de Physique des Métaux (Moscou, Russie) sous forme de barreaux. Deux éprouvettes sont usinées. L'une est traitée thermiquement et trempé à l'air afin de modifier la structure cristalline et de créer

des conditions favorables à un fort amortissement. La deuxième éprouvette est laissée telle quelle après usinage pour fins de comparaison. Lors des essais à moyennes fréquences sur l'éprouvette traitée thermiquement, les boucles d'hystérésis obtenues s'entrecroisent aux extrémités de façon évidente. La première déduction est qu'il y a probablement un jeu dans l'encastrement. En effet, à cause du traitement thermique, le dimensionnement de l'éprouvette n'est pas conservé. Or il n'est pas possible d'effectuer l'usinage après le traitement thermique, car l'échauffement produit lors de la coupe peut, à son tour modifier la structure cristalline du matériau. Des nouveaux collets sont usinés afin d'ajuster l'assemblage à l'éprouvette traitée thermiquement. De nouveaux essais à moyennes fréquences sont effectués, mais sans succès : les boucles hystérésis s'entrecroisent toujours, mais de façon moins évidente. L'alliage Fe-16%Cr a des propriétés mécaniques très proches de celles de l'acier. Pour obtenir une déformation donnée de l'échantillon, il faut appliquer une force trois fois plus élevée sur l'éprouvette de Fe-16%Cr que sur le ZA-27 ou le Sonoston. Ceci implique que le système d'encastrement est soumis à une force trois plus élevée. Il est donc possible que les déformations induites dans l'encastrement ne soient plus négligeables lors d'essais effectués sur des éprouvettes ayant des propriétés mécaniques proches de celles de l'acier. Une autre variable doit être examinée dans ce cas-ci : l'excitateur électrodynamique, son amplificateur et son contrôle. L'amplificateur a des limites et le signal peut être distordu si la force demandée est trop élevée. Les essais sur le Fe-16%Cr mettent donc en évidence une limitation du banc d'essai.

Les solutions permettant de tester des matériaux de type acier peuvent être classées en deux familles. La première voie est de chercher à créer un encastrement parfait quel que soit le type de matériau testé. Par exemple, des mâchoires hydrauliques peuvent être utilisées. Ceci est assez facilement intégrable au banc d'essai à basses fréquences. Il existe déjà des mâchoires de ce type adaptables à la machine de traction. Toutefois, la mise en œuvre de ce système peut s'avérer assez complexe sur un excitateur électrodynamique. L'autre possibilité est de revenir au concept initial du banc d'essai en considérant que le système de fixation de l'éprouvette forme un joint élastique. Dans ce cas, il faut mesurer l'accélération sur la masse et l'accélération sur l'éprouvette. Un modèle à trois degrés de liberté (une éprouvette et deux joints) permet ensuite de déterminer la force de rappel de l'éprouvette en fonction de la déformation axiale.

Au niveau industriel, ce type de mesure est très intéressant car il peut permettre à l'amortissement d'être pris en compte lors de la conception de pièces soumises à des vibrations. Toutefois, cette donnée doit absolument s'accompagner d'une mesure des propriétés en fatigue dans les conditions de fréquence et de température correspondant à la plage d'utilisation de la pièce à concevoir. En effet, la conception d'une pièce soumise à des vibrations passe par l'acceptation du niveau de contraintes vibratoires versus la charge statique reprise par la pièce. L'amortissement est très utile car il permet la diminution du niveau de contraintes vibratoires. Pour déterminer si le niveau de contraintes vibratoires est acceptable, il faut connaître les fréquences et les températures auxquelles la pièce sera soumise et le nombre de cycles requis avant remplacement. Ensuite, il faut déterminer la valeur limite en fatigue associée à ce nombre de cycles

pour les plages de températures et de fréquences d'utilisation. Enfin, il faut que la contrainte vibratoire maximum soit inférieure à cette limite divisée par un certain facteur de sécurité. Les propriétés en fatigue et l'amortissement sont très étroitement liées dans la conception de pièces soumises à des vibrations.

Le but à long terme de ce projet, et de la thèse de doctorat dont il est la source, est de constituer une classification des alliages à fort amortissement selon leurs propriétés mécaniques et amortissantes sur des plages de fréquences et de températures intéressantes pour l'industrie, automobile et aéronautique, entre autres. L'atteinte de cet objectif pourrait être accompagnée par une standardisation de ce type d'essai. Ceci pourrait conduire à l'intégration de ces essais dans les standards de l'ASTM. L'intérêt principal de cette méthode est qu'elle permet la mesure de l'amortissement intrinsèque des métaux. Afin de poursuivre le travail vers une standardisation de la mesure de l'amortissement dans les métaux à fort amortissement, il est nécessaire de mettre au point un banc d'essai utilisable pour tous les types de métaux et permettant de faire des essais sur une plage de fréquences plus grande.

RÉFÉRENCES

[1] ADVANCED MATERIALS AND TECHNOLOGIES. "High Damping Metals with Emphasis to Cu-Zn-Al Alloys", *Advanced Materials and Technologies.*

[2] ANDRONIKOU, A. M., BEKEY, G. A., HADAEGH, F. Y., (December 1983). "Identifiability of Nonlinear Systems with Hysteretic Elements", *Journal of Dynamic Systems Measurement and Control, Vol.105,* pp. 209-213.

[3] ASTM (1993). "Standard Test Method for Measuring Vibration Damping Properties of Materials", *American Society for Testing and Materials E756.*

[4] ASTM (1994). "Standard for Rubber Properties in Forced Vibration". *American Society for Testing and Materials D2231.*

[5] ASTM (1995). "Standard Test Method for Vibration (Vertical Linear Motion) Test of Product", *American Society for Testing and Materials D3580.*

[6] ASTM (1995). "Standard Practice for Determining and Reporting Dynamic Mechanical Properties of Plastic". *American Society for Testing and Materials D4065*

[7] ASTM (1996). "Standard Guide for Dynamic Testing of Vulcanized Rubber and Rubber-Like Materials Using Vibration Methods", *American Society for Testing and Materials D5992.*

[8] AUDENIMO, A. L., ZANETTI, E. M., CALDERALE, P. M. (1998). "Assessment of Internal Damping in Uniaxial Stressed Metals : Exponential and Autoregressive Methods", *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Vol. 120,* pp. 177-184.

[9] BOVSUNOVSKY, A. P. (1996). "Application of the Strain Phase Shift Method for the Determination of Damping in Metals", *Experimental Mechanics, Vol. 36, No. 3,* pp. 243-250.

[10] BOVSUNOVSKY, A. P., KRATO, A. G. (1998). "The Shape of Mechanical Hysteresis Loop for Metals Under Harmonic Loading", *ASTM 1998 Journal of Testing and Evaluation*, pp. 31-37.

[11] CHEN, Y. S., HSU, T. J., CHEN, S.I. (1991). "Vibration Damping Characteritic of Laminated Steel Sheet", *Metallurgical transactions, Vol. 22A,* pp. 653-656.

[12] CHERNYSHEV, V. M. (1970). "Measurement of Energy Dissipation by Means of the Dynamic Hysteresis Loop". *Volgograd Polytechnical Institute, Vol. 6*, pp. 48-53

[13] DE BATIST, R. (1992). "Mechanical Energy Dissipation Related with Martensitic Transformation Processes", *Mechanic and Mechanism of Material Damping*, pp. 44-59.

[14] DEJONGHE, W., DE BATIST, R., DELAEY, L. (1976). "Factors Afecting the Internal Friction Peak due to Thermoelastic Martensitic Transformation", *Scripta Metallurgica, Vol. 10*, pp. 1125-1128.

[15] DE SANTIS, S. (1998). "Comportement dynamique des alliages à mémoire de forme et application aux composites", *Thèse de doctorat.*

[16] DORLOT, J. M., BAILON, J. P., MASOUNAVE, J. (1986). "Des Matériaux", *ISBN 2-553-00176-2.*

[17] DRAKE, M. L., GEOFFREY, J. F., STEVEN, E. O. (1994). *Smart Structures and Materials*, pp. 180-185.

[18] ENTWISLE, K. N., (1960). "Damping Capacity of Metals", *The Physical Examination of Metal, Chapter 10,* Chalmers and Quarell, editors, Edward Arnold Ltd, London.

[19] GRAESSER, E. J., COZZARELI, F. A. (1992). "Shape Memory Alloys as New Materials for Seismic Isolation", *Journal of Engineering Mechanics,* pp. 2590-2609.

[20] GRAESSER, E. J., COZZARELI, F. A. (1992). "Fully Cyclic Hysteresis of Ni-Ti Shape Memory Alloy", *Proceeding of Damping* , pp. ECB-1-ECB28.

[21] GREMAUD, G., BIDAUX, J. E., BENOIT W. (1987). "Étude à Basse Fréquence des Pics de Frottement Intérieur Associés", *Helvetica Physica Acta, Vol. 60,* pp. 947-958.

[22] GOLOVIN, I. S. (1994). "Mechanism of Damping Capacity of High Chromium Steels and α-Fe and its Dependence on some External Factors", *Metallurgical and Materials transactions, Vol. 25A,* pp. 111-124.

[23] 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,* pp. 943-948.

[24] JENSEN, J. W., SCHWANEKE, A. E., WALSH, D. F. (1961). "Fatigue Properties of Manganese Copper Alloys", *U.S. Departement of the Interior Bureau of Mines.*

[25] JIANGHONG, L., JINXIU, Z. (1985). "Internal Friction Study of Interface Dynamics for Stress Induced I/C Transition in Ni-Ti Alloy", *Journal de Physique, Supplémentaire au No. 12, Colloque C10.*

[26] JIANIAN, G., JIWEN, F., ZIXIAO, W. (1985), "Martensitic Transformation in Cu-Zn-Al", *Journal de Physique, Tome 46, Suppl. au No. 12,* pp.C10-C29.

[27] KINRA, V. K., WREN, G. G. (1992). "Axial Damping in Metal Matrix Composite. A New Technique for Measuring Phase Difference to 10^{-4} Radian", *Experimental Mechanics,* pp. 163-178.

