



HAL
open science

Modélisation , conception et caractérisation de pots vibrants magnétostrictifs. Application au contrôle actif des vibrations

Laurent Gros

► **To cite this version:**

Laurent Gros. Modélisation , conception et caractérisation de pots vibrants magnétostrictifs. Application au contrôle actif des vibrations. Energie électrique. Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, 1999. Français. NNT: . tel-00764567

HAL Id: tel-00764567

<https://theses.hal.science/tel-00764567>

Submitted on 13 Dec 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

MEDIATHEQUE AMPERE GRENOBLE INPG



D 051 098011 1

TS83

THESE

Présentée par

M. Laurent GROS

Pour obtenir le grade de **DOCTEUR**

de **L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE**

(Arrêté ministériel du 30 mars 1992)

(Spécialité : Génie Electrique)

**MODELISATION, CONCEPTION ET CARACTERISATION
DE POTS VIBRANTS MAGNETOSTRICTIFS**

APPLICATION AU CONTROLE ACTIF DES VIBRATIONS

Date de soutenance : 09 juin 1999

Composition du jury :

Messieurs

E. DU TREMOLET de LACHEISSERIE
B. MULTON
B. NOUGAREDE
L. PERIER
G. MEUNIER
G. REYNE

Thèse préparée au sein du Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble

THESE

Présentée par

M. Laurent GROS

Pour obtenir le grade de **DOCTEUR**

de **L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE**

(Arrêté ministériel du 30 mars 1992)

(Spécialité : Génie Electrique)

**MODELISATION, CONCEPTION ET CARACTERISATION
DE POTS VIBRANTS MAGNETOSTRICTIFS**

APPLICATION AU CONTROLE ACTIF DES VIBRATIONS

Date de soutenance : 09 juin 1999

Composition du jury :

Messieurs

E. DU TREMOLET de LACHEISSERIE
B. MULTON
B. NOUGAREDE
L. PERIER
G. MEUNIER
G. REYNE

Thèse préparée au sein du Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble

A ma famille...

*pour m'avoir encouragé pendant ces longues études
et pour l'éducation qu'ils m'ont donnée*

Table des matières

TABLE DES MATIÈRES	3
REMERCIEMENTS	7
INTRODUCTION.....	9
CHAPITRE I : INTRODUCTION GÉNÉRALE	13
I.1 LE CONTRAT EUROPÉEN MADAVIC	13
I.1.1 <i>Le but</i>	13
I.1.2 <i>Les partenaires</i>	15
I.1.3 <i>Notre rôle</i>	16
I.1.4 <i>Le déroulement et l'organisation</i>	17
I.2 POTS VIBRANTS.....	18
I.2.1 <i>Les différents types de pots vibrants</i>	18
I.2.1.1 Les pots vibrants électrodynamiques.....	18
I.2.1.2 Les pots vibrants électromagnétiques.....	20
I.2.1.3 Les actionneurs piézo-électriques.....	20
I.2.1.4 Les pots vibrants magnétostrictifs	22
I.2.2 <i>Etude de marché</i>	23
I.3 LA DÉTECTION DE DÉFAUTS	24
I.4 LE CONTRÔLE ACTIF DES VIBRATIONS.....	24
I.5 CONCLUSION	26
CHAPITRE II : LES DIFFÉRENTS PHÉNOMÈNES PHYSIQUES IMPLIQUÉS DANS L'ÉTUDE D'UN POT VIBRANT MAGNÉTOSTRICTIF	27
II.1 LA MAGNÉTOSTRICTION.....	27
II.1.1 <i>Rétrospectives</i>	27
II.1.2 <i>L'effet magnétostrictif</i>	29
II.1.3 <i>Les matériaux magnétostrictifs</i>	30
II.1.3.1 Introduction.....	30
II.1.3.2 Les terres rares	31
II.1.4 <i>Les principaux effets magnétostrictifs</i>	32
II.1.5 <i>Un peu de théorie</i>	34
II.1.6 <i>Les barreaux à magnétostriction géante</i>	39

II.1.6.1 Comparaison des performances des différentes méthodes de fabrication Brigman et FSZM	41
II.1.6.2 Comparaison entre les barreaux Etrema FSZM et TDK.....	43
II.1.6.3 Précontraintes mécanique et pré-magnétisation	46
II.1.6.4 Variation de la perméabilité magnétique des barreaux.....	47
II.1.7 Conclusion	48
II.2 LE MAGNÉTISME.....	49
II.2.1 Les matériaux ferrites doux.....	49
II.2.2 Les aimants	50
II.3 LA THERMIQUE	51
II.3.1 Le transfert thermique par rayonnement	51
II.3.2 Le transfert thermique par convection.....	52
II.3.3 Le transfert thermique par conduction	53
II.4 LA MÉCANIQUE.....	54
II.4.1 Caractéristique mécanique d'un actionneur magnétostrictif	54
II.4.1.1 Raideur.....	54
II.4.1.2 Force développée	54
II.4.1.3 Fréquence de résonance	55
II.4.2 Influence du couplage à une masse.....	55
II.5 CONCLUSION	56
CHAPITRE III : MODÉLISATION, DIMENSIONNEMENT ET CONCEPTION	59
III.1 INTRODUCTION ET CAHIERS DES CHARGES	59
III.2 CARACTÉRISTIQUES DES DIFFÉRENTES PARTIES DE L' ACTIONNEUR MAGNÉTOSTRICTIF.....	60
III.2.1 Structure.....	60
III.2.2 Le circuit magnétique.....	62
III.2.3 Les aimants	63
III.2.4 Le système de précontrainte.....	65
III.2.5 Le bobinage.....	65
III.2.6 Le barreau magnétostrictif.....	66
III.2.7 Capteurs	67
III.3 LA MODÉLISATION MAGNÉTIQUE	67
III.3.1 Introduction.....	67
III.3.2 Comparaison entre structure circulaire et structure plane	71
III.3.3 Caractéristiques de la bobine	71
III.3.4 Les lignes de champ dans le circuit magnétique.....	72
III.3.5 Distribution du champ magnétique dans le barreau.....	73
III.3.6 Effet de la fréquence sur la distribution du champ magnétique dans la barreau	75
III.3.7 Alimentation électrique	78
III.4 LA MODÉLISATION THERMIQUE.....	78
III.4.1 Pertes dans le barreau magnétostrictif.....	79
III.4.1.1 Pertes par hystérésis statiques et dynamiques	79

III.4.1.2 Pertes joules dues aux courants induits dans le barreau.....	80
III.4.2 Pertes par effet Joule dues au courant d'alimentation dans la bobine.....	83
III.4.3 Conclusion	84
III.5 LA MODÉLISATION MÉCANIQUE	84
III.6 EXEMPLE DE CHOIX DE CONCEPTION DU PROTOTYPE D'ACTIONNEUR « LÉGER ».....	87
III.7 CONCLUSION	89
CHAPITRE IV : TESTS EXPÉRIMENTAUX ET CARACTÉRISATION.....	91
IV.1 CARACTÉRISTIQUES PHYSIQUES ET ÉVOLUTIONS DES DIFFÉRENTS PROTOTYPES	92
IV.2 MESURES MAGNÉTIQUES	94
IV.2.1 Système de mesure.....	94
IV.2.2 Evolution du champ magnétique en fonction de la fréquence	97
IV.2.3 Evolution de l'induction en fonction de la fréquence	97
IV.2.4 Perméabilité magnétique	98
IV.3 MESURES MÉCANIQUES.....	99
IV.3.1 Optimisation du point de fonctionnement.....	99
IV.3.1.1 Influence du champ statique.....	99
IV.3.1.2 Influence de la pré-contrainte.....	101
IV.3.2 Mesures de déplacement.....	102
IV.3.2.1 Mode libre	102
IV.3.2.2 Mise en évidence du doublement de fréquence.....	102
IV.3.2.3 Déplacement en fonction de la pré-contrainte.....	103
IV.3.2.4 Déplacement en fonction de la fréquence	104
IV.3.2.5 Comparaison entre les deux méthodes de mesure du déplacement.....	105
IV.3.2.6 Mesure de distorsion harmonique du déplacement (THD)	106
IV.3.2.7 Influence de la fréquence sur l'hystérésis	107
IV.3.2.8 Diagramme de Bode : accélération en fonction du courant d'alimentation	108
IV.3.3 Mesures de force	109
IV.3.3.1 Mode bloqué, mesures de force.....	109
IV.3.3.2 Force développée en fonction des différentes précontraintes.....	110
IV.3.3.3 Force développée pour différentes fréquences	111
IV.3.3.4 Taux de distorsion harmonique de la force	111
IV.3.3.5 Influence de la structure de blocage pour la mesure de force	112
IV.4 MESURES THERMIQUES	112
IV.5 CONSOMMATION ÉLECTRIQUE	113
IV.6 COMPARAISON ENTRE LE PROTOTYPE 3 (LMSA3) ET LE PROTOTYPE 4 (LMSA4)	114
IV.6.1 Induction en fonction du courant.....	114
IV.6.2 Consommation électrique.....	115
IV.6.3 Déplacement en fonction du courant	115
IV.7 CONCLUSION	116

CHAPITRE V : APPLICATION AU CONTRÔLE ACTIF DES VIBRATIONS D'UNE INDUCTANCE DE LISSAGE.....	119
V.1 DESCRIPTION DU BANC D'ESSAI	120
V.2 CARACTÉRISATION DE L'EXPÉRIENCE	122
V.2.1 <i>Fonction de transfert expérimentale</i>	123
V.2.2 <i>Identification du modèle</i>	124
V.2.3 <i>Schéma du procédé et de l'algorithme de contrôle en boucle fermée</i>	126
V.2.4 <i>Choix de l'algorithme de contrôle</i>	126
V.3 ETUDE THÉORIQUE DE LA RÉDUCTION ACTIVE DES VIBRATIONS	127
V.4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX	129
V.4.1 <i>Réduction d'une vibration à une seule composante fréquentielle</i>	129
V.4.2 <i>Réduction des vibrations induites par un bruit blanc</i>	131
V.4.3 <i>Ajout d'une masse à l'actionneur magnétostrictif, réduction d'une perturbation à une seule composante fréquentielle</i>	132
V.4.4 <i>Ajout d'une masse à l'actionneur magnétostrictif, réduction des vibrations induites par un bruit blanc</i>	134
V.5 DISCUSSION ET CONCLUSION	135
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES.....	137
UNITÉS ET NOTATIONS	141
RÉFÉRENCES	143

Remerciements

Je remercie Messieurs R. PERRET et J.C. SABONNADIÈRE ainsi que G. MEUNIER et J.P. ROGNON, professeurs à l'INPG, directeur successif, de m'avoir accueilli au sien du Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble.

Je remercie Messieurs G. MEUNIER et par la suite J.L. COULOMB, responsable de l'équipe modélisation, à laquelle je fus rattaché pendant ces trois ans, pour leur bonne humeur et leur gentillesse.

Je remercie mon responsable de thèse Monsieur Gilbert REYNE, chargé de recherche au CNRS, de m'avoir proposé ce sujet, des compétences qu'il m'a apportées et de sa participation à la correction de ce manuscrit.

Je remercie également les membres de mon jury de thèse pour leur présence et leurs remarques constructives. Je remercie :

- Messieurs Bernard MULTON, professeur des universités à l'Antenne de Bretagne de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan et Etienne DU TREMOLET DE LACHEISSERIE, directeur de recherche CNRS au Laboratoire de Magnétisme Louis Néel qui ont accepté d'être rapporteur.

- Monsieur Laurent PERIER, chargé d'affaire pour la société METRAVIB qui fut un interlocuteur privilégié assurant la bonne collaboration entre la société METRAVIB et le laboratoire tout au long du contrat MADAVIC. Je le remercie également pour l'intérêt qu'il a apporté à mon travail et pour son accueil lors de mes visites à METRAVIB.

- Monsieur Bertrand NOGAREDE, chargé de recherche CNRS au Laboratoire l'Electrotechnique et d'Electronique Industrielle, ENSEEIHT – INPT.

- Messieurs Gilbert REYNE et Gérard MEUNIER cités ci-dessus.