[28] KOLOMITSEV, V. I., LIKHACHEV, V. A., LOBODYUK, V. A., SHIMANDSKIY, S. R. (1988). "Influence of Composition and Heat Treatment on Value of Internal Friction in Ti-Ni Alloys", *Phys. Met. Metall., Vol. 65,* pp. 129-135.

[29] KUSTOV, S. B., VAN HUMBEECK, J., HURTADO, I., GOLYANDIN, S. N., DE BATIST, R., (1997). Mechanical Damping in the Martensitic Phase of Cu-Al-Ni

Crystals, *Mechanics and Mechanisms of Material Damping, ASTM STP 1304,A. Wolfenden and V.K.Kinra, Eds, American society for testing and Materials*, pp94-114.

[30] LAZAN, B. J. (1962). "Damping Properties of Materials and Material Composites", *Applied Mechanic Reviews, Vol. 12, No. 2*, pp. 81-87.

[31] LAZAN, B. J. (1964). "Damping Studies in Materials Science and Materials Engineering", *ASTM STP 378*, pp. 1-20.

[32] LIN, H. C., WU, S. K., YEH, M. T. (1993). "Damping Characteristic of Ti-Ni Shape Memory Alloys", *Metallurgical Transaction, Vol. 24A*, pp. 2189-2194.

[33] LU, W., WANG, Y. (1997). "The Mechanical and Damping Properties of High Damping Cast Iron", *Nanjiing University of Aeronautics and Astronautics Journal, Vol. 29,No. 1*, pp. 85-89.

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

[35] MASON W.P., (1963). "Temperature Dependance of Elastic and Anelastic Properties in Solids", *Paper C Columbia University Conference.*

[36] MURPHY, S. (1999). "High Damping Zinc-Aluminium - their Properties and Applications", *International Lead Zinc Research Organization, Inc.*

[37] NASHIF, A. D., JONES, D. I. G., HENDERSON, J. P. (1985). "Vibration Damping", *ISBN 0-471-86772-1*, pp. 65-66.

[38] NEWICK, A. S., (1953). "Internal Friction in Metals", *Progress in Metal Physics, Vol. 4*, Interscience Publishers, Inc., New York, pp. 1-70.

[39] NORANDA (1999). "CDROM Applications and Engineering Properties of Zinc", *Compagnie Noranda.*

[40] OSTIGUY, G. L. (1976). *Effects of Aspect Ratio on Parametric Response of Nonlinear Rectangular Plates*, Ph. D. Dissertation, Syracuse University, Syracuse New-York.

[41] POSTNIKOV, V. S., (1967). "Internal Friction in Metals", *Internal Friction in Metals and Alloys, A Special Research Report*, pp. 1-13.

[42] RAO, S. S. (1995). "Mechanical Vibrations – 3rd Edition", *ISBN 0-201-52686-7*

[43] RITCHIE, I. G. (1973). "Improved Resonnant Bar Technic for the Measurement of Dynamic Elastic Moduli and a Test of the Timoshenko Beam Theory", *Journal of Sound and Vibration, Vol. 31(4)*, pp. 453-468.

[44] RITCHIE, I. G., PAN, Z. L., SPRUGMANN, K. W., SCHMIDT, H. K., SHILLINGLAW, A" J. (1986). "Characteristic of the Intrinsic Damping Capacity of ZA27 Die Casting", *ILZRO Project Number ZM-336, Annual Progress Report Number 1 Reporting Period 1986.*

[45] RITCHIE, I. G., PAN, Z. L., SPRUGMANN, K. W., SCHMIDT, H. K., SHILLINGLAW, A" J. (1987). "Characterisation of the Intrinsic Damping Capacity of ZA-Series of Die Casting Alloys", *ILZRO Project Number ZM-336, Annual Progress Report Number 2 Reporting Period 1987.*

[46] RITCHIE, I. G., PAN, Z. L., SPRUGMANN, K. W., SCHMIDT, H. K., SHILLINGLAW, A" J. (1988). "Characterisation of the Intrinsic Damping Capacity of ZA-Series of Die Casting Alloys", *ILZRO Project Number ZM-336, Annual Progress Report Number 3 Reporting Period 1988.*

[47] RITCHIE, I. G., PAN, Z. L., SPRUGMANN, K. W., SCHMIDT, H. K., SHILLINGLAW, A" J. (1989). "Characterisation of the Intrinsic Damping Capacity of

ZA-Series of Die Casting Alloys", *ILZRO Project Number ZM-336, Annual Progress Report Number 5 Reporting Period 1989.*

[48] RITCHIE, I. G., PAN, Z. L., SPRUGMANN, K. W. (1989). "Comparison of the Vibration Characteristics of an Alternator Bracket Die Cast from ZA27 with the Original Aluminium Bracket", *ILZRO Project Number ZM-336, Annual Progress Report Number 23 Reporting Period 1989.*

[49] RITCHIE, I. G., PAN, Z. L., GOODWIN, F. E. (1991). "Characterization of the Damping Properties of Die Cast Zinc-Aluminum Alloys", *Metallurgical transactions, Vol. 22A,* pp. 607-614.

[50] RITCHIE, I. G., PAN, Z. L. (1991). "High Damping Metals and Alloys", *Metallurgical transactions, Vol. 22A* , pp. 607-614.

[51] RITCHIE, I. G., PAN, Z. L. (1992). "Characterization of the Damping Properties of High Damping Alloys", *Mechanic and Mechanism of Material Damping,* pp. 142-157.

[52] SCOTT, R. C., WEISSHAAR, T. A. (1991). "Controlling Panel Flutter Using Adaptive Materials", *AIAA Journal, Vol. 30, No. 1,* pp. 218-229.

[53] SHI, G., ATLURI, S. N. (1991). "Nonlinear Dynamic Response of Frame-Type Structure With Hysteretic Damping at Joint", *AIAA Journal, Vol. 30, No. 1,* pp. 234-240.

[54] SHIN, Y. S., KIM, K. S., DEW, D. D. (1986). "Strain Dependant Damping Characteritic of High Damping Manganese Coper Alloy", *Simposium,* pp. 229-237.

[55] SUES, R. H., MAU, S. T., WEN, Y. K. (1988). "System Identification of Degrading Hysteretic Restoring Forces", *Journal of Engineering Mechanics, Vol. 114, No. 5,* pp. 833-847.

[56] SPRINIVASAN, 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,* pp. 623-627.

[57] STOIBER J., BIDAUX, J. E., GOTTAHARDT, R. (1991). "Internal Friction Study of Stress-Induced Martensitic Transformation in Cu-Zn-Al Shape Memory Alloys", *Journal de Physique,* Colloque C4.

[58] STOIBER J., BIDAUX, J. E., GOTTAHARDT, R. (1992). "On the Instability of the High Damping Peak During the Forward and Reverse Martensitic Transformation in Shape Memory Alloys", *Mechanics and mechanisms of material damping, ASTM STP*

1169, Wolfenden and V.K.Kinra, Eds, American Society for Testing and Materials, pp. 174-190.

[59] STONE MANGANESE MARINE LIMITED (1977). "Sonoston High Damping Alloy", *Technical Brief No.15*.

[60] TING, J. M., CRAWLEY, E. F. (1992). "Characterization of Damping of Materials and Structure from Nanostrain Levels to One Thousand Microstrains", *A.I.A.A., Vol. 30, No. 7*, pp. 1856-1863.

[61] TROCHU, F., BRAILOVSKI, V., VACHON, N., TERRIAULT, P. (1997). "Les Alliages à Mémoire de Forme et leurs Applications", *Ecole Polytechnique de Montréal, EPM/RT-97/22, Canada.*

[62] TROSCHENKO, V. T., BALYDERDIN, V. S., KOKOVIN, A. G. (1971). "Method of Studying the Dissipation of Energy in Materials Under Stationary Cyclic Fatigue Loading", *Strength of materials, Vol. 5*, pp. 18-20.

[63] UDOVENKO, V. A. (1989). "High Damping Alloys of the New Generation", *Nukleonika, Vol.39, No.3*, pp. 124-141.

[64] UDOVENKO, V. A., CHUDAKOV, I. B., POLYAKOVA, N. A. (1997). "Mechanism for the High Damping State in Alloys of the Fe-Al System", *Mechanics and Mechanisms of Material Damping, ASTM STP 1304,A. Wolfenden and V.K.Kinra, Eds, American Society forTesting and Materials*, pp204-213.

[65] VAN HUMBEECK, J., JOANNES, S., DELAEY, L., GOTTHARST, R. (1995). "The High Damping Capacity of Shape Memory Alloys", *Metalkd 86, Vol. 3*, pp.176-182.

[66] WITTING, P. R., COZZARELLI, F. A. (1993). "Design and Seismic Testing of Shape Memory Structural Dampers", *Proceeding of Damping*, pp. ECC1-ECC18.

[67] WOLFENDEN, A., COOK, L. S., WOLLA, J. M. (1992). "Phase Change and Damping in Crystalline Materials", *Mechanic and Mechanism of Material Damping*, pp. 124-141.

[68] XIAO, T., JOHARI, G. P., MAI, C. (1993). "Time Dependence of Internal Friction and Shape Change in Cu-Zn-Al Shape Memory Alloys", *Metallurgical Transactions, Vol. 24A*, pp. 2743-2749.

[69] XIAO, T., JOHARI, G. P. (1994). "Mechanism of Internal Friction in a Cu-Zn-Al Shape Memory Alloy".

[70] YOUNG-KOOK, L., JOONG-HWAN, J., CHONG-SOOL, C. (1996). "Effect of ε-Martensite Content on the Damping Capacity of Fe-17%Mn Alloy", *Scripta Metallurgica, Vol. 35, No. 7,* pp. 825-830.

[71] ZENER, C. (1948), "Elasticity and Anelasticity of Metals", *University of Chicago, Press Chicago, I 11.*

[72] ZHANG, J., PERZ, R. J., LAVERNIA, E. J. (1993). "Documentation of Damping Capacity of Metallic Ceramics and Metal Matrix Composite Materials", *Journal of Material Sciences, Vol. 28,* pp. 2395-2404.

ANNEXE I

MONTAGES

I.1. Photographies du système d'encastrement et des éprouvettes

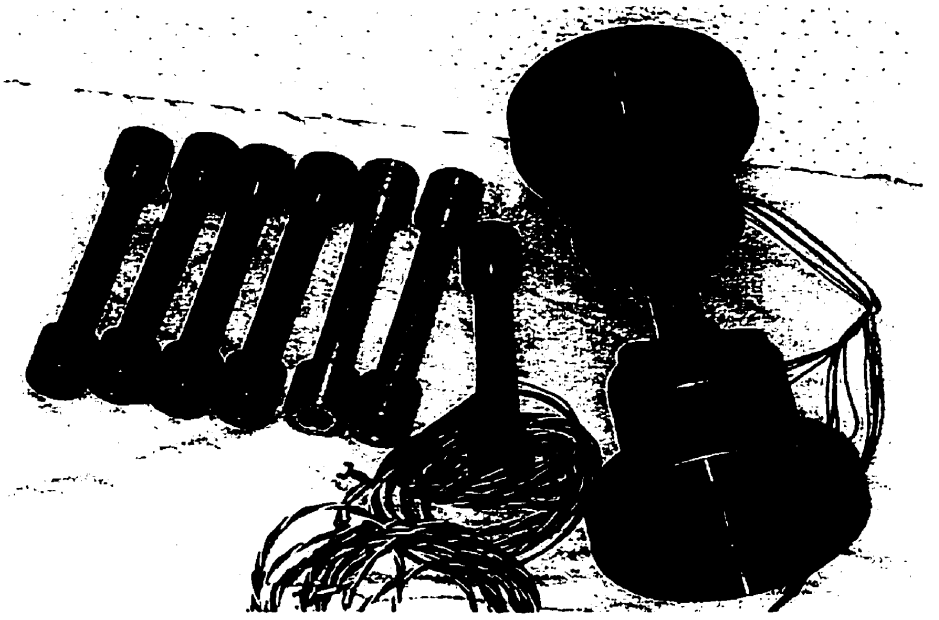


Figure I-1 : Système d'encastrement et éprouvettes

Cette photographie représente le système d'encastrement et les éprouvettes. Deux éprouvettes dont celle montée dans le système d'encastrement sont instrumentées avec le capteur de jauges en plein pont. Les quatre premières éprouvettes sont des éprouvettes de Sonoston, les trois suivantes sont des éprouvettes de ZA-27.

I.2. Photographie du montage à moyennes fréquences

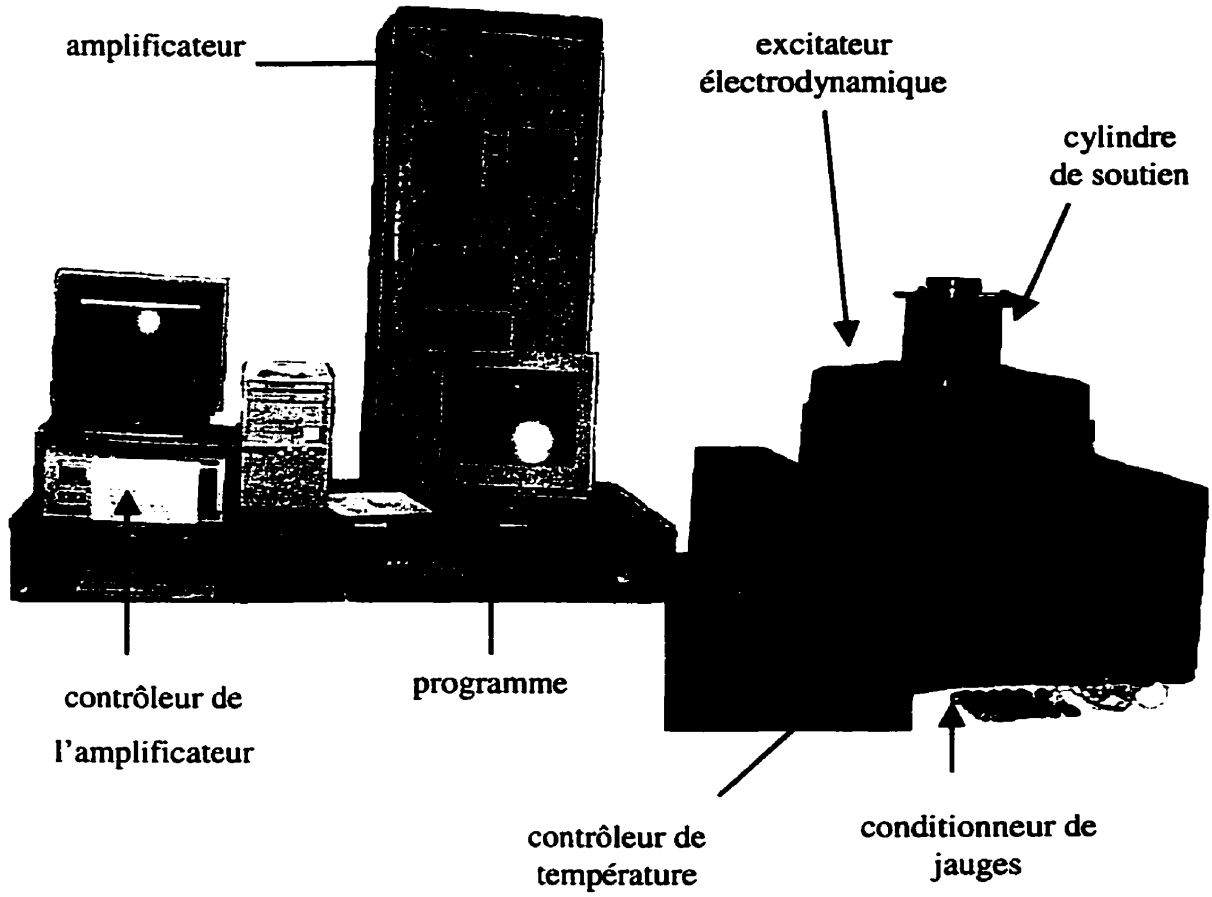


Figure I-2 : Montage à moyennes fréquences

Cette photographie représente le montage tel qu'utilisé au début du projet. Par la suite le contrôleur de l'amplificateur a été remplacé par un générateur de signaux. Le cylindre de soutien est utilisé pour fixer les sustentateurs horizontaux qui permettent d'éviter que l'échantillon fléchisse. Le système d'encastrement est installé à l'intérieur du cylindre de soutien avec le système de chauffage.