Merci également à tous les partenaires du contrat européen, Ms. Leonardo LECCE et Francesco FRANCO (University of Naples), Ms. Richard SMITH et Rod GREENOUGH (University of Hull), Ms. D.G. LORD et X. ZHAO (University of Salford), Ms. Göran ENGDahl et Fredrik STILLESJO (Royal Institute of Technology, Suède), Ms. Chris

MAY et U. HAHN (ZIP, D*ASS, Allemagne), M. G. MANNARA (STRAGO, Italie), M. P. PERUGINI (CIRA, Italie) et Carl TYREN (TACT, Ireland), qui ont permis le bon déroulement de cette recherche et pour l'ambiance et la bonne humeur qu'ils ont dégagées lors de nos réunions. Je tiens à remercier plus particulièrement nos partenaires privilégiés Ms. Laurent PERIER et Dominique BONDOUX de la société METRAVIB avec qui, en collaboration rapprochée nous avons mis au point et testé les différents prototypes.

Merci à Patrice LABIE, ingénieur informaticien pour sa disponibilité et son aide précieuse lors des nombreuses difficultés rencontrées lors de l'utilisation du logiciel FLUX3D. Merci au reste de l'équipe informatique, notamment à Bruno FERRARI, Marie-Thérèse LOUBINOUX, Florence FRANCOIS, Patrick GUILLOT et Etienne CALLEGHER.

Je tiens à remercier pour leur aide et la bonne ambiance qu'ils créent au sein du laboratoire : Claude BRUN (Djidji pour les intimes), Seddik BACHA, Daniel OGIER, Elise RIADO, Stéphane CASTELLANI, Demba DIALLO, Jacqueline DELAYE, Monique BOIZARD, Robert PERRET, Jean-Paul FERRIEUX, Orphé CUGAT, Jaime FANDINO, Afef LEBOUC, Jacques DAVOINE, Bruno MALLET, Alain PAROLO, Jean-Claude PERRIER, Olivier REY, Josiane VERNA.

Enfin merci à l'équipe de doctorants pour tous les bons moments que nous avons passés ensemble, je pense à Luiz, Ambroise, Gin^o, Victor, Jean-Christophe, Claire, Christian, Corinne, Bertrand, Patrice, Nico, Fred, Joseba, Eñaut, Maxou, Bertrand, Coralie, Armando, Pierre-Olivier, Jean Eric et je leur souhaite à tous un avenir radieux.

J'associe à ce travail Cécile et ma famille qui ont su m'encourager durant de ces trois années.

Introduction

Il existe une demande importante de nouveaux actionneurs dans l'industrie européenne, principalement dans l'aéronautique et pour les véhicules roulants. Ils doivent être plus petits, plus légers avec des propriétés améliorées en terme de force, de puissance, de poids, de fiabilité et de puissance consommée. Pour répondre à cette demande, un ensemble de chercheurs et d'industriels se sont rassemblés dans le cadre du contrat européen MADAVIC (Magnetostrictive Actuators for Damage Analysis and Vibration Control). Le but de ce projet est de réaliser de nouveaux actionneurs en utilisant des matériaux récents, dits intelligents, que sont les matériaux à magnétostriction géante. Deux gammes d'actionneurs ont donc été fabriquées : des actionneurs dits « légers » développant des forces de l'ordre de 1000 N et des actionneurs dits « lourds » pour des forces de 10.000 N. Afin de démontrer l'intérêt technologique et industriel de tels actionneurs, des applications ont été réalisées dans les domaines du contrôle actif des vibrations et du contrôle de vieillissement des structures.

Ce travail de thèse intégré au projet MADAVIC, a consisté principalement au développement des nouveaux actionneurs à magnétostriction géante, dits « légers » : modélisation, conception puis caractérisation de ces actionneurs sont ici présentés. Enfin, une application de contrôle actif des vibrations d'une inductance de lissage a permis de démontrer l'intérêt de tels actionneurs.

Les matériaux magnétostrictifs ont la propriété de se déformer sous l'action d'un champ magnétique. Ils sont les concurrents directs d'autres matériaux intelligents appelés matériaux piézo-électriques tout en leur étant complémentaires pour certaines applications. Les matériaux magnétostrictifs ont des atouts importants. Ils possèdent une densité de puissance très élevée et une déformation supérieure aux matériaux piézo-électriques. Toutefois le prix encore élevé et les caractéristiques non-linéaires de ces matériaux dissuadent certaines entreprises de les utiliser.

La première partie de ma recherche a donc été principalement axée sur la modélisation magnéto-mécanique, la conception et le dimensionnement de ces prototypes d'actionneurs magnétostrictifs. A l'aide des logiciels éléments finis nommés FLUX2D et FLUX3D développés au LEG (Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble), les différents

prototypes ont été modélisés et dimensionnés. La conception a été faite en étroite collaboration avec la société METRAVIB-RDS basée près de Lyon. Celle-ci a eu pour charge de réaliser les quatre prototypes d'actionneurs « légers ».

Des campagnes d'essais ont été menées en partie chez METRAVIB-RDS et en partie au LEG. Les premiers résultats nous ont permis de valider le travail de modélisation et de nous familiariser avec ces nouveaux matériaux magnétostrictifs afin de mieux comprendre leurs propriétés. Grâce aux connaissances acquises lors de ces premiers essais, nous avons pu corriger les défauts de jeunesse de ces actionneurs afin que les suivants remplissent entièrement le cahier des charges défini avec les partenaires.

Finalement pour montrer l'intérêt et les atouts apportés par l'utilisation d'un actionneur à magnétostriction géante, nous avons entrepris une expérience de contrôle actif des vibrations sur une inductance de lissage utilisée en électrotechnique.

Ce travail présente les grandes étapes de la conception puis de l'application, d'un actionneur magnétostrictif. Il n'est pas représentatif de la chronologie de cette étude car plusieurs actionneurs ont été réalisés et les étapes se sont chevauchées. De plus, nous nous sommes adaptés aux contraintes temporelles imposées par le déroulement du contrat européen. Certains résultats pour des raisons de confidentialité inhérente au contrat européen ne sont pas présentés dans ce rapport. Ils concernent principalement les géométries exactes et les plans de conception des actionneurs ainsi que certains des résultats issus de la recherche d'autres partenaires. Toutefois, ces restrictions ne pénalisent en rien l'intégrité du travail de recherche présenté dans ce manuscrit.

Le chapitre introductif présente le contrat européen MADAVIC, son but, les différents partenaires impliqués et plus particulièrement le rôle de notre laboratoire. Les différents pots vibrants existant sur le marché sont ensuite présentés en insistant sur les avantages liées à l'utilisation de l'actionneur magnétostrictif. Nous présentons enfin, les deux applications principales auxquelles ces actionneurs magnétostrictifs sont destinés : la détection de défauts dans les structures mécaniques et le contrôle actif des vibrations.

Dans le deuxième chapitre, les différents phénomènes physiques impliqués dans l'étude d'un pot vibrant magnétostrictif sont étudiés. Nous commençons par définir le phénomène clé : la magnétostriction. Nous verrons également les matériaux magnétostrictifs qui en découlent, les différents barreaux magnétostrictifs et leurs caractéristiques. Nous analysons ensuite, les phénomènes magnétiques, thermiques et mécaniques utiles pour la conception des actionneurs magnétostrictifs.

Le chapitre trois traite les aspects de modélisation, de conception et du dimensionnement des actionneurs. Les différentes parties constituant un actionneur de ce type sont énumérées: circuit magnétique, aimants, système de précontrainte, etc. Nous expliquons ensuite les trois aspects de la modélisation : magnétique (qui est une des spécialités du Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble), mécanique et thermique. Un exemple de choix retenu pour la réalisation d'un prototype d'actionneur « léger » est détaillé.

Les essais effectués sur les différents prototypes réalisés sont présentés au chapitre IV. Nous discutons les mesures magnétiques, mécaniques et thermiques relevées et nous comparons les prototypes 3 et 4 de construction identique. Ces deux actionneurs ont permis de remplir les caractéristiques imposées par le cahier des charges.

Pour démontrer l'intérêt de l'utilisation de ces nouveaux actionneurs magnétostrictifs dans des applications industrielles, nous avons entrepris une expérience de contrôle actif des vibrations sur une inductance de lissage utilisée en électrotechnique (cf. chapitre V). L'ensemble du système a été défini en théorie afin de réaliser un modèle comportemental qui est ensuite comparé aux résultats expérimentaux. Ces derniers ont été obtenus avec un système de contrôle « feedback » proportionnel pour différentes configurations du banc d'essai.

L'ensemble du travail ici présenté est donc très complet, incluant diverses étapes de la réalisation à l'utilisation effective des actionneurs à magnétostriction géante pour de très concrètes applications industrielles. Il constitue une pierre angulaire du contrat de recherche européen MADAVIC qui vient de s'achever avec succès.

Chapitre I : Introduction générale

Nous allons tout d'abord situer le cadre de ce travail de recherche après avoir énoncé les motivations qui ont conduit à sa création au sein du contrat européen MADAVIC.

L'intérêt pour la communauté européenne de soutenir la création de contrats européens est brièvement souligné. Les différents partenaires impliqués dans ce projet seront alors présentés ainsi que les différentes tâches réalisées, en insistant plus particulièrement sur le rôle du Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble (LEG). Enfin, le déroulement et l'organisation de ce type de contrat réunissant des chercheurs et des industriels de tous les pays de l'Europe est décrit.

Nous nous attardons ensuite sur la description des différents pots vibrants existant sur le marché dont les caractéristiques sont proches des actionneurs magnétostrictifs. Enfin, nous terminons par une présentation des applications industrielles qui ont été mises en œuvre dans le contrat MADAVIC : la détection de défauts dans les structures et le contrôle actif des vibrations.

I.1 Le contrat européen MADAVIC

Ce travail de thèse s'est déroulé dans le cadre d'un contrat de recherche appelé MADAVIC ^[1, Lecce] pour « Magnetostrictive Actuators for Damage Analysis and Vibration Control » (BRITE EURAM III, Contract N°BRPR-CT95-0026) dont le financement a été assuré par la Communauté Européenne. Pour répondre à la demande industrielle européenne et grâce à l'émergence de matériaux dit intelligents¹, des universitaires et des industriels se sont réunis autour de ce contrat MADAVIC afin de développer de nouveaux actionneurs de petites tailles ayant des propriétés complémentaires aux actionneurs existant.

1.1.1 Le but

Le but de ce projet de recherche était de concevoir de nouveaux actionneurs de petite taille moins gourmands en énergie, plus légers, plus fiables tout en étant plus

¹ L'utilisation de l'adjectif « intelligent » est un abus de langage car ces matériaux n'ont rien d'intelligent au sens propre du terme. Néanmoins, c'est un terme régulièrement utilisé pour désigner ces nouveaux matériaux comme les matériaux piezo-électriques ou encore les matériaux à mémoire de forme. « Matériaux intelligents » est un terme utilisé pour désigner des « matériaux ayant des propriétés remarquables ».

puissants. Nous avons alors choisi de nous orienter vers de nouveaux matériaux magnétostrictifs dits « à magnétostriction géante ». Ces nouveaux actionneurs doivent répondre aux besoins de deux domaines industriels particuliers :

- La détection et l'identification de défauts dans les structures
- Le contrôle actif des vibrations

Pour couvrir un large champ d'applications et montrer l'intérêt et les capacités de ce type d'actionneur, deux gammes d'actionneurs ont été réalisés. Les actionneurs dits « légers » (4 prototypes réalisés) destinés aux applications nécessitant des forces importantes et les actionneurs dits « lourds » (2 prototypes réalisés) pouvant délivrer des forces très importantes.