I.3. Photographies du montage à basses fréquences

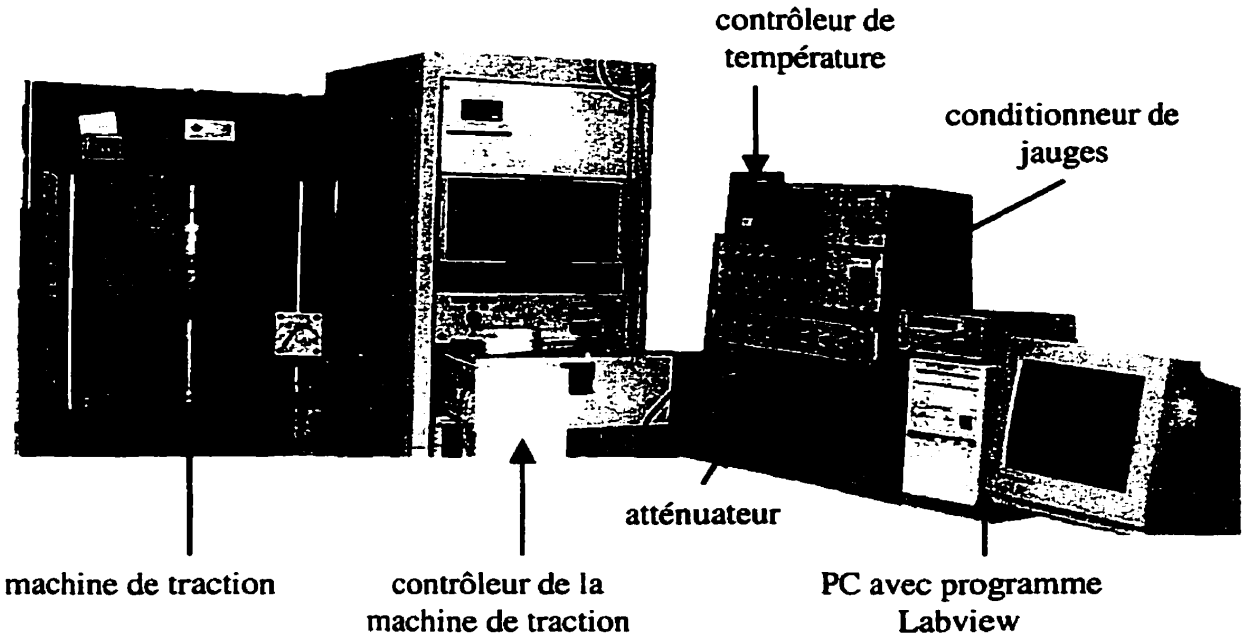


Figure I-3 : Montage à basses fréquences - vue d'ensemble

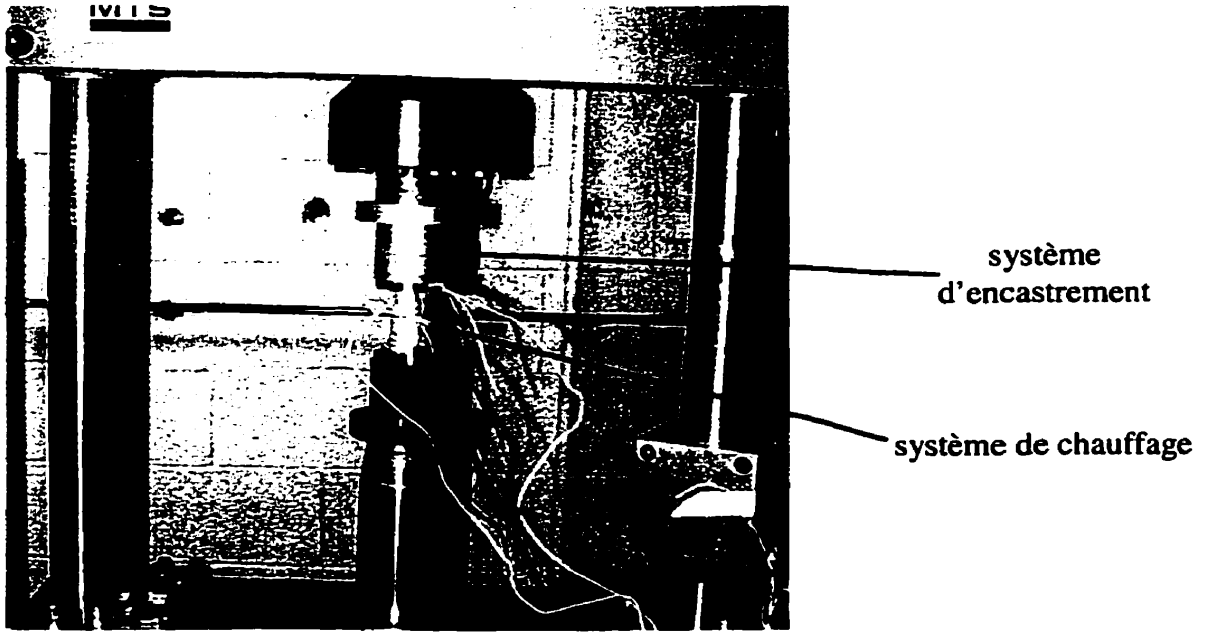


Figure I-4 : Montage à basses fréquences - vue rapprochée

I.4. Dessin de définition Autocad du système d'encastrement

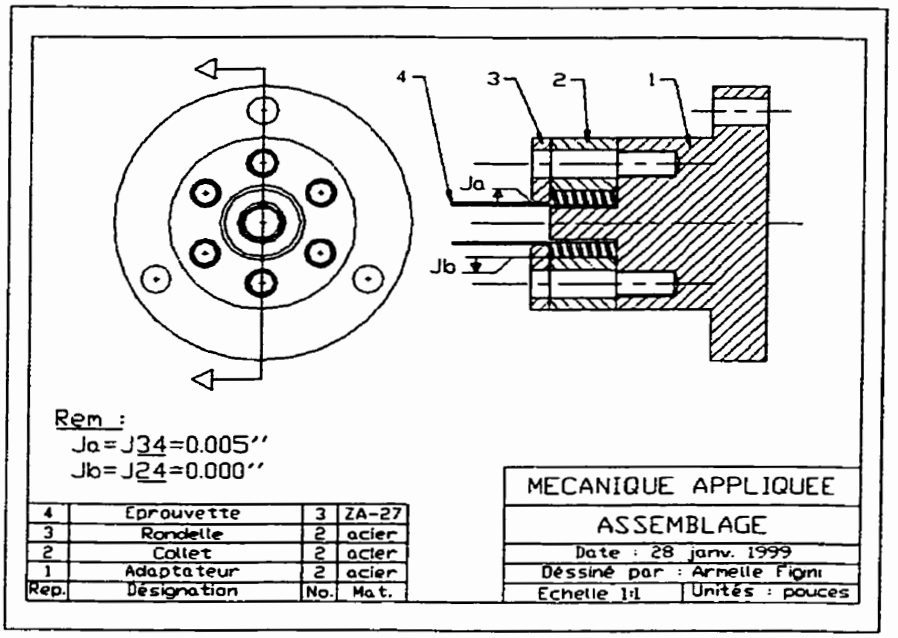


Figure I-5 : Dessin de définition de l'assemblage

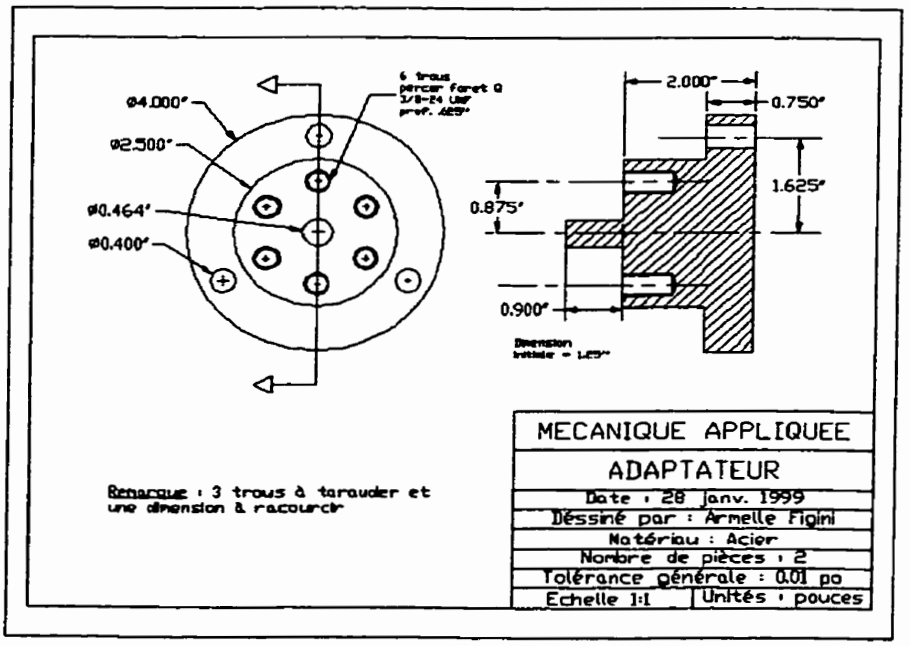


Figure I-6 : Dessin de définition de l'adaptateur

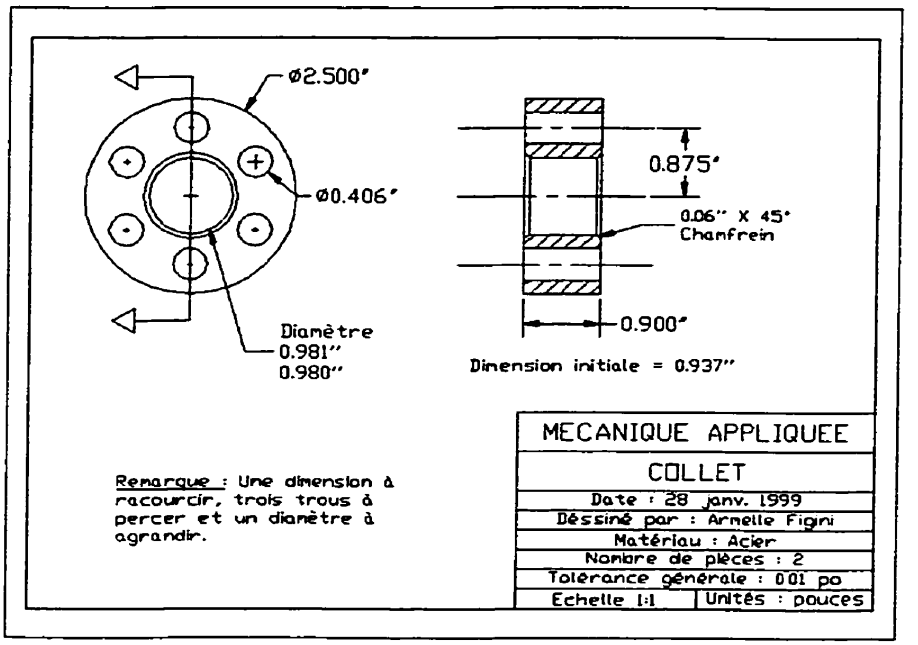


Figure I-7 : Dessin de définition du collet

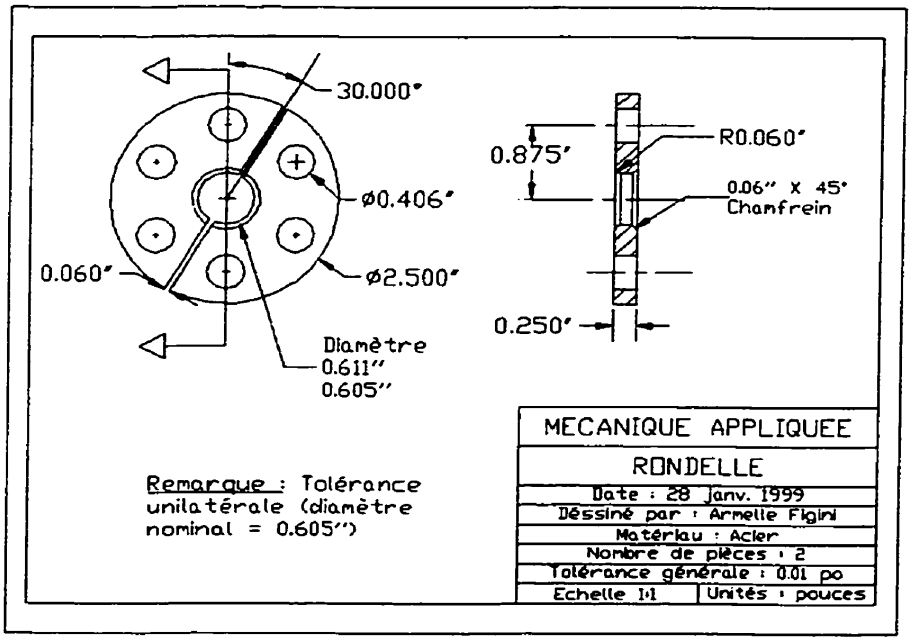


Figure I-8 : Dessin de définition de la rondelle

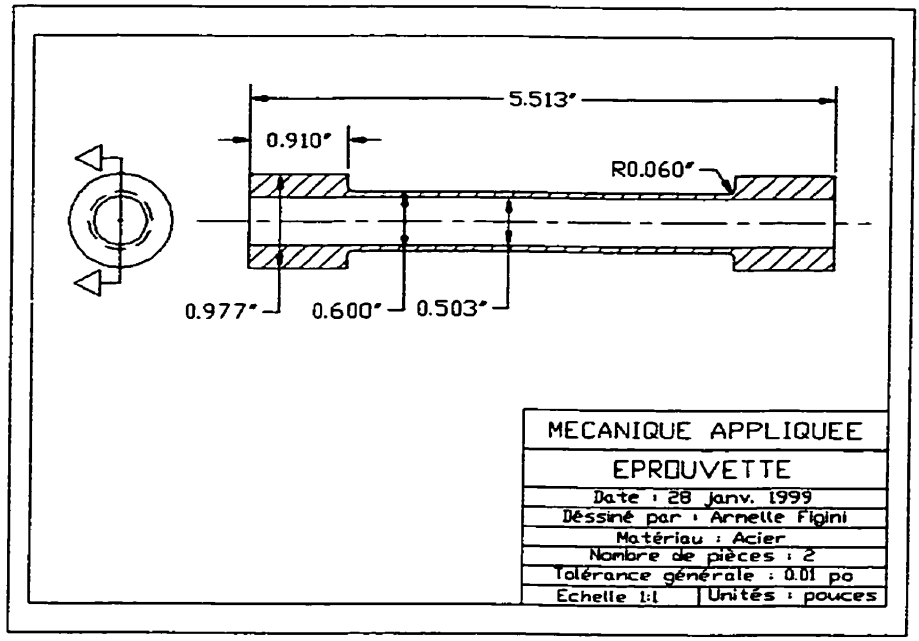


Figure I-9 : Dessin de définition de l'éprouvette

ANNEXE II

TRAITEMENT DES DONNÉES

II.1. Procédure de caractérisation

Il est montré dans la référence [15] que le banc d'essai peut être modélisé par un système à trois degrés de liberté (voir figure II-1) :

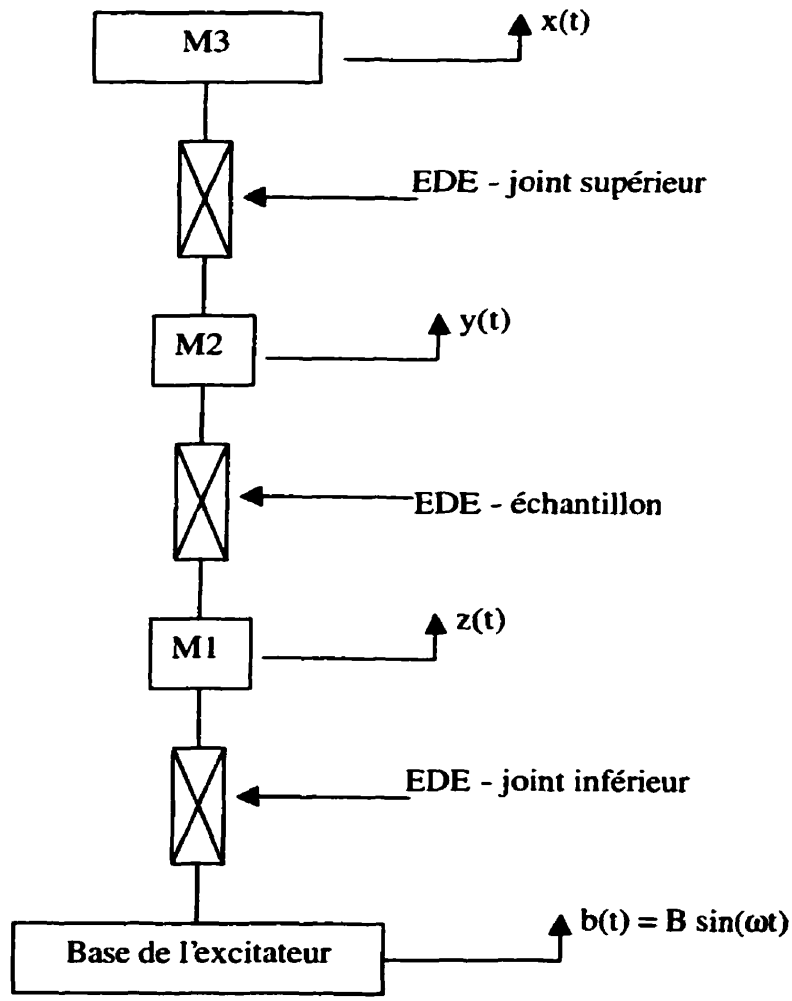


Figure II-1 : Modélisation du banc d'essai de la référence [15]

Les joints supérieurs et inférieurs qui sont à base de colle époxy sont modélisé par des éléments élasto-dissipatifs (EDE). La masse M1 est égale à la masse de l'échantillon divisée par 2. La masse M2 est égale à la masse de l'échantillon divisée par deux plus la masse de la rondelle. La masse M3 représente la masse ajoutée et la masse de l'adaptateur supérieur.

Dans le présent projet, la modification du système de fixation permet de simplifier le modèle à un seul degré de liberté, car les joint supérieurs et inférieurs à base de colle époxy sont remplacés par un système d'encastrement. La figure II-2 présente la modélisation utilisée pour le présent projet.

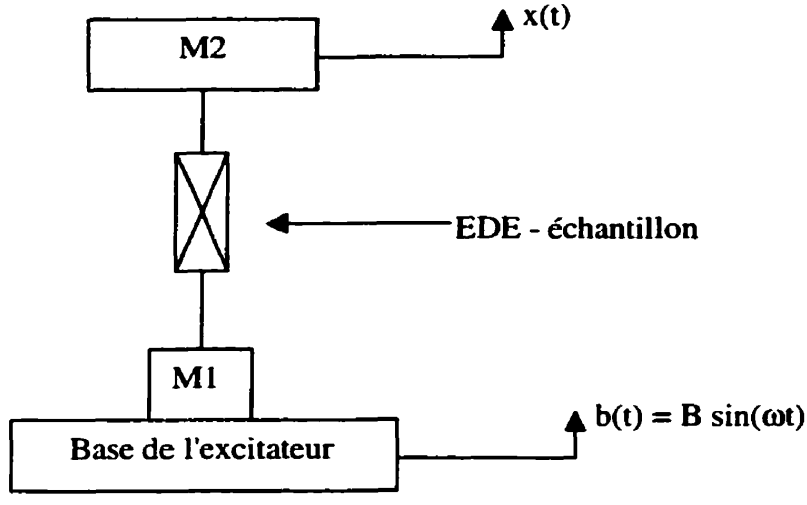


Figure II-2 : Modélisation du banc d'essai

La masse M2 est égale à la masse de l'échantillon divisée par deux plus les masses de toutes les pièces composant l'encastrement supérieur plus la masse ajoutée qui varie de 2 Kg à 8 Kg. L'équation de Newton s'écrit, dans ce cas, de la façon suivante :

$$M2 \cdot \ddot{x}(t) = Q(\varepsilon_0, \varepsilon, \dot{\varepsilon}, \omega, T, t) \qquad \text{(II,1)}$$

avec Q = force de rappel de l'échantillon en fonction de l'amplitude de déformation ε_0, de la déformation ε, du taux de déformation $d\varepsilon/dt$, de la fréquence d'excitation ω, de la température T et du temps t.