Afin de mener à bien ce développement, le travail a été divisé en plusieurs tâches :

1. Définition du cahier des charges des actionneurs
2. Choix du matériau magnétostrictif
3. Modélisation et conception
4. Réalisation des prototypes d'actionneurs légers
5. Réalisation des prototypes d'actionneurs lourds
6. Réalisation de l'électronique de contrôle
7. Application au contrôle actif des vibrations et à la détection de défauts dans les structures

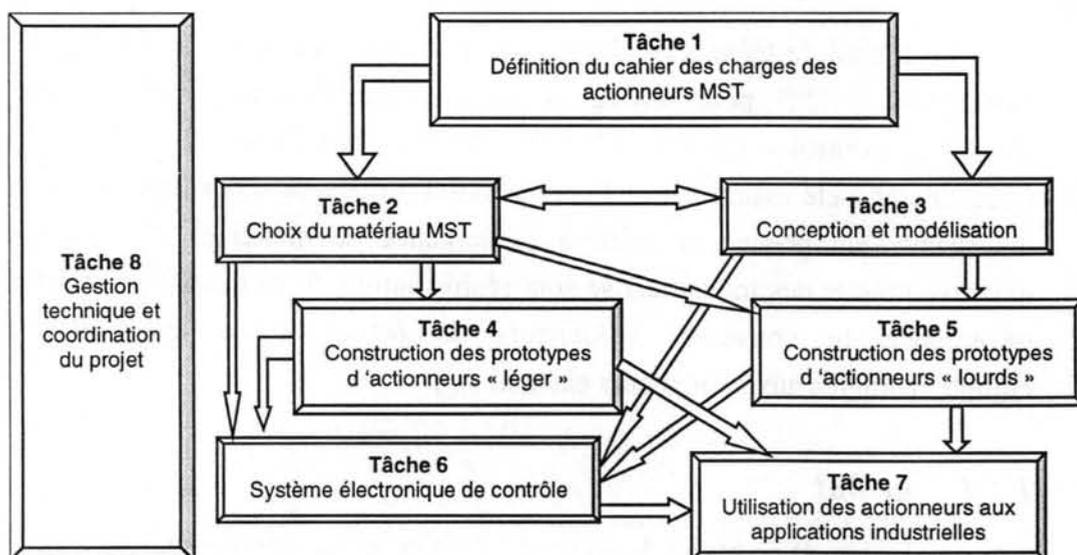


Figure I-1 : Interdépendance des différentes tâches du projet

La Figure I-1 représente les relations nécessaires entre les différentes tâches principales. Celles-ci sont subdivisées en sous tâches ou objectifs plus précis.

Un des buts avoués des contrats européens est de permettre la rencontre des entreprises et des universités européennes afin de réunir les compétences et d'optimiser les efforts de recherche et de développement en créant des pôles européens de compétence dans des domaines précis. Les nouvelles technologies de pointe nécessitent des spécialistes dans des domaines de plus en plus pointus et un contrat de ce type permet de réunir les compétences indispensables à la réalisation de tels projets. Les industries européennes peuvent ainsi innover en tirant profits des dernières avancées technologiques. Ainsi, elles se positionneront mieux face à la concurrence du marché international.

1.1.2 Les partenaires

Les partenaires sont originaires de six pays différents : Allemagne, Angleterre, France, Italie, Irlande, Suède. Monsieur le Professeur Leonardo LECCE en tant que coordinateur, a dirigé tout au long de ces trois ans, le contrat européen. Le contrat regroupe cinq industriels et sept laboratoires universitaires (cf Tableau I-1). Chacun apportant ses compétences pour mener à bien le projet.

ORGANISATION	PAYS	RESPONSABLE	IMPLIQUE DANS LES TÂCHES
<i>Universitaires :</i>			
UNI-Pa D.P.A.	Italie	Pr. Leonardo LECCE	1*,6,7
KTH	Suède	Dr. Göran ENGD AHL	2,3*,4,5,7
L.E.G. ²	France	Dr. Gilbert REYNE	1,3,4,7
D*ASS	Allemagne	Pr. Hartmut JANOCHA	1,2,5,7*
Univ. HULL	Angleterre	Dr. R.D. GREENOUGH	2,4,5,6*
UNI-Na D.S.F.	Italie	Pr. Carlo LUPONIO	2,4,7
Univ. SALFORD	Angleterre	Dr. Donald G. LORD	2*,3,4,5,6,7
<i>Industrielles :</i>			
CIRA	Italie	M. Antonino LA BARBERA	1,6,7
METRAVIB	France	M. Laurent PERIER M. Dominique BONDOUX	1,3,4*,7
STRAGO	Italie	M. Mannara GIOVANNI	7
DLR	Allemagne	Dr. Uwe Gnauert	1,2,3,5*,7
TACT	Irlande	M. Carl TYREN	2,3,7

Tableau I-1 : Récapitulatif des partenaires du contrat européen et de leur implication (* task leader).

² Le LEG n'est leader d'aucune tâche. Le laboratoire est seulement fortement impliqué dans les tâches 1,3,4,7 comme décrit dans le tableau. Il ne peut y avoir que sept « task leaders » alors que les partenaires sont au nombre de douze.

1.1.3 Notre rôle

Fortement impliqués dans les tâches 3 et 7, nous avons, dans un premier temps, travaillé sur l'aspect dimensionnement des prototypes à l'aide de logiciels utilisant la méthode de résolution par éléments finis développés au laboratoire (cf. chapitre III).

Après leur conception nous avons testé les prototypes « légers », au fur et à mesure de leur fabrication. Grâce au savoir acquis par l'élaboration des prototypes successifs, nous avons pu améliorer leur conception. Les résultats des mesures sont relatés et commentés dans le chapitre IV.

L'aboutissement final de ce travail de recherche est de réaliser des actionneurs pour le contrôle actif des vibrations d'une inductance de lissage (cf. chapitre V). Nous avons ainsi déterminé les capacités de ces actionneurs magnétostrictifs à réduire les vibrations et ce, en dépit de leur comportement fortement non-linéaire.

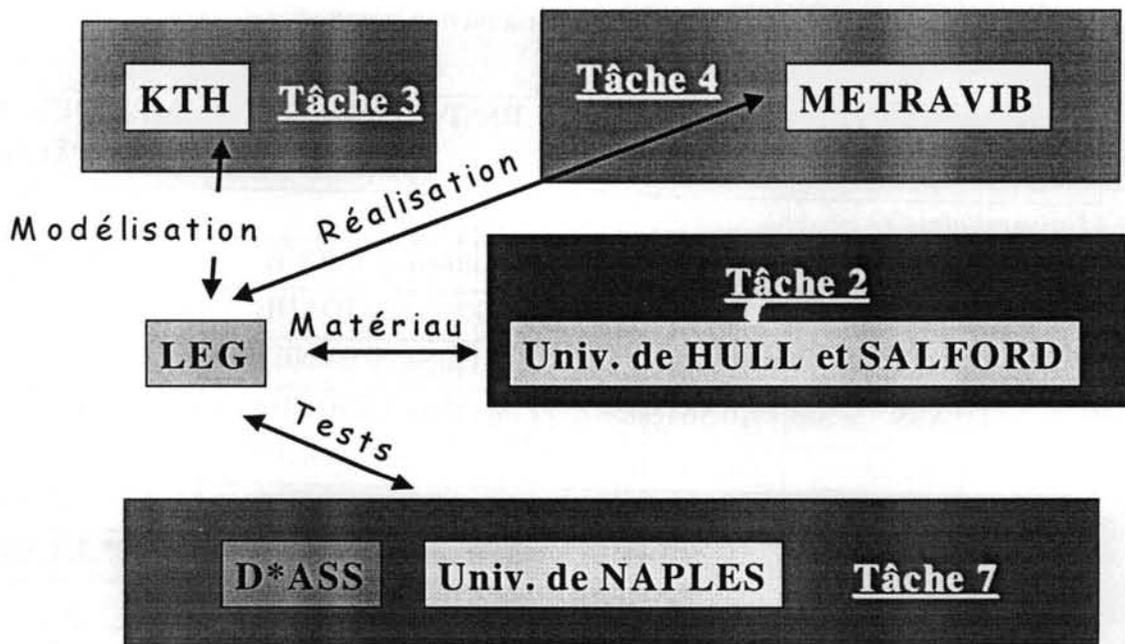


Figure I-2 : Collaboration du Laboratoire d'Electrotechnique avec les autres partenaires du contrat européen MADAVIC.

Notre rôle est illustré par la Figure I-2. Nous avons dans la première partie du contrat principalement collaboré avec le KTH pour la phase de modélisation en vue de la conception des prototypes. Nous avons utilisé les résultats des études faites sur les matériaux magnétostrictifs par les universités de HULL et de SALFORD. Nous servons également d'intermédiaire entre le KTH et METRAVIB pour tenir compte des contraintes de fabrication lors de la conception des actionneurs. Une fois les prototypes dits « léger » réalisés, des campagnes d'essais communes avec

METRAVIB ont été effectuées. Parallèlement D*ASS travaillait sur les actionneurs dits «lourd » et les résultats étaient comparés. Vers la fin du contrat nous avons eu de nombreux échanges avec les différents partenaires de la tâche 7 et l'université de HULL responsable de l'électronique du contrôle actifs des vibrations (tâche 6).

1.1.4 Le déroulement et l'organisation

Le projet est cadencé par des réunions (généralement d'une durée de deux jours) qui ont lieu tous les six mois afin de faire le point sur l'avancement des travaux. Les partenaires se chargent à tour de rôle de l'organisation de ces réunions, occasion de faire visiter et de présenter les différentes activités du laboratoire ou de l'entreprise hôte. Puis chaque tâche est passée en revue sous la présidence du responsable de la tâche concernée. Chaque partenaire expose son travail dans le cadre défini lors de la précédente réunion. Les divers problèmes sont abordés et l'on définit pour chacun l'effort à mener pour les mois suivants.

Pendant ce laps de temps, divers rapports et de nombreux échanges, en particulier par courrier électronique (Email), permettent un contact régulier et un avancement concerté de la recherche.

Chaque réunion s'achève par le « PCC meeting » (Project Co-ordination Committee). Il est composé d'au moins un membre de chaque partenaire responsable des engagements contractuels (ressources mises en œuvre et atteintes des objectifs). Le PCC meeting est présidé par le manager du projet. On y évoque les éventuels problèmes, les modifications du contrat, de l'agenda. Enfin, nous évaluons l'avancement des travaux en fonction des objectifs fixés précédemment.

Le dialogue doit absolument s'instaurer entre les différents partenaires afin de faire avancer efficacement le projet et d'exploiter au mieux les résultats issus des travaux de chacun. Chacune des tâches est dirigée par un responsable appelé « task leader ». Il est chargé de coordonner les travaux effectués dans celle-ci et il synthétise les résultats obtenus. Le coordinateur du projet veille donc à son bon déroulement. Il est également chargé des tâches administratives, de regrouper les rapports écrits par les partenaires et de vérifier leur contenu scientifique, d'en faire la synthèse, de faire respecter les délais et les objectifs et de s'occuper des aspects financiers du projet. C'est la personne privilégiée pour les contacts avec la Communauté Européenne.

I.2 Pots vibrants

Un pot vibrant (« shaker » en anglais), également appelé actionneur vibrant (actionneur est un terme plus général mais il sera dans ce travail utilisé comme synonyme de pot vibrant), est tout simplement un dispositif électrique fournissant en sortie une grandeur mécanique vibratoire telle qu'une force, un déplacement ou une accélération.

I.2.1 *Les différents types de pots vibrants*

Plusieurs technologies peuvent être utilisées pour fabriquer un pot vibrant. Cette partie détaille les technologies les plus couramment utilisées.

I.2.1.1 Les pots vibrants électrodynamiques

L'exemple type de l'actionneur électrodynamique est le haut-parleur. Un aimant permanent interagit avec une bobine qui transmet son mouvement à une membrane. Elle génère des vibrations mécaniques et par conséquent des ondes sonores par variation de la pression de l'air environnant. Cet actionneur est fréquemment utilisé pour le contrôle actif du bruit en tant qu'ondes sonores.

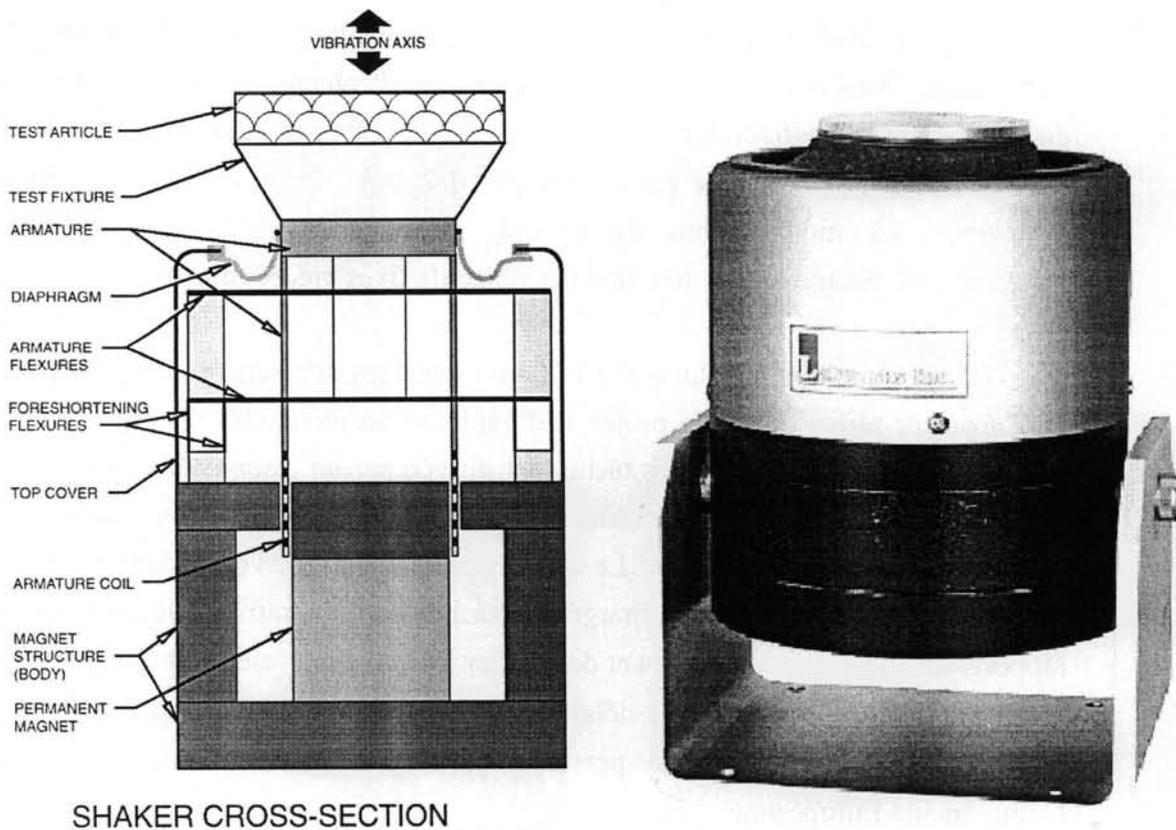


Figure I-3 : Structure d'un pot vibrant électrodynamique^[2,Labworks].

Comme la résistance mécanique de l'air est faible, un simple haut-parleur permet d'y générer des vibrations. Mais dans le cas d'une structure mécanique, la puissance mécanique nécessaire pour la mettre en vibration est beaucoup plus importante. La géométrie est donc repensée pour s'adapter à des forces plus grandes et la membrane est remplacée par une tige métallique qui permet de transmettre l'effort (voir Figure I-3).

Ces actionneurs obéissent à la loi de Laplace (force de Lorentz). Lorsqu'un petit élément de conducteur de longueur dl , parcouru par un courant i , est soumis à une induction magnétique B , il est le siège d'une force dF :

$$d\vec{F} = i \cdot d\vec{l} \wedge \vec{B} \quad \text{Eq. 1}$$

La force maximale est limitée par les valeurs de l'induction B et de l'intensité du courant i . La valeur maximum de l'induction est donnée par la force magnétomotrice de l'aimant permanent mais encore par la saturation du circuit magnétique guidant le flux. La limitation du courant i ne dépendra que de l'effet Joule, c'est à dire de l'échauffement de la bobine.

Une réponse linéaire en fonction du champ magnétique B est le principal avantage de ce type de pots vibrants (en supposant bien sûr que la bobine se déplace dans un champ uniforme). Leur commande est par conséquent plus simple et peut se faire en boucle ouverte. C'est une des raisons qui justifie que ces actionneurs sont les plus fréquemment utilisés.

Force max. (val. eff.)	100 N	489 N
Déplacement maximum (val. eff.)	10 mm	9.5 mm
Masse en mouvement	0.17 kg	0.426 kg
Fréquence d'utilisation	0 à 14 kHz	0 à 7.5 kHz
Diamètre extérieur	150 mm	275 mm
Hauteur extérieur	200 mm	290 mm
Courant max. (val. eff.)	11 A	1000 VA ⁽³⁾
Tension max. (val. eff.)	11 V	-
Poids total	16.3 kg	64 kg
Refroidissement	Naturel	Forcé à air

Tableau I-2 : Caractéristiques de pots vibrants électrodynamiques

³ Ces données proviennent de constructeurs de pots vibrants électromagnétiques. Ceux-ci ne donnent que les caractéristiques essentielles à l'utilisation de leurs pots vibrants. La tension et le courant maximums d'utilisation, ne sont pas fournis par la société Bruël & Kjaer qui ne donne que la puissance réactive consommée. En absence de données plus précises, le choix de l'amplificateur n'est pas évident. Ainsi Bruël & Kjaer espère vendre l'amplificateur Bruël & Kjaer associé. Cependant, les caractéristiques importantes qui seront comparées avec celles des actionneurs magnétostrictifs sont présentes : force, déplacement, dimension, poids, consommation électrique, refroidissement, fréquence d'utilisation.

Le Tableau I-2 détaille certaines caractéristiques de pots vibrants électrodynamiques commercialisés respectivement par les entreprises Gearing & Watson et Bruël & Kjaer

1.2.1.2 Les pots vibrants électromagnétiques

Ces actionneurs fonctionnent par attraction magnétique tel un électro-aimant. Dans un circuit magnétique ouvert dans lequel circule un flux, il se crée dans l'entrefer une force tendant à refermer le circuit magnétique.

L'entrefer est généralement faible par rapport à la section du circuit magnétique et l'induction B est pratiquement uniforme dans l'entrefer. Dans ces conditions, on obtient :

$$\int H dl = H \cdot 2 \cdot e = 2 \cdot e \cdot \frac{B}{\mu_o} = N \cdot I \quad \text{Eq. 2}$$

$$\boxed{B = \frac{\mu_o \cdot N \cdot I}{2 \cdot e}} \quad \text{Eq. 3}$$

La force obtenue dans chaque entrefer de section S devient :

$$F = \frac{B^2}{2 \cdot \mu_o} \cdot S \quad \text{Eq. 4}$$

Ce qui revient pour les deux entrefers à une force totale de :

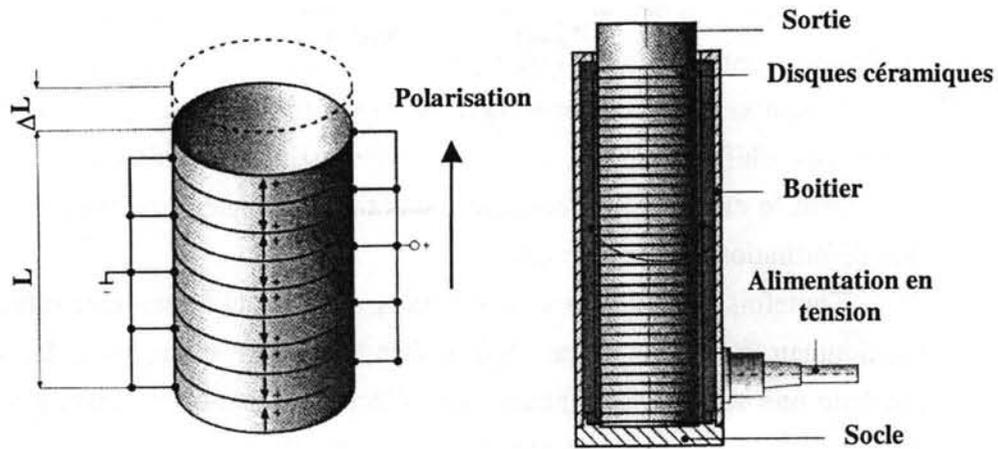
$$\boxed{F = \mu_o \cdot \frac{N^2 \cdot S}{4} \cdot \frac{I^2}{e^2}} \quad \text{Eq. 5}$$

L'intensité de la force créée en fait son plus grand intérêt. Ses inconvénients sont :

- son comportement non – linéaire : la force dépend du carré de l'induction ainsi que du carré de l'entrefer
- les limites imposées par la saturation du circuit magnétique : La force ne tend pas vers l'infini lorsque l'entrefer tend vers zéro

1.2.1.3 Les actionneurs piézo-électriques

Les matériaux piézo-électriques sont des matériaux relativement récents en constante évolution. Ils existent sous forme de matériaux céramiques ou de matériaux polymères et ils ont la propriété de se déformer sous l'application d'un champ électrique.

Figure I-4 : Représentation d'un actionneur piézo-électrique^[3,PI]

Leur coût modéré permet leur utilisation dans de nombreuses applications industrielles et grand public. Toutefois pour certaines applications, comme les pots vibrants piézo-électriques, la tension de commande nécessaire peut être de plusieurs milliers de volts. Le fait qu'ils soient excités par une tension élevée rend leur mise en œuvre et leurs amplificateurs de commande difficiles à réaliser et coûteux.

Le pot vibrant piézo-électrique comporte un barreau qui, en se déformant, produit une force et un déplacement. Ce barreau est composé d'un empilement de disques piézo-électriques séparés par des électrodes, voir Figure I-4 (alternance d'anode et de cathode). Cet empilement permet de rapprocher l'anode de la cathode et donc d'augmenter la valeur du champ électrique traversant le matériau pour une tension d'alimentation donnée.

	Unités	Tb _{0.27} Dy _{0.73} Fe ₂	PZT-Céramique
T° de Curie	°C	387	300
Déformation	ppm	1500-2000	500-1000
Coefficient de couplage : k ₃₃	mA ⁻¹ / mV ⁻¹	0,72	0,68
Densité d'énergie	J.m ⁻³	14000-25000	960
Résistance électrique	Ω.cm	60.10 ⁻⁶	1.10 ⁻⁶
Densité	kg/m ⁻³	9,25.10 ³	7,5.10 ³
Limite élast. en traction	Pa	28.10 ⁶	28.10 ⁶
Lim. élast. compression	Pa	7,5.10 ³	-
Constante d ₃₃	mA ⁻¹ / mV ⁻¹	1,7.10 ⁻⁹	500.10 ⁻¹²

Tableau I-3 : Comparaison entre les propriétés du Terfenol-D et des céramiques piézo-électriques

La densité de d'énergie ainsi que le module d'Young des matériaux piézo-électriques sont plus faible que ceux des matériaux magnétostrictifs (cf. Tableau I-3, l'évolution rapide des matériaux piézo-électriques peut cependant remettre en cause ces chiffres). La force développée est donc moins importante. C'est également le cas en terme de déplacement où les matériaux magnétostrictifs ont une déformation plus importante.

Toutefois pour des raisons de coûts ou de contraintes électromagnétiques, l'actionneur piézo-électrique s'avère être un choix intéressant. La Figure I-5 présente une série d'actionneurs piézo-électriques commercialisés par la société Physik Instrumente (<http://www.physikinstrumente.com>)

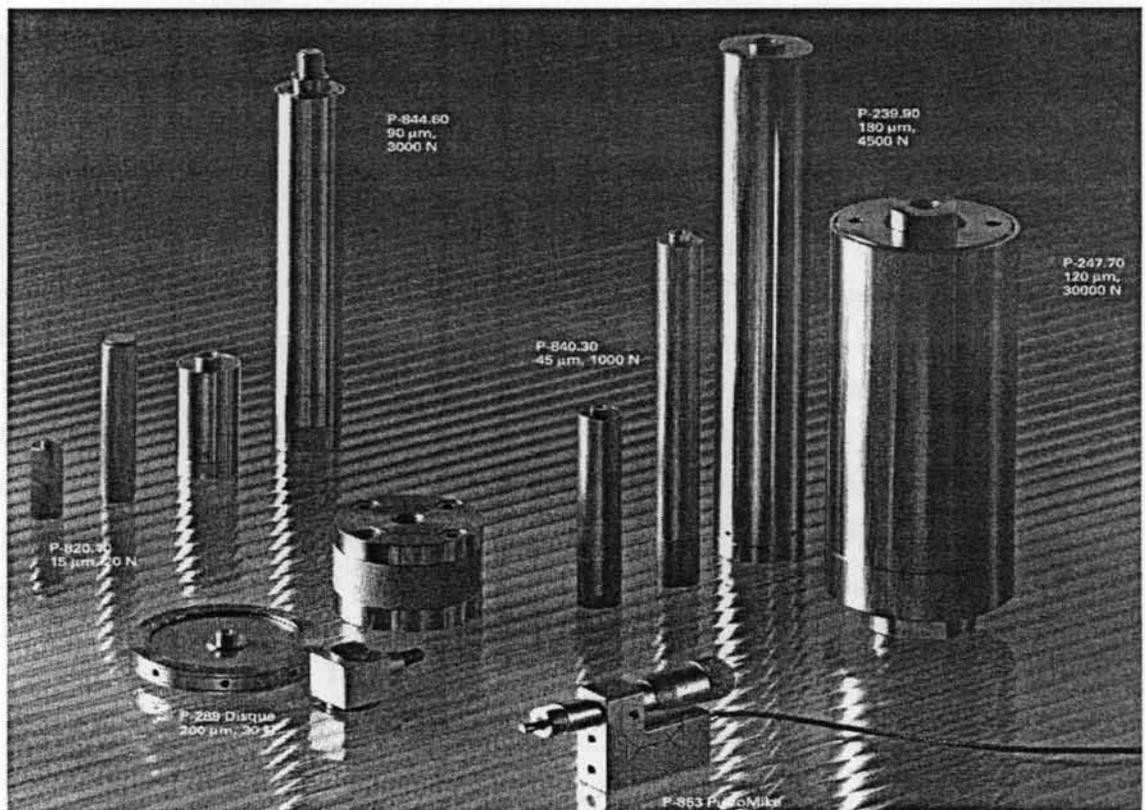


Figure I-5 : Actionneurs piézo-électriques commercialisés par la société Physik Instrumente

I.2.1.4 Les pots vibrants magnétostrictifs

Leur capacité à développer des forces très importantes est leur principal avantage. Ils furent utilisés pour la première fois par l'armée pour réaliser la fonction de sonar dans les sous-marins. Dans les années 1970, les matériaux à magnétostriction géante n'étaient pas encore connus et des matériaux tels que le nickel étaient utilisés. Ces matériaux présentaient des déformations très faibles 33 ppm (parties par million) pour le nickel et les actionneurs avaient une taille et un poids conséquents.