La force de rappel divisée par la section de l'échantillon et tracée en fonction de la déformation lue par les jauges donne la relation contrainte déformation recherchée. Ces calculs sont effectués par le programme LABVIEW d'acquisition des données. Par la suite, les points de la courbe d'hystérésis sont exportés en format ASCII pour obtenir le facteur de perte à l'aide de la série de programmes MATLAB présentés dans les sections suivantes.

II.2. Programme principal (MATLAB) : « main.m »

```
format long;
clear all
close all
%----------Donnees pour le calcul de l'amortissement----------
%----------Temperature (deg C) = XXXXX
%----------Frequence (Hz)      = XXXXX
%----------Echantillon   ZA-27-1      = 1
%----------                ZA-27-2      = 2
%----------                ZA-27-3      = 3
```

```
%----------          Z9000 = 4
%----------          Z9240 = 5
%----------          Z9225 = 6
%----------          Z8861 = 7
%----------          Z9207 = 8
%----------Statique ou dynamique
%----------statique=0 => dynamique, statique=1 => statique
echantillon=2;
titre='ZA 27-2 amplitude 300 microdeformations';
statique=1;
frequence=0;
nbF=1;
load C:\data\E420\stat.txt -ascii
result=stat;
nbT=1;
amo
load C:\data\E440\stat.txt -ascii
result=stat;
nbT=2;
amo
load C:\data\E460\stat.txt -ascii
result=stat;
```

```
nbT=3;
amo
load C:\data\E480\stat.txt -ascii
result=stat;
nbT=4;
amo
load C:\data\E4120\stat.txt -ascii
result=stat;
nbT=5;
amo
statique=0;
frequence=5;
nbF=2;
load C:\data\E420\f_5.txt -ascii
result=f_5;
nbT=1;
amo
load C:\data\E440\f_5.txt -ascii
result=f_5;
nbT=2;
amo
load C:\data\E460\f_5.txt -ascii
```

```
result=f_5;
nbT=3;
amo
load C:\data\E480\f_5.txt -ascii
result=f_5;
nbT=4;
amo
load C:\data\E4120\f_5.txt -ascii
result=f_5;
nbT=5;
amo
statique=0;
frequence=10;
nbF=3;
load C:\data\E420\f_10.txt -ascii
result=f_10;
nbT=1;
amo
load C:\data\E440\f_10.txt -ascii
result=f_10;
nbT=2;
amo
```

```
load C:\data\E460\f_10.txt -ascii
result=f_10;
nbT=3;
amo
load C:\data\E480\f_10.txt -ascii
result=f_10;
nbT=4;
amo
load C:\data\E4120\f_10.txt -ascii
result=f_10;
nbT=5;
amo
statique=0;
frequence=20;
nbF=4;
load C:\data\E420\f_20.txt -ascii
result=f_20;
nbT=1;
amo
load C:\data\E440\f_20.txt -ascii
result=f_20;
nbT=2;
```

```
amo
load C:\data\E460\f_20.txt -ascii
result=f_20;
nbT=3;
amo
load C:\data\E480\f_20.txt -ascii
result=f_20;
nbT=4;
amo
load C:\data\E4120\f_20.txt -ascii
result=f_20;
nbT=5;
amo
statique=0;
frequence=30;
nbF=5;
load C:\data\E420\f_30.txt -ascii
result=f_30;
nbT=1;
amo
load C:\data\E440\f_30.txt -ascii
result=f_30;
```

```
nbT=2;
amo
load C:\data\E460\f_30.txt -ascii
result=f_30;
nbT=3;
amo
load C:\data\E480\f_30.txt -ascii
result=f_30;
nbT=4;
amo
load C:\data\E4120\f_30.txt -ascii
result=f_30;
nbT=5;
amo
```