La découverte des matériaux à magnétostriction géante a permis d'élargir les domaines d'applications de ces actionneurs et depuis quelques années de nouvelles applications potentielles^{[4,Claeyssen][5,Roth]} sont à l'étude.

Leur déplacement est supérieur aux actionneurs piézo-électriques mais inférieur aux pots électrodynamiques et électromagnétiques. Toutefois leur faible déplacement relatif limite le nombre des applications. De plus, le coût pour l'instant très élevé des matériaux à magnétostriction géante les exclut des applications grand public et de la production en série. Nous discuterons au paragraphe II.1.6 de l'évolution des prix et des technologies de fabrication des barreaux magnétostrictifs ainsi que des différents fabricants.

La compréhension des phénomènes physiques impliqués dans ce type d'actionneur, leur modélisation, la conception et l'application au contrôle actif des vibrations font l'objet de ce travail de thèse. Nous développerons donc en détail la conception et l'utilisation des actionneurs à magnétostriction géante.

1.2.2 Etude de marché

Le marché des pots vibrants en tant qu'application et en tant que besoin industriel existe déjà. Il est en partie satisfait par les pots vibrants proposés actuellement dans le commerce. Ces actionneurs sont pour la plupart de technologie électrodynamique.

Les actionneurs magnétostrictifs sont, sur certains secteurs, concurrentiels des actionneurs cités précédemment mais ils sont surtout complémentaires. Ils permettent de nouvelles applications grâce à leurs atouts indéniables : leur faible poids et volume ainsi que leur force développée à puissance égale. Leur prix, pour l'instant élevé, ne les destine pas aux applications grands publics. Ils trouvent leur place dans l'industrie et l'aéronautique. Tout dépend de l'évolution du coût du matériau de base et d'une éventuelle production en série.

Les principaux marchés reposent sur les applications développées dans le cadre du contrat européen MADAVIC : le contrôle actif des vibrations et la détection de défauts de structures mécaniques. D'autres applications sont envisagées comme les sonars, le positionnement de précision^[6,Qiang] (au dixième de μm) d'appareils de masse importante, l'amortissement de bâtiment lors de tremblement de terre, la génération d'ondes acoustiques pour sonder le sous sol, etc.

L'arrivée de nouveaux fabricants de barreaux magnétostrictifs comme le Japonais TDK pourrait bouleverser le marché et entraîner la chute (relative) des prix. Les applications pourraient alors se multiplier. De nouvelles méthodes de fabrication, en particulier la technologie des poudres (comme pour les aimants frittés), permettent également la réduction des coûts de fabrication.

I.3 La détection de défauts

La détection de défauts dans des structures mécaniques est la seconde application industrielle permettant d'évaluer les performances réelles des actionneurs développés dans le contrat. Cette application est étudiée par les partenaires italiens (CIRA, UNI-Pa D.P.A). Le but est de détecter des défauts qui peuvent être dus soit à une erreur de fabrication (contrôle qualité en fin de production), soit au vieillissement naturel de la structure. Des mesures de maintenance préventive peuvent alors être faites régulièrement sur des structures tel qu'un fuselage d'avion.

Deux structures seront testées : un élément de pont métallique (constitué de deux poutres IPN 120), et un élément d'ossature de fuselage d'avion à réaction civil.

Certaines techniques consistent à mesurer les déplacements de la structure en différents points et de faire des comparaisons avec les résultats que donnerait une structure en état. Ces techniques comportent deux inconvénients majeurs :

- un grand nombre de capteurs est nécessaire
- un post-traitement des résultats doit être effectué

Une autre technique permettant de résoudre les problèmes pratiques précédemment énoncés a été utilisée par nos partenaires italiens. Elle est basée sur les fonctions de réponse en fréquence (Frequency Response Functions, FRFs) qui consiste à découper la structure en plusieurs parties et à simuler des défauts dans chacune de celle-ci afin de déterminer un modèle. On modélise par éléments finis la structure saine puis avec des défauts afin de voir l'influence sur les fréquences de résonance. Les défauts proviennent d'une variation de la rigidité du matériaux (variation du module d'Young) ou d'une variation de la masse.

Les résultats permettent d'identifier directement la ou les zones dans lesquelles se trouvent le ou les défauts.

I.4 Le contrôle actif des vibrations

Le contrôle actif des vibrations consiste à réduire les vibrations d'un appareil ou d'une structure à l'aide d'actionneur(s) auquel(s) de l'énergie est fournie.

Les applications potentielles du contrôle actif des vibrations sont très nombreuses. En effet, de nombreuses machines vibrent en transmettant ces vibrations à leur entourage et produisent également une nuisance sonore. C'est le cas de la plupart des moteurs électriques et thermiques (par exemple pour la climatisation d'un bâtiment). Une des applications peut être la réduction du bruit dans un espace donné (habitacle d'une voiture, d'un avion, d'un conduit d'air ou d'un espace industriel bruyant). La réduction des vibrations permet aussi d'augmenter la fiabilité et la durée de vie d'une machine et également empêcher qu'elle transmette ces vibrations aux structures qui l'entourent (par exemple les vibrations transmises du réacteur au fuselage dans le cas d'un avion).

Toutes les possibilités sont connues depuis longtemps et c'est à la fin des années 30 que le premier brevet sur ce sujet fut déposé. Mais 60 ans après, les applications industrielles restent encore rares. En effet, depuis seulement quinze ans, existent sur le marché des processeurs numériques rapides permettant de développer de réelles applications. Ces processeurs numériques encore coûteux ferment le marché du contrôle actif des vibrations des appareils grand public. Enfin, nous espérons toujours une évolution du contrôle actif vers le secteur industriel par le développement exponentiel des performances des DSP (Digital Signal Processor), processeurs dédiés au calcul et optimisés pour des fonctions particulières, constituants principaux des contrôleurs.

Le contrôle actif du bruit et des vibrations nécessite l'utilisation d'actionneurs de type électrodynamique et dans notre cas de type magnétostrictif^{[7,Hiller][8,Salloker]}. Lorsque le bruit, ne peut pas être réduit à sa source, les actionneurs utilisés sont de simples haut-parleurs ; tout l'art réside ensuite dans leur répartition dans l'espace et dans la réalisation du système de contrôle. Mais si c'est possible le bruit est annihilé à sa source par la réduction des vibrations de la structure qui lui donne naissance. Les actionneurs utilisés peuvent alors être des moteurs électriques actionnant des balourds, des systèmes hydrauliques ou pneumatiques. Depuis quelques années, de nouveaux matériaux dits intelligents offrent de nouvelles possibilités et viennent compléter la gamme des actionneurs classiques^[9,David].

Les premiers furent les actionneurs piézo-électriques. Les matériaux piézo-électriques, le plus souvent utilisés comme capteurs, possèdent des propriétés réversibles et peuvent donc être utilisés comme actionneur. Il est alors nécessaire d'avoir un amplificateur haute tension permettant de les alimenter. Ces matériaux sont utilisés sous forme de céramiques massives (de forme cylindrique, parallélépipédique...) mais ils existent également sous forme de films (PVDF). Cette forme présente l'avantage de ne pas modifier le comportement mécanique de la structure sur laquelle ils sont collés. Le surplus de poids et la raideur est très faible. Une

application potentielle du PVDF est le contrôle actif du bruit par un contrôle actif des parois des avions ou des vitres d'un immeuble.

La découverte des matériaux à magnétostriction géante et leur mise sur le marché à la fin des années 80 (il y a tout juste dix ans) a ouvert la voie à de nouvelles applications. Ces matériaux possèdent l'avantage de pouvoir être commandés à distance par un champ magnétique et leur densité de puissance laisse envisager une probable réalisation d'actionneurs de petites tailles pouvant délivrer des forces importantes. Nous essayerons de mettre en avant leurs atouts et de définir leur place parmi les actionneurs déjà existants.

Notre partenaire de l'université de Hull travaille déjà depuis plusieurs années sur le contrôle actif des vibrations par l'utilisation d'actionneurs magnétostrictifs. Dans ce but, des mesures de réponse d'un barreau de Terfenol-D à un signal carré ont été effectuées^[10,Greenough] et des algorithmes de contrôle à structure variable ont été développés^[11,Greenough].

I.5 Conclusion

Nous venons, dans ce chapitre introductif d'aborder le cadre dans lequel s'est déroulée cette étude. Nous avons d'une part présenté le contrat européen MADAVIC et les différents partenaires qui ont participé à l'élaboration de ces résultats, et d'autre part nous avons souligné les caractéristiques des différentes technologies de pots vibrants existants dans le commerce. Ces caractéristiques nous serviront de base de comparaison avec les résultats qui seront présentés dans le Chapitre IV. Enfin nous avons vu les deux applications industrielles qui ont motivé la création de ce projet, soit le *contrôle actif des vibrations* et la *détection de défauts dans les structures*.

L'actionneur magnétostrictif relativement simple de part sa structure a en fait un fonctionnement interne complexe. Il fait intervenir des interactions entre différents phénomènes physiques comme le magnétisme et la mécanique qui donne lieu à l'effet magnétostrictif. D'autres phénomènes physiques indirectement liés à l'effet magnétostrictif comme la thermique et les réactions purement mécaniques de la structure sont tout de même à prendre en considération lors de la conception d'actionneurs de ce type. Nous allons détailler maintenant ces différents phénomènes impliqués dans la réalisation d'actionneurs magnétostrictifs.

Chapitre II : Les différents phénomènes physiques impliqués dans l'étude d'un pot vibrant magnétostrictif

Dans ce chapitre, nous allons détailler les différents phénomènes physiques impliqués dans l'étude d'un actionneur magnétostrictif.

Nous commencerons dans une première partie par l'étude de la magnétostriction^[12, Lacheisserie]. Nous serons amenés à expliquer le phénomène physique ainsi que les différents effets impliqués. Ensuite, nous aborderons les aspects théoriques nécessaires afin de pouvoir effectuer une modélisation de ce phénomène. Enfin, nous exposerons les barreaux magnétostrictifs, les différents procédés de fabrication et les rares fabricants internationaux.

La deuxième partie concerne le magnétisme et nous verrons les différents matériaux magnétiques qui seront utilisés pour la fabrication des actionneurs. Ces matériaux sont les matériaux ferrites doux, les aimants et les circuits magnétiques feuilletés.

Nous évoquerons enfin, dans les troisième et quatrième partie de ce chapitre les problèmes thermiques et mécaniques inhérents à l'utilisation d'actionneurs magnétostrictifs.

II.1 La magnétostriction

II.1.1 Rétrospectives

Il existe deux effets magnétostrictifs, l'un appelé effet magnétostrictif spontané et l'autre (qui nous intéresse plus particulièrement et que l'on étudiera par la suite) appelé magnétostriction de Joule. L'effet magnétostrictif spontané se caractérise par une variation permanente en volume du matériau par rapport à celui qu'il occuperait s'il n'était pas magnétique. L'effet magnétostrictif de Joule, découvert en 1842 par James Prescott Joule, consiste en une déformation à volume constant du matériau lorsqu'il est soumis à un champ magnétique extérieur.