II.3. Procédure de calcul de l'amortissement (MATLAB) : « amo.m »

```
%-----------------------Parametres geometriques----------------------
%---------------longueur en mm
%---------------aire en mm 2
if echantillon==1
        longueur=93.4;
```

```
        aire=pi/4*(15.2^2-12.7^2);
 end
 if echantillon==2
        longueur=93.6;
        aire=pi/4*(15.15^2-12.65^2);
 end
 if echantillon==3
        longueur=93;
        aire=pi/4*(15.2^2-12.65^2);
 end
 if echantillon==4
        longueur=93.5;
        aire=pi/4*(15.2^2-12.65^2);
 end
 if echantillon==5
        longueur=93.4;
        aire=pi/4*(15.2^2-12.65^2);
end
if echantillon==6
        longueur=93.9;
        aire=pi/4*(15.15^2-12.6^2);
end
```

```
if echantillon==7
        longueur=93.35;
        aire=pi/4*(15.2^2-12.65^2);
end
if echantillon==8
        longueur=93.35;
        aire=pi/4*(15.15^2-12.6^2);
end
%-----------------------Initialisation-----------------------------------
clear depl force depl_22 force_22
clear depl_1 depl_2 force_1 force_2
clear A_1 A_2
%-----------------------Preparation des vecteurs force et depl----------
if statique==1
        taille=101;
else
        taille=fix(4000/frequence);
end
depl=longueur*1e-3*result(1:taille,3)*1e-6;
force=result(1:taille,1);
[max_cont,ind_max]=max(force);
[min_cont,ind_min]=min(force);
```

```
if ind_max<ind_min
        for i=1:(taille-ind_min+1)
                force_1(i)=force(ind_min+i-1);
                depl_1(i)=depl(ind_min+i-1);
        end
        for i=(taille-ind_min+2):(taille-ind_min+1+ind_max)
                force_1(i)=force(i-taille+ind_min-1);
                depl_1(i)=depl(i-taille+ind_min-1);
        end
        force_2=force(ind_max:ind_min);
        depl_2=depl(ind_max:ind_min);
else
        force_1=force(ind_min:ind_max);
        depl_1=depl(ind_min:ind_max);
        for i=1:(taille-ind_max+1)
                force_2(i)=force(ind_max+i-1);
                depl_2(i)=depl(ind_max+i-1);
        end
        for i=(taille-ind_max+2):(taille-ind_max+1+ind_min)
                force_2(i)=force(i-taille+ind_max-1);
                depl_2(i)=depl(i-taille+ind_max-1);
        end
```

```
end
for i=1:length(depl_2)
        depl_22(i)=depl_2(length(depl_2)-i+1);
        force_22(i)=force_2(length(force_2)-i+1);
end
% Aire de la courbe 1
A_1=trapz(depl_1,force_1);
% Aire de la courbe 2
A_2=trapz(depl_22,force_22);
aire_loop=abs(A_1-A_2);
rigidite=(max(force_1)-min(force_1))/(max(depl_1)-min(depl_1));
young=rigidite*(longueur*1e-3)/(aire*1e-6);
ener_def=0.5*rigidite*(( max(depl_1)-min(depl_1) )/2)^2;
amortissement=aire_loop/ener_def*100; % pourcentage
ampl=(max(depl_1)-min(depl_1))/2/(longueur*1e-3)*1e6;  % amplitude de déformation
en microdef
amovstemp(nbT,nbF)=amortissement/(2*pi);  %facteur de perte
youngvstemp(nbT,nbF)=young/1e9;   %en GPa
amplitude(nbT,nbF)=ampl;
clear result
```

II.4. Procédure d'affichage des courbes d'hystérésis (MATLAB) : « graph.m »

```
close all
temperature=[20 40 60 80 120];
freq=[0 5 10 20 30];
%----------------Graphiques----------------------------
%---------------Amortissement et Young vs temperature---------
figure(1)
plot(temperature,amovstemp(:,1),temperature,amovstemp(:,2),temperature,amovstemp(:,
3),temperature,amovstemp(:,4),temperature,amovstemp(:,5));
xlabel('Temperature deg C')
ylabel('100 SDC')
legend('0.01 Hz','5 Hz','10 Hz','20 Hz','30 Hz')
title(titre)
figure(2)
plot(temperature,youngvstemp(:,1),temperature,youngvstemp(:,2),temperature,youngvst
emp(:,3),temperature,youngvstemp(:,4),temperature,youngvstemp(:,5));
xlabel('Temperature deg C')
ylabel('Module d''Young GPa')
legend('0.01 Hz','5 Hz','10 Hz','20 Hz','30 Hz')
title(titre)
%---------------Amortissement et Young vs frequence----------
figure(3)
```

```
plot(freq,amovstemp(1,:),freq,amovstemp(2,:),freq,amovstemp(3,:),freq,amovstemp(4,:),
freq,amovstemp(5,:));
xlabel('Frequence Hz')
ylabel('100 SDC')
legend('20 deg C','40 deg C','60 deg C','80 deg C','120 deg C')
title(titre)
figure(4)
plot(freq,youngvstemp(1,:),freq,youngvstemp(2,:),freq,youngvstemp(3,:),freq,youngvste
mp(4,:),freq,youngvstemp(5,:))
xlabel('Frequence Hz')
ylabel('Module d''Young GPa')
legend('20 deg C','40 deg C','60 deg C','80 deg C','120 deg C')
title(titre)
%----------Amplitude vs temperature----------
figure(5)
plot(temperature,amplitude(:,1),temperature,amplitude(:,2),temperature,amplitude(:,3),te
mperature,amplitude(:,4),temperature,amplitude(:,5))
legend('0.01 Hz','5 Hz','10 Hz','20 Hz','30 Hz')
xlabel('Temperature deg C')
ylabel('Amplitude microdef')
title(titre)
%----------Amplitude vs frequence----------
```

```
figure(6)
plot(freq,amplitude(1,:),freq,amplitude(2,:),freq,amplitude(3,:),freq,amplitude(4,:),freq,a
mplitude(5,:))
legend('20 deg C','40 deg C','60 deg C','80 deg C','120 deg C')
xlabel('Frequence Hz')
ylabel('Amplitude microdef')
title(titre)
```

II.5. Procédure de sortie des résultats (MATLAB) : « sauve.m »

```
%-------------Sauve dans un fichier texte les tableaux contenant
%-------------l'amortissement, le module d'Young et l'amplitude
%-------------tableau (i,j) avec (ligne) i=1..4 pour la temperature (20 40 80 120)
%-------------tableau (i,j) avec (colonne) j=1..5 pour la frequence (0 5 10 20 30)
%-------------Resultats stockes dans le fichier portant le nom de l'exhantillon et
%-------------a ou b pour preciser l'amplitude de chargement
save SDC.txt amovstemp -ascii -double -tabs
save young.txt youngvstemp -ascii -double -tabs
save ampl.txt amplitude -ascii -double -tabs
```