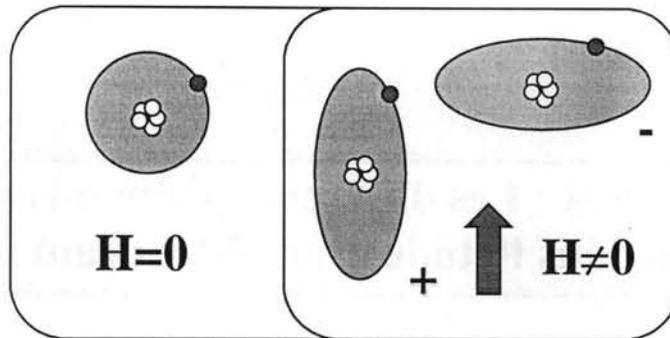


Figure II-1 : Magnétostriction positive et négative. Représentation de la déformation du nuage électronique de l'atome sous l'effet d'un champ magnétique H.

Au terme magnétostriction est associé depuis longtemps un des inconvénients majeurs de l'appareillage électrique : les bruits et vibrations à fréquences fixes engendrés par ces appareils. La nuisance acoustique et vibratoire due aux déformations mécaniques provoquées par la magnétostriction des matériaux ferromagnétiques est donc l'une des principales conséquences de la magnétostriction. Cette nuisance se retrouve dans de nombreuses machines électriques comme les transformateurs et les machines tournantes⁴.

Cependant la magnétostriction est aussi un phénomène utilisé avec profit. Les militaires furent les premiers à utiliser des matériaux magnétostrictifs pendant la seconde guerre mondiale pour les sonars des sous-marins. Les deux principaux avantages de ces matériaux sont d'une part de pouvoir émettre (mode transducteur) et recevoir des ondes acoustiques (mode capteur) avec le même matériau et d'autre part comme aucun contact physique n'est nécessaire entre le bobinage (créant le champ magnétique) et le matériau magnétostrictif, la commande peut se faire "à distance".

Mais l'effet magnétostrictif des matériaux utilisés à cette époque (principalement Al-Fe et nickel) était très faible. Vers 1950, les capteurs et transducteurs magnétostrictifs furent remplacés par des matériaux piézo-électriques devenus beaucoup plus performants.

Dans les années 1960 les recherches reprirent après l'étude prometteuse de Monsieur Belov à Moscou. Il étudiait la magnétostriction de certains métaux de la

⁴ Les premières causes de vibration sont les forces magnétiques créées par la circulation du flux dans les entrefers. Ces forces engendrent dans le cas d'un moteur des efforts entre le stator et le rotor et donc des vibrations à des fréquences qui dépendent du nombre de pôles de la machine. Il peut également avoir un bruit à la fréquence de rotation créé par le balourd de la machine et un bruit non déterministe créé par les roulements ou les paliers supportant le rotor. Les problèmes liés à la magnétostriction interviennent uniquement sur les machines de grosses dimensions comme les transformateurs de puissance et les alternateurs pour la production d'énergie.

famille des terres rares. Puis Clark, un américain de la Naval Ordnance Laboratory, découvrit en 1974 un alliage conservant, à température ambiante et sous un champ magnétique de 0.1 à 1 Tesla, une magnétostriction de l'ordre de 0.15% (1500 partie par million), ainsi naquit le terfenol-D (un alliage de dysprosium-terbium-fer). Le terme "magnétostriction géante" est souvent donné à ces nouveaux matériaux pour les distinguer de ceux de type Al-Fe ou nickel dont les effets magnétostrictifs sont moins importants. Le gain de ces matériaux à magnétostriction géante est d'environ de deux ordres de grandeurs, soit un facteur 100. Les performances en déformation sont environ deux fois plus importantes en comparaison avec les meilleurs matériaux piézo-électriques.

Depuis lors, les matériaux magnétostrictifs sont devenus compétitifs en terme de performance et prometteurs pour de nombreuses applications^[13, Quandt] : le moteur magnétostrictif à onde ultrasonore, les capteurs, les actionneurs de forte puissance, le moteur Kiesewetter, le contrôle actif des vibrations, etc.

II.1.2 L'effet magnétostrictif

Nous allons nous intéresser tout d'abord à la magnétostriction à l'échelle microscopique afin de comprendre la source de ce phénomène. Nous définirons les particularités du nuage électronique de ces matériaux et le concept de direction de facile aimantation.

Le nuage électronique: L'énergie magnéto-élastique crée un couplage entre les déformations du réseau cristallin et l'état d'aimantation. La magnétostriction qui en résulte est la conséquence de la forme non sphérique du nuage électronique de valence de certains matériaux : lorsque le champ magnétique extrême fait tourner les moments magnétiques, le nuage électronique non sphérique tourne également et modifie l'équilibre cristallin en attirant ou en repoussant les ions voisins.

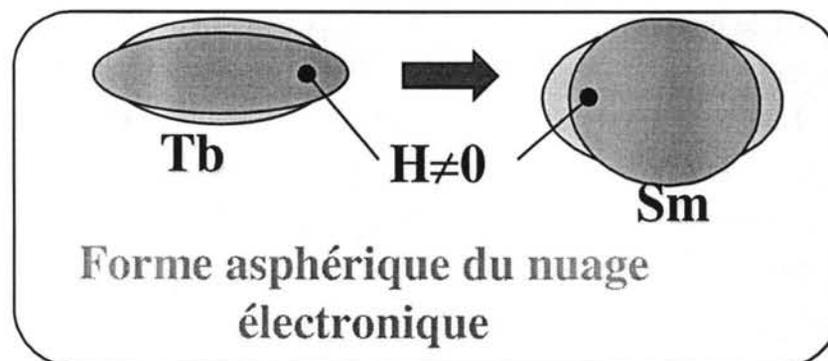


Figure II-2 : Forme des nuages électroniques 4f de quelques terres

Direction de facile aimantation: le réseau cristallin impose des directions préférentielles pour l'aimantation. Néanmoins si un champ magnétique est appliqué au matériau, ses moments magnétiques auront tendance à s'aligner dans la direction de ce champ pour minimiser l'énergie interne. Il s'ensuit un réarrangement des domaines magnétiques, ce qui modifie les dimensions du réseau cristallin de l'échantillon, d'où la déformation de ses dimensions géométriques.

II.1.3 Les matériaux magnétostrictifs

II.1.3.1 Introduction

Les métaux et alliages magnétostrictifs sont naturellement cristallins. Cependant, sous certaines conditions et par des traitements spéciaux, il est possible de les fabriquer sous forme amorphe. Un des premiers modes de fabrication est la trempe de l'échantillon (c'est à dire un refroidissement brutal). Les atomes alors se figent et n'ont pas le temps de se réorganiser sous forme cristalline. Pour des raisons de transfert de chaleur, cette méthode ne peut être appliquée qu'à des matériaux de faibles volumes et épaisseurs (rubans, poudres...). Une seconde méthode consiste en des dépôts de couches minces afin de créer des couches de matériaux amorphes. Il n'est donc pas possible de trouver des barreaux magnétostrictifs amorphes. Par contre les couches magnétostrictives amorphes possèdent quelques avantages par rapport aux couches minces cristallines et c'est donc une des méthodes les plus intéressantes encore en pleine évolution en vue de leur utilisation dans des micro-systèmes^[14,Betz].

Les principaux matériaux magnétostrictifs peuvent être séparés en deux groupes: les métaux (fer, cobalt, nickel principalement), les alliages métalliques et ferrites d'un côté et les composés de terres rares de l'autre.

C'est sur le nickel et sur les alliages métalliques que les premiers effets magnétostrictifs ont été observés. Mais ces matériaux ont une déformation très faible qui reste inférieure à 100 ppm avec des coefficients de couplage magnéto-mécanique^[32,Berlincourt] de l'ordre de 0.3. Par contre leur température de Curie (voir Tableau II-1) est très élevée et garantit une bonne stabilité thermique.

Les ferrites ont ensuite été mis au point : leur effet magnétostrictif est plus important. Par ailleurs, ils peuvent être utilisés à des fréquences élevées et présentent un fort rendement électroacoustique. Leur inconvénient majeur est leur fragilité.

II.1.3.2 Les terres rares

Les terres rares possèdent des coefficients de magnétostriction extrêmement importants souvent supérieurs à 1000 ppm mais à des températures cryogéniques^{[15,Dooley] [16,Cullen]}.

Pour parer aux problèmes liés aux très basses températures de curie (T_c) des terres rares, ces composés sont alliés à du fer dont la T_c est très élevée. Ainsi les composés $TbFe_2$ et $SmFe_2$ fournissent la plus grande magnétostriction (respectivement positive et négative) à température ambiante. Pour ces alliages le terme "magnétostriction géante" est utilisé. La température de curie de ces alliages reste faible et entraîne une variation des propriétés magnétostrictives de ces derniers avec la température. On montre que la magnétostriction décroît de façon monotone avec l'augmentation de la température.

Matériau	λ_s (ppm) polycristal	T_c (°C) polycristal	λ_s (ppm) amorphe	T_c (°C) amorphe
Ni	-33	358	-	-
Co	-62	1130	-	-
Fe	-9	707	-	-
$SmFe_2$	-1560	676	-300	403
$TbFe_2$	1735	711	475	425
$DyFe_2$	433	635	50	362
$Tb_{0.3}Dy_{0.7}Fe_2$	1100	380	375	-

Tableau II-1 : Température de Curie et coefficient de magnétostriction à saturation de certains matériaux polycristallins et amorphes^[17,Clark].

En étudiant les résultats présentés (cf. Tableau II-1 ci-dessus), nous constatons que les coefficients magnétostrictifs des matériaux amorphes sont beaucoup plus faibles que ceux des matériaux polycristallins. Malgré cela les matériaux amorphes possèdent l'avantage d'avoir une déformation importante sous faible champ. De plus du fait de leur faisabilité en couche mince, ils conviennent parfaitement aux applications micro-systèmes^[18,Body]. L'obtention de déformations significatives sous très faible champ est un aspect déterminant pour ces applications.

Les alliages polycristallins terre rare-Fe₂ ont une température de Curie plus élevée que les matériaux amorphes mais ils souffrent d'une forte anisotropie qui gêne le processus de rotation du champ. L'introduction de dysprosium permet d'adoucir le matériau en réduisant son énergie d'anisotropie tout en conservant une magnétostriction élevée.

II.1.4 Les principaux effets magnétostrictifs

Ce paragraphe décrit succinctement les différentes manifestations de la magnétostriction^[19,20,21,Lee]. Elles sont décrites dans le cas d'un barreau magnétostrictif soumis à un champ magnétique axial.

L'effet Joule longitudinal

C'est le phénomène le plus important et le plus utilisé de la magnétostriction. Il se caractérise par la variation de la longueur Δl d'un barreau magnétostrictif de longueur l . Il est quantifié par le coefficient de magnétostriction à saturation représentant la variation de la longueur du barreau par rapport à son état désaimanté isotrope. L'histoire magnétique du matériau est rarement connue. Pour cette raison, nous considérons seulement la mesure différentielle entre la magnétostriction parallèle et la magnétostriction perpendiculaire à saturation :

$$\lambda_s = \frac{2}{3} \cdot (\lambda_{//} - \lambda_{\perp}) \quad \text{Eq. 6}$$

Où $\lambda_{//}$ est la magnétostriction à saturation (l'asymptote de la déformation tend vers une droite horizontale) lorsque le champ appliqué est parallèle à l'axe de facile aimantation du barreau. Idem pour λ_{\perp} mais avec un champ perpendiculaire.

Ce coefficient peut prendre des valeurs positives (la magnétostriction positive) ou négatives (la magnétostriction négative) et permet la classification des matériaux magnétostrictifs en fonction de leur déformation (cf. Figure II-1).

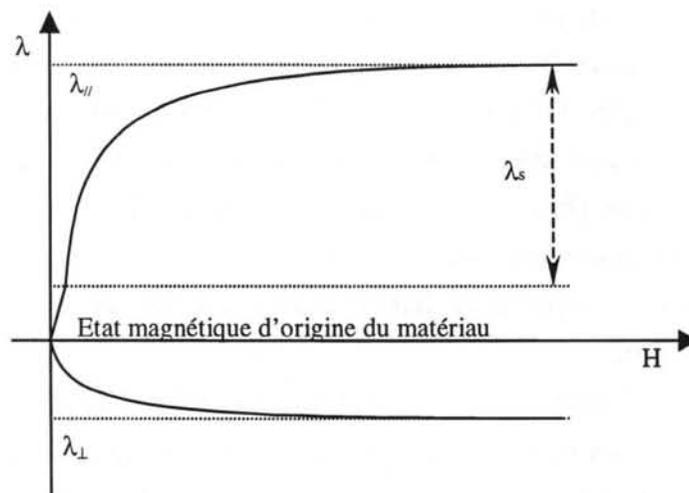


Figure II-3 : Mesure expérimentale du coefficient de magnétostriction à saturation

L'effet Joule transversal

Il est lié à la variation des dimensions transversales du barreau qui accompagne son allongement élastique. Le coefficient de Poisson rend compte de cet effet transversal consécutif à un allongement.