ANNEXE III

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

III.1. Résultats pour le Sonoston Z9000 à 700 microdéformations

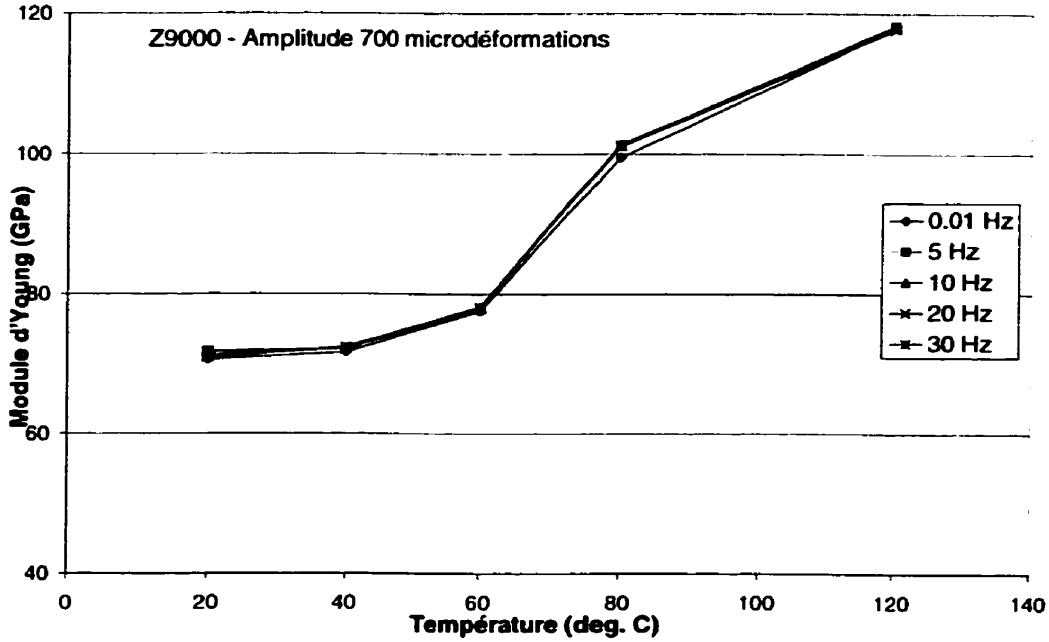


Figure III-1 : Z9000 - Module d'Young en fonction de la température

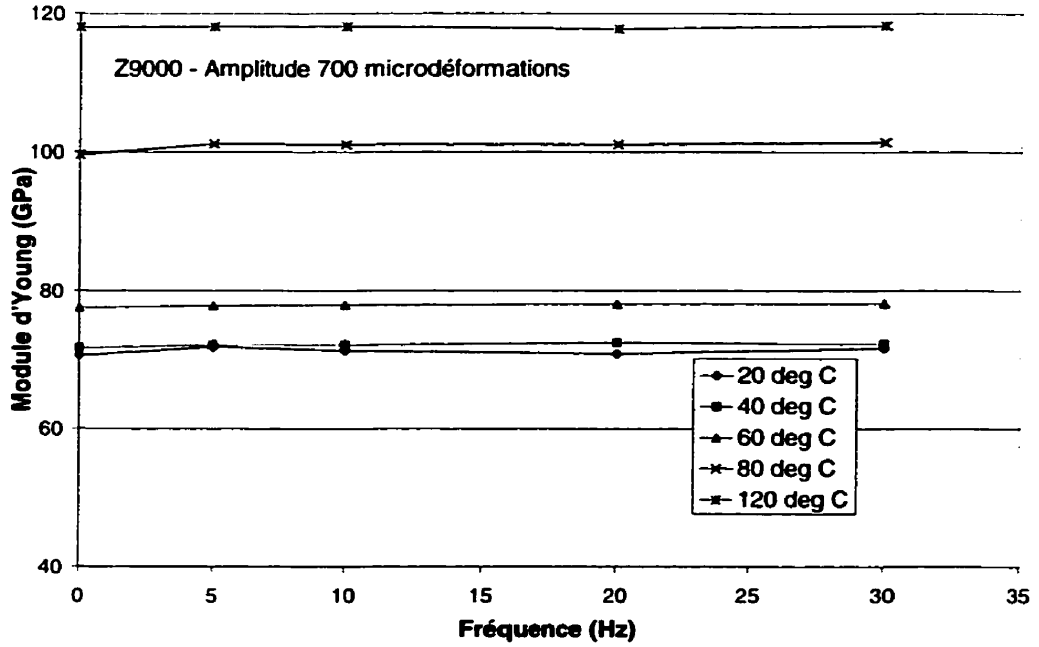


Figure III-2 : Z9000 - Module d'Young en fonction de la fréquence

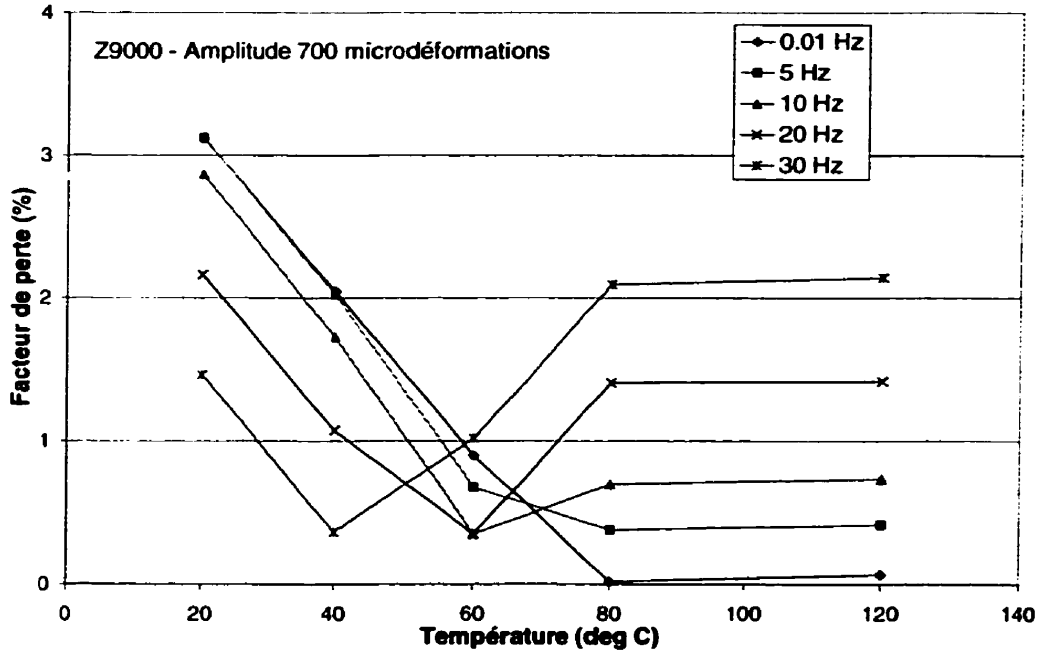


Figure III-3 : Z9000 - Facteur de perte en fonction de la température

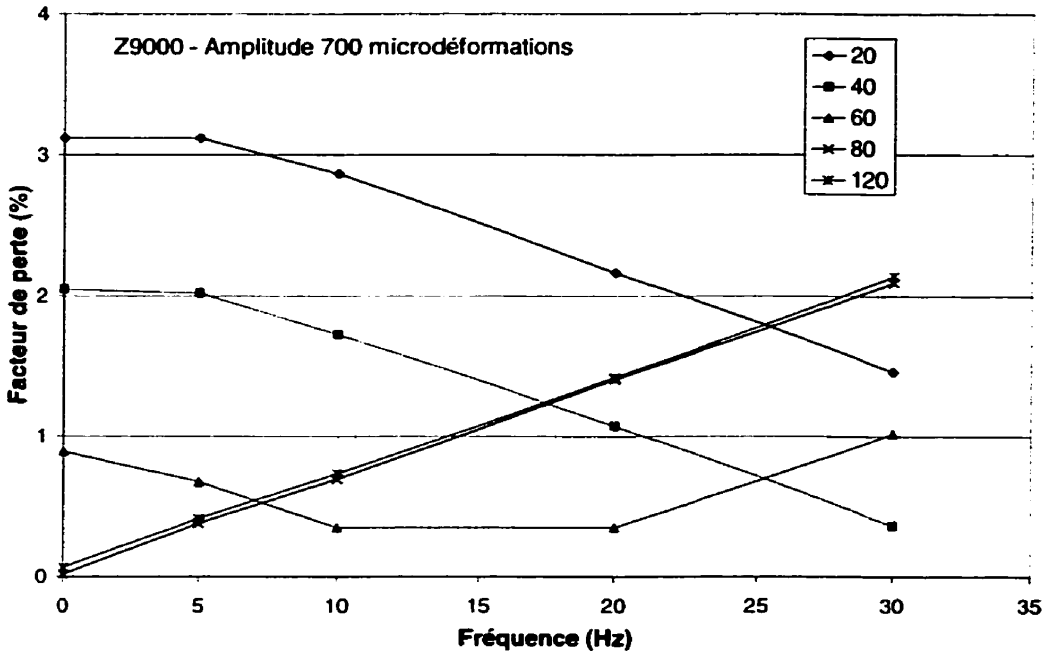


Figure III-4 : Z9000 - Facteur de perte en fonction de la fréquence

III.2. Résultats pour le Sonoston Z9225

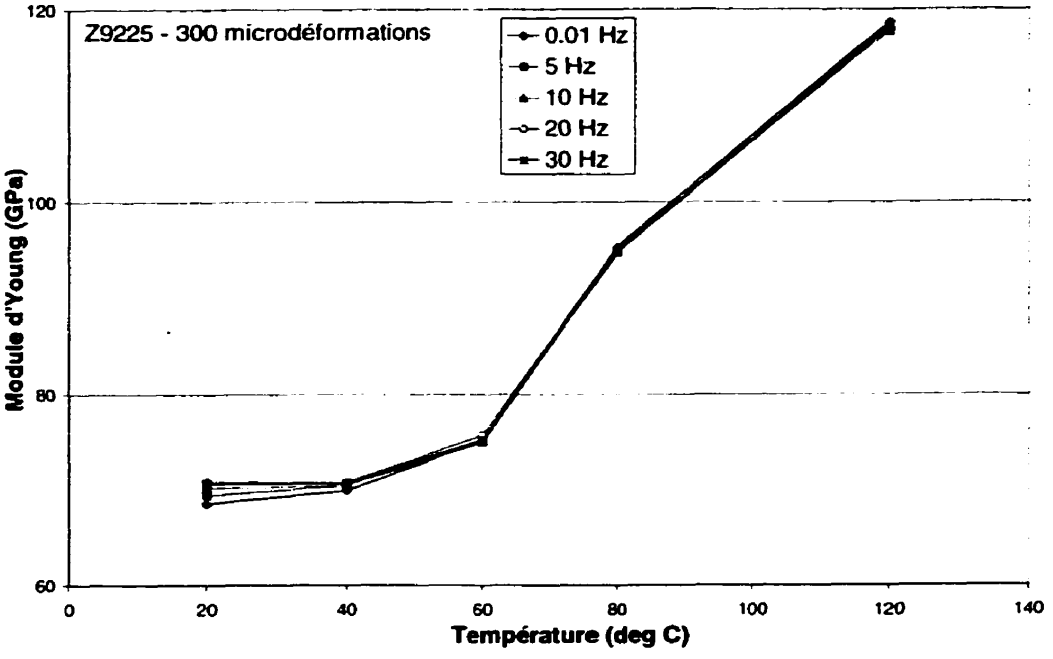


Figure III-5 : Z9225 - Module d'Young en fonction de la température

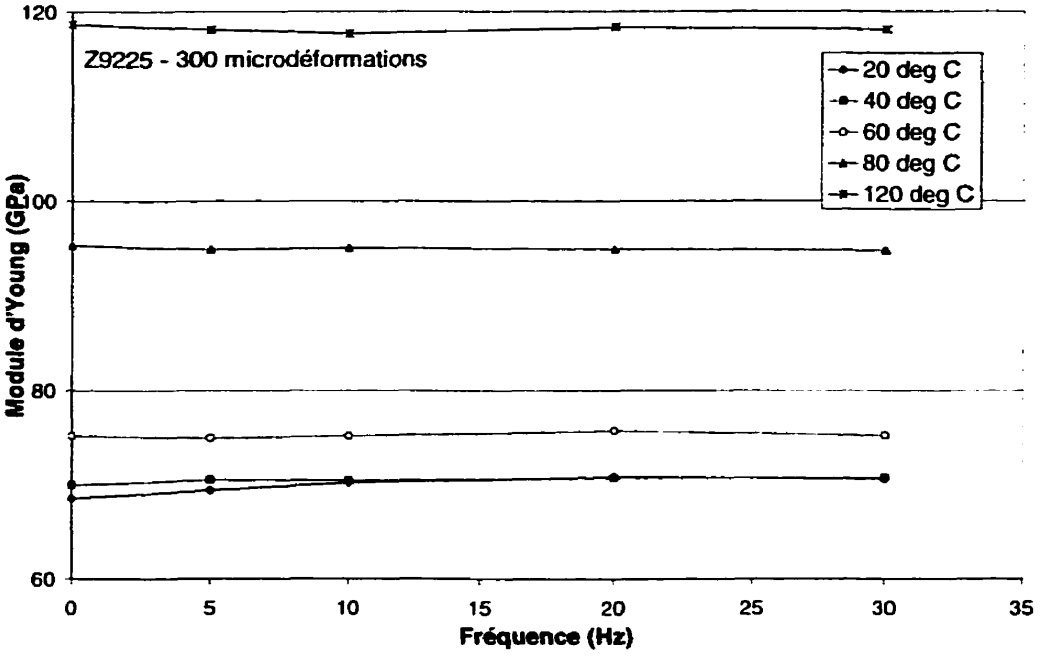


Figure III-6 : Z9225 - Module d'Young en fonction de la fréquence

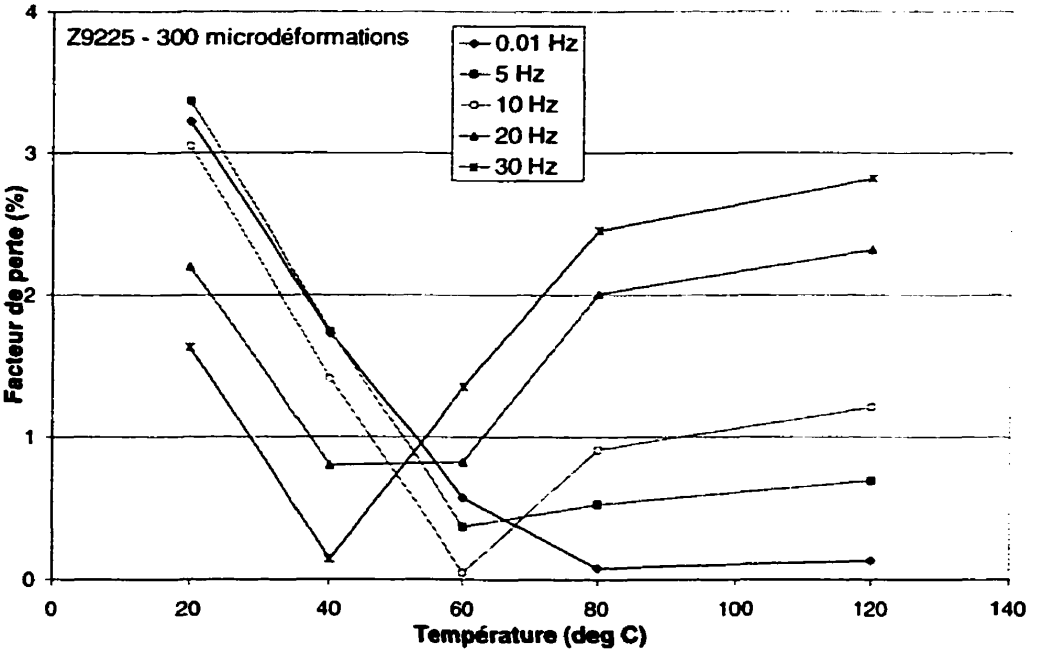


Figure III-7 : Z9225 - Facteur de perte en fonction de la température

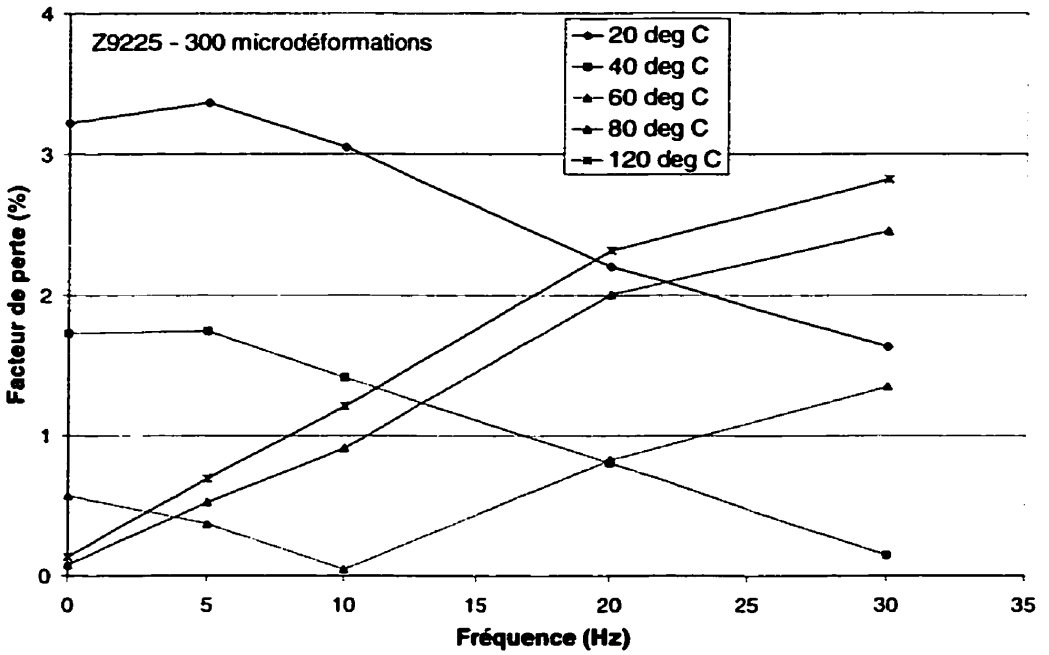


Figure III-8 : Z9225 - Facteur de perte en fonction de la fréquence

ANNEXE IV

PROPRIÉTÉS MAGNÉTIQUES DES MATÉRIAUX

Au niveau magnétique [16], un matériau est caractérisé par sa perméabilité magnétique relative par rapport au vide, μ_r, laquelle est déterminée par la relation $\mu_r = \frac{\mu}{\mu_0} = (1+\chi)$,

avec :

μ = perméabilité magnétique absolue du matériau,

μ_0 = perméabilité magnétique absolue du vide,

χ = susceptibilité magnétique du matériau.