L'effet Villari

Ce phénomène est l'effet longitudinal inverse. Lorsque la longueur du barreau est modifiée mécaniquement, deux phénomènes sont possibles : soit le barreau s'aimante en créant un champ magnétique le long de son axe, soit son état d'aimantation se modifie. C'est le phénomène utilisé dans les capteurs magnétostrictifs de déformation.

L'effet Wiedemann

Cet effet consiste en une torsion du barreau suivant son axe lorsqu'il est traversé par un courant axial et aimanté selon son axe.

L'effet Guillemin ou effet de flexion

Un barreau suffisamment fin et long placé en position horizontale, encastré d'un côté avec un poids suspendu de l'autre côté subit une courbure. Lorsque ce barreau est traversé dans le sens de sa longueur par champ, le rayon de courbure varie. Cet effet met en évidence la dépendance des constantes de cisaillement du matériau avec le champ magnétique.

Les effets de variation de volume

L'effet de forme: variation de volume à champ faible, elle dépend de la géométrie de l'échantillon.

L'effet de cristal: Il se produit pour un champ magnétique plus élevé et devient plus important pour des valeurs très élevées du champ magnétique (c'est la magnétostriction forcée).

Cependant ces effets de variation de volume sont très faibles et comme nous l'avons déjà souligné (cf. II.1. La magnétostriction), l'effet magnétostrictif de joule est souvent considéré sans variation de volume (ce sera une de nos hypothèses pour la suite).

L'effet ΔE

La déformation cristalline entraîne une variation du module d'Young du matériau lorsque l'aimantation varie. La variation ΔE du module d'Young est l'une

des causes du glissement de la fréquence de résonance des barreaux magnétostrictifs.

$\frac{\Delta E}{E_0}$ est de l'ordre de 15% au maximum pour le Nickel mais peut atteindre

jusqu'à 190% (à 200 kA/m) dans le cas du Terfenol-D [22,Savage]. La Figure II-4 donne à titre d'exemple la courbe du module d'Young à H constant pour deux alliages différents [23,Clark].

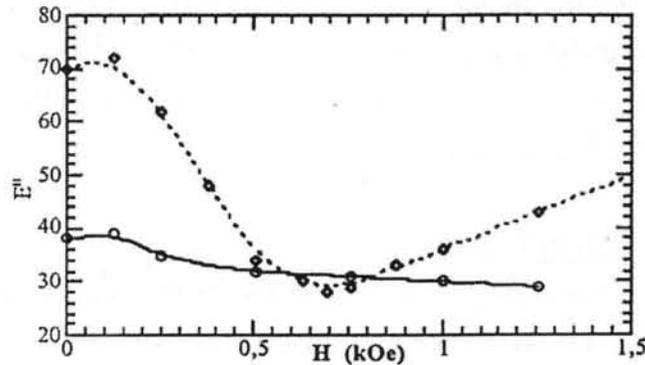


Figure II-4 : Illustration de l'effet ΔE pour des échantillons préparés par la méthode Brigman, à 298°K. En pointillés : $(Tb_{0,6}Dy_{0,4})_{0,42}Fe_{0,58}$ et en trait plein : $(Tb_{0,6}Dy_{0,4})_{0,33}Fe_{0,67}$

Nous retiendrons de cette énumération les effets principaux dont les applications industrielles sont directes : l'allongement longitudinal (Joule) et la compression transverse qui l'accompagne ainsi que la torsion (Wiedemann) du barreau.

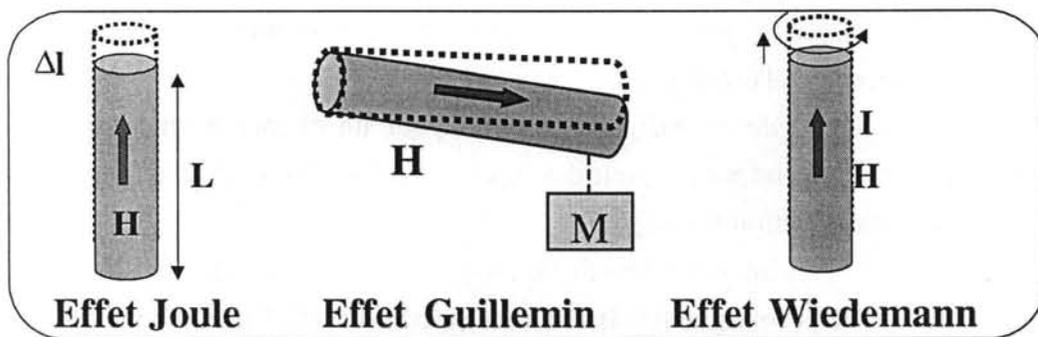


Figure II-5 : Illustration des principaux effets magnétostrictifs

II.1.5 Un peu de théorie

Il existe de nombreuses théories plus ou moins complexes décrivant le comportement d'un barreau magnétostrictif et les pertes (hystérésis, courants induits, etc) qui l'accompagnent [24,Meeks][25,Torre][26,DeSimone]. L'étude théorique et les modèles

associés n'étant pas le but de notre travail, nous présentons dans ce paragraphe les bases théoriques nécessaires à l'interprétation des résultats de mesures présentés au Chapitre IV .

Nous nous baserons sur les principes de théorie suivants ^[27,Claysssen] pour pouvoir interpréter correctement les différents paramètres d'un matériau magnétostrictif. Pour les notations exactes, se référer à la norme « IEEE Standard on Magnetostrictive Materials » ^[28,TCTR]. La magnétostriction est une fonction paire car elle répond au carré de l'induction magnétique. Dans le cas d'un barreau, la déformation S en l'absence de contrainte s'écrit :

$$S(B) = \sum_{i=1}^{\infty} k_i \cdot B^{2i} \tag{Eq. 7}$$

Si le signe du coefficient k_i est positif, le matériau est à magnétostriction positive et il tend à s'allonger sous l'action du champ magnétique, inversement pour un matériau à magnétostriction négative.

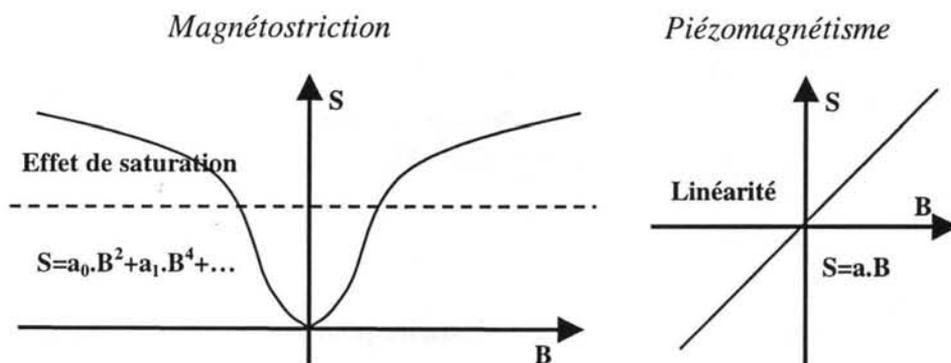


Figure II-6 : Illustration des différences entre le piézo-magnétisme et la magnétostriction

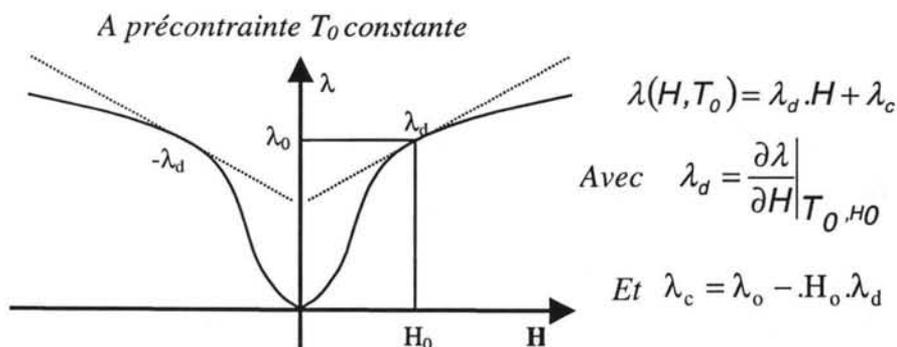


Figure II-7 : Exemple de linéarisation autour d'un point de fonctionnement T_0, H_0

Pour comprendre les relations entre les grandeurs physiques impliquées dans l'effet magnétostrictif, nous allons présenter les équations régissant le piézo-magnétisme. Par définition les phénomènes de « piézo » magnétisme comme de « piézo » électricité sont régis par des équations linéaire (cf. Figure II-6). Dans le cas de la magnétostriction (phénomène physique fortement non - linéaire), ces équations sont valables pour une faible variation du champ d'excitation H autour d'un point de fonctionnement de pré-polarisation H_0 et de précontrainte T_0 (cf. Figure II-7). Le piézo-magnétisme ne permet donc pas de modéliser le comportement d'un barreau magnétostrictif dans sa globalité mais seulement partiellement. Toutefois il permet d'interpréter une grande partie des résultats de mesure.

Les équations constitutives d'un milieu piézo-magnétique s'écrivent sous forme d'un système reliant le tenseur des contraintes [T], le tenseur des déformations [S], le vecteur induction magnétique \vec{B} et le vecteur champ magnétique \vec{H} . En choisissant par exemple [S] et \vec{H} comme variables indépendantes, [T] et \vec{B} s'expriment de la façon suivante :

$$T_{ij} = \sum_{k=1}^3 \sum_{l=1}^3 c_{ijkl}^H \cdot S_{kl} - \sum_{n=1}^3 e_{nij} \cdot H_n \quad \text{Eq. 8}$$

$$B_m = \sum_{k=1}^3 \sum_{l=1}^3 e_{mkl} \cdot S_{kl} - \sum_{n=1}^3 \mu_{nm}^S \cdot H_n \quad \text{Eq. 9}$$

avec $i, j, m = 1, 2, 3$

Avec les hypothèses de l'élasticité pour les petites déformations et la symétrie sur les tenseurs de contrainte et de déformation, il est possible de simplifier le nombre de paramètres.

$$T_{ij} = T_{ji} \quad S_{ij} = S_{ji} \quad \text{Eq. 10}$$

Cette simplification permet de réduire les tenseurs à neuf composantes en vecteur à six composantes^[29,Nye]. Il deviennent (conformément à la standardisation des équations piézo-électriques) :

$$T_{ij} = T_{\alpha}, \quad S_{ij} = S_{\alpha} \quad \text{si } i = j \text{ et } \alpha = i \quad \text{Eq. 11}$$

$$S_{ij} = 2 \cdot S_{\alpha} \quad \text{si } i \neq j \text{ et } \alpha = 9-(i + j) \quad \text{Eq. 12}$$

Un système ou un autre en fonction des inconnues que l'on recherche sera choisi. Les quatre systèmes d'équations générales s'écrivent maintenant de la manière suivante :

$$\begin{cases} T_\alpha = \sum_{\beta=1}^6 c_{\alpha\beta}^H \cdot S_\beta - \sum_{n=1}^3 e_{n\alpha} \cdot H_n \\ B_m = \sum_{\beta=1}^6 e_{m\beta} \cdot S_\beta + \sum_{n=1}^3 \mu_{mn}^S \cdot H_n \end{cases} \quad \begin{array}{l} \text{Contrainte et induction magnétique} \\ \text{Eq. 13} \end{array}$$

$$\begin{cases} T_\alpha = \sum_{\beta=1}^6 c_{\alpha\beta}^B \cdot S_\beta - \sum_{n=1}^3 h_{n\alpha} \cdot B_n \\ H_m = -\sum_{\beta=1}^6 h_{m\beta} \cdot S_\beta + \sum_{n=1}^3 v_{mn}^S \cdot B_n \end{cases} \quad \begin{array}{l} \text{Contrainte et champ magnétique} \\ \text{Eq. 14} \end{array}$$

$$\begin{cases} S_\alpha = \sum_{\beta=1}^6 s_{\alpha\beta}^B \cdot T_\beta - \sum_{n=1}^3 g_{n\alpha} \cdot B_n \\ H_m = -\sum_{\beta=1}^6 g_{m\beta} \cdot T_\beta + \sum_{n=1}^3 v_{mn}^T \cdot B_n \end{cases} \quad \begin{array}{l} \text{Déformation et champ magnétique} \\ \text{Eq. 15} \end{array}$$

$$\begin{cases} S_\alpha = \sum_{\beta=1}^6 s_{\alpha\beta}^H \cdot T_\beta - \sum_{n=1}^3 d_{n\alpha} \cdot H_n \\ B_m = \sum_{\beta=1}^6 d_{m\beta} \cdot T_\beta + \sum_{n=1}^3 \mu_{mn}^T \cdot H_n \end{cases} \quad \begin{array}{l} \text{Déformation et induction magnétique} \\ \text{Eq. 16} \end{array}$$

avec $\alpha, \beta = 1, \dots, 6$ et $m, n = 1, 2, 3$

Les matrices intervenants dans les équations sont à diviser en trois groupes :