Selon la valeur de μ_0, les matériaux sont regroupés dans trois classes :

les diamagnétiques ($\mu_r \leq 1$);

les paramagnétiques ($\mu_r \geq 1$);

les ferromagnétiques ($\mu_r >> 1$).

La classe des ferromagnétiques se divise elle-même en trois sous groupes qui sont explicités ci-dessous : les ferromagnétiques, les antiferromagnétiques, et les ferrimagnétiques. Dans un matériau ferromagnétique, la diminution de l'énergie totale de liaison due à l'énergie d'échange entraîne un alignement de tous les moments magnétiques de spin selon la même direction, ainsi qu'une magnétisation spontanée du

matériau. Par contre, dans certains éléments (ex. Cr et plusieurs composés), cette diminution de l'énergie totale se produit lorsque les moments magnétiques de spin atomique ou ionique s'orientent de façon antiparallèle. Lorsque l'intensité de tous les moments est égale, la susceptibilité magnétique est faible. De tels matériaux sont dits antiferromagnétiques.

Plusieurs oxydes (MnO, FeO, NiO, ainsi que certains composés (MnS, CrSb, $FeCo_3$, MnF_2), présentent un tel comportement. Le fait que sa susceptibilité atteigne une valeur maximale pour une température critique T_N appelée température de Néel, constitue la caractéristique essentielle d'un matériau antiferromagnétique.

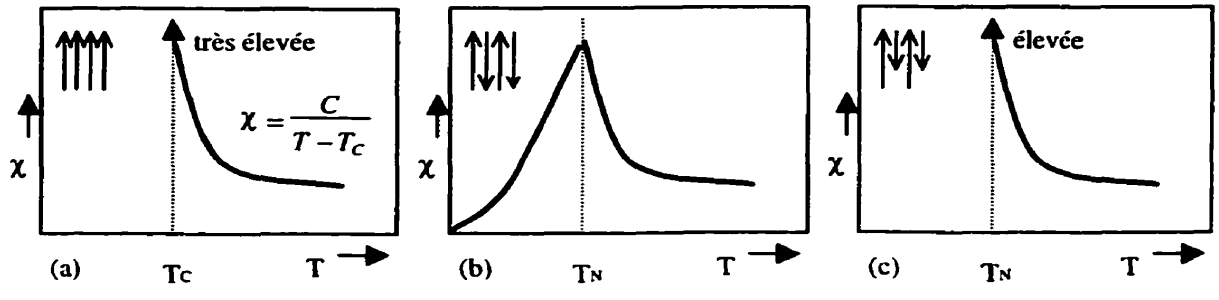


Figure IV-1 : Alignement des moments magnétiques et variation de la susceptibilité magnétique χ en fonction de la température (C= constante de Curie) a) ferromagnétique; b) antiferromagnétique; c) ferrimagnétique.