1. Les matrices de constantes mécaniques

- $[c^H]$: matrice des rigidités à champ magnétique constant
- $[c^B]$: matrice des rigidités à induction magnétique constante
- $[s^H]$: matrice des élasticités à champ magnétique constant
- $[s^B]$: matrice des élasticités à induction magnétique constant

2. Les matrices de constantes magnétiques

- $[\mu^S]$: matrice des perméabilités magnétiques à déformations constantes
- $[\mu^T]$: matrice des perméabilités magnétiques à contraintes constantes
- $[v^S]$: matrice des perméabilités inverses à déformations constantes
- $[v^T]$: matrice des perméabilités inverses à contraintes constantes

3. Les constantes de couplage piézo-mécanique $[e]$, $[h]$, $[g]$, $[d]$ ne portent pas de noms particuliers

Les études conduites par Messieurs Etienne du Tremolet de Lacheisserie et J. Rouchy au laboratoire Louis Néel (CNRS, Grenoble)^[30,Lacheisserie] ont permis de déterminer la matrice élastomagnétique du Terfenol-D à Grains Orientés suivant l'axe cristallographique [112] (que l'on prendra arbitrairement comme axe 3) utilisé en tant que barreau pré-polarisé et précontraint suivant l'axe 3. La matrice élastomagnétique est structurée de la même façon que pour les céramiques piézo-électriques :

$$\begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \\ B_1 \\ B_2 \\ B_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} s_{11}^H & s_{12}^H & s_{13}^H & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & d_{31} \\ s_{12}^H & s_{11}^H & s_{13}^H & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & d_{31} \\ s_{13}^H & s_{13}^H & s_{33}^H & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & d_{33} \\ 0 & 0 & 0 & s_{44}^H & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44}^H & 0 & d_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{66}^H & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 & \mu_{11}^T & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 & 0 & 0 & \mu_{11}^T & 0 \\ d_{31} & d_{31} & d_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu_{33}^T \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \\ H_1 \\ H_2 \\ H_3 \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 17}$$

Une autre hypothèse vérifiée expérimentalement^[31,ESPCI] vient du fait que les matériaux magnétostrictifs sous des champs inférieurs à environ 100 kA/m se déforment à volume constant. Nous obtenons alors la relation :

$$d_{31} = -\frac{1}{2} \cdot d_{33} \quad \text{Eq. 18}$$

Physiquement, d_{33} correspond à la quantification de l'effet Joule longitudinal (allongement du barreau), d_{31} correspond à l'effet Joule transversal et d_{15} les effets Guillemin et Wiedemann (flexion et torsion du barreau). A ces trois coefficients d_{33} , d_{31} et d_{15} , nous associons respectivement les coefficients de couplage k_{33} , k_{31} et k_{15} .

Si nous nous plaçons maintenant dans le cadre de notre application, c'est à dire dans le cas d'un actionneur magnétostrictif : le barreau est à priori contraint (T_3) uniquement suivant son axe et il n'a pas de contraintes radiales. On peut donc considérer les termes de contrainte T_1 et T_2 nuls. Il en est de même pour les contraintes de cisaillement T_4 , T_5 , T_6 . L'actionneur magnétostrictif est également magnétiquement polarisé seulement dans le sens de sa longueur. Nous pouvons donc supposer les inductions radiales B_2 et B_3 nulles. Dans ces conditions le système d'équations aux variables indépendantes H et T devient :

$$\begin{cases} S_3 = s_{33}^H \cdot T_3 - d_{33} \cdot H_3 \\ B_3 = d_{33} \cdot T_3 + \mu_{33}^T \cdot H_3 \end{cases} \quad \text{Eq. 19}$$

Vues les faibles dimensions radiales du barreau par rapport à sa longueur et sachant que le barreau se déforme à volume constant pour les valeurs de champ que nous utilisons, nous pouvons considérer que ses déformations radiales S_1 et S_2 sont très faibles et nous n'en tiendrons pas compte par la suite.

Un dernier terme important est le coefficient de couplage longitudinal k_{33} . Il représente la capacité du matériau à coupler deux énergies et en l'occurrence les énergies magnétiques et mécaniques. En transposant des travaux effectués sur la piézo-électricité au piézo-magnétisme, on obtient ce coefficient grâce à l'analyse de la densité d'énergie interne dans un barreau long en mode longitudinal. Cette énergie interne peut être divisée en trois parties :

$$\text{L'énergie purement élastique : } U_e = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{s_{33}^B} \cdot S_3^2 \quad \text{Eq. 20}$$

$$\text{L'énergie de couplage magnéto - élastique : } U_{me} = \frac{1}{2} \cdot \frac{g_{33}}{s_{33}^B} \cdot S_3 \cdot B_3 \quad \text{Eq. 21}$$

$$\text{L'énergie purement magnétique : } U_m = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{\mu_{33}^T} + \frac{g_{33}^2}{s_{33}^B} \right) \cdot B_3^2 \quad \text{Eq. 22}$$

Le coefficient k_{33} a pour valeur :

$$k_{33}^2 = \frac{U_{me}^2}{U_e \cdot U_m} = \frac{d_{33}^2}{s_{33}^H \cdot \mu_{33}^T} \quad \text{Eq. 23}$$

Cette définition peut prendre plusieurs formes^[32,33,Berl] car elle dépend du choix des variables d'état. k_{33} est compris entre 0 et 1 et plus sa valeur sera importante plus le couplage magnéto - mécanique sera parfait.

II.1.6 Les barreaux à magnétostriction géante

Les barreaux que nous allons décrire dans ce paragraphe sont composés d'un alliage de Terbium, Dysprosium, Fer plus communément appelé Terfenol-D. Son importante déformation à température ambiante en fait le matériau le mieux adapté pour notre développement d'actionneur magnétostrictif.

Le Terfenol-D est constitué de Terbium, Dysprosium et Fer dont la stœchiométrie^[34,Clark] est en moyenne la suivante $Tb_{0,3}Dy_{0,7}Fe_2$. Une diminution de la proportion de Terbium ($Tb_{0,27}$) contribuera à linéariser les caractéristiques aux dépends de la déformation maximale. Alors qu'une diminution de ce composé permettra une utilisation à des températures basses ($Tb_{0,35}$, $-60^\circ C$) mais augmentera l'hystérésis.

Différentes méthodes permettent de fabriquer ce type de barreau sous différents états cristallins. Les propriétés de chacun diffèrent selon l'élaboration.

Les barreaux performants actuellement sur le marché sont des monocristaux. L'étude de ces matériaux a montré qu'ils présentent la plus forte magnétostriction suivant l'axe cristallographique [111]. Malheureusement l'axe préférentiel de croissance cristalline du matériau est perpendiculaire à cette direction. Il est donc impossible d'obtenir de long cristaux suivant la direction [111]. Les alliages polycristallins sont eux beaucoup plus faciles à réaliser mais au prix de performances réduites, ils sont appelés Terfenol à Grain Non Orienté (GNO). Des recherches^[35,36,37,38,Savage] ont permis d'élaborer depuis quelques années un procédé de fabrication permettant d'obtenir des cristaux de tailles suffisamment importantes pour envisager des actionneurs aux propriétés intéressantes. Ce procédé appelé T.C.S. pour Twinned Single Cristal (bicristaux jumelés) ne permet pas de faire croître le cristal suivant la direction de facile aimantation [111] mais suivant un axe proche, l'axe [112]. Du point de vue magnétostrictif, les mécanismes sont plus complexes et dépendent des comportements différents des dendrites formant le cristal^[39,Clark]. Dans une des dendrites « la parente », la magnétostriction est obtenue par un saut alors que dans la jumelle elle se développe continûment^{[40,Clark][41,Xhao]}.

Les deux principales techniques permettant de réaliser des matériaux à Grain Orientés dans la direction [112] sont :

- La fusion de zone verticale (FSZM material, Free-Stand Zone Melt)^[42,43,44,Masters] qui permet de réaliser des barreaux cylindriques d'une dizaine de centimètres de long s'approchant du bi-cristal parfait et présentant un saut de magnétostriction. Inconvénient : le diamètre du barreau ne peut pas excéder de l'ordre de 8 mm chez les fabricants actuels. Les barreaux de Terfenol-D fabriqués par cette méthode présentent la plus grande déformation.
- La méthode « Brigman Modifié » permet de réaliser des barreaux jusqu'à 20 cm de long et 5 cm de diamètre. Le procédé est moins parfait que pour le FSZM et leurs propriétés sont légèrement inférieures. Le cristal étant moins parfait, l'effet de saut dû à la dendrite « parente » est atténué. Ceci implique des courbes de magnétostriction moins élevées mais plus linéaires.

Les recherches continuent et les matériaux magnétostrictifs sont en pleine évolution. Leurs caractéristiques ne cessent de s'améliorer.

Les techniques que nous venons de voir précédemment sont les plus fréquemment utilisées. Elle consiste donc à faire pousser un cristal puis de le tailler

sous forme cylindrique ou parallélépipédique pour en faire un barreau. La croissance du barreau puis sa découpe nécessitent un temps de fabrication très long d'où un coût de réalisation très important.

Une nouvelle technique de fabrication, en cours de développement et particulièrement bien avancée chez la société TDK^[45,Mori], est issue de la métallurgie des poudres. Le procédé de fabrication est beaucoup plus simple et rapide que ceux vus précédemment et il permet d'obtenir des matériaux de formes diverses. Les propriétés de ces barreaux n'égalent pas ceux fabriqués par la méthode FSZM mais elles sont tout de même honorables pour un prix qui serait d'ores et déjà inférieur de moitié. Les matériaux à l'état de poudre sont mélangés et compactés sous la forme désirée en présence d'un champ magnétique. Ils subissent ensuite des contraintes thermiques et magnétiques permettant la diffusion des éléments. Il en résulte un matériau polycristallin axé sur la direction cristallographique [111], axe de facile aimantation, ce qui lui confère de très bonnes performances. La déformation à faible champ est moins importante que pour les matériaux FSZM car comme pour la méthode Bridgman l'effet du saut magnétostrictif est moins grand.

Terminons sur une dernière information concernant leur prix : un barreau FSZM de diamètre 7 mm. et de longueur 80 mm. coûte environ 580\$ (source Etrema Products Inc.). Le prix est généralement proportionnel au poids du barreau. Le matériau actif est de loin l'élément le plus cher pour un actionneur magnétostrictif. Une réduction des coûts de moitié comme annoncée par TDK permettrait d'élargir leurs champs d'application. Une réduction ultérieure du prix (un facteur 10 est envisagé) pourrait avoir un fort impact industriel.

II.1.6.1 Comparaison des performances des différentes méthodes de fabrication Bridgman et FSZM

L'Université de Hull et de Salford nous ont fourni de nouvelles données (cf. Figure II-10 et Figure II-11) sur les derniers matériaux magnétostrictifs disponibles dans le commerce. En comparaison avec les anciennes données dont nous disposons (Dr Kvarnsjo, Royal Institute of Technology, Suède, cf. Figure II-8, mesures faites sur des barreaux à magnétostriction géante fabriqués par Etrema), nous constatons une amélioration significative des caractéristiques magnéto-mécaniques. Une déformation plus importante est relevée à faible champ et faible précontrainte. Ces nouvelles caractéristiques ont été utilisées pour la modélisation magnétique. Cependant, l'hystérésis est plus important sur les nouveaux barreaux utilisés.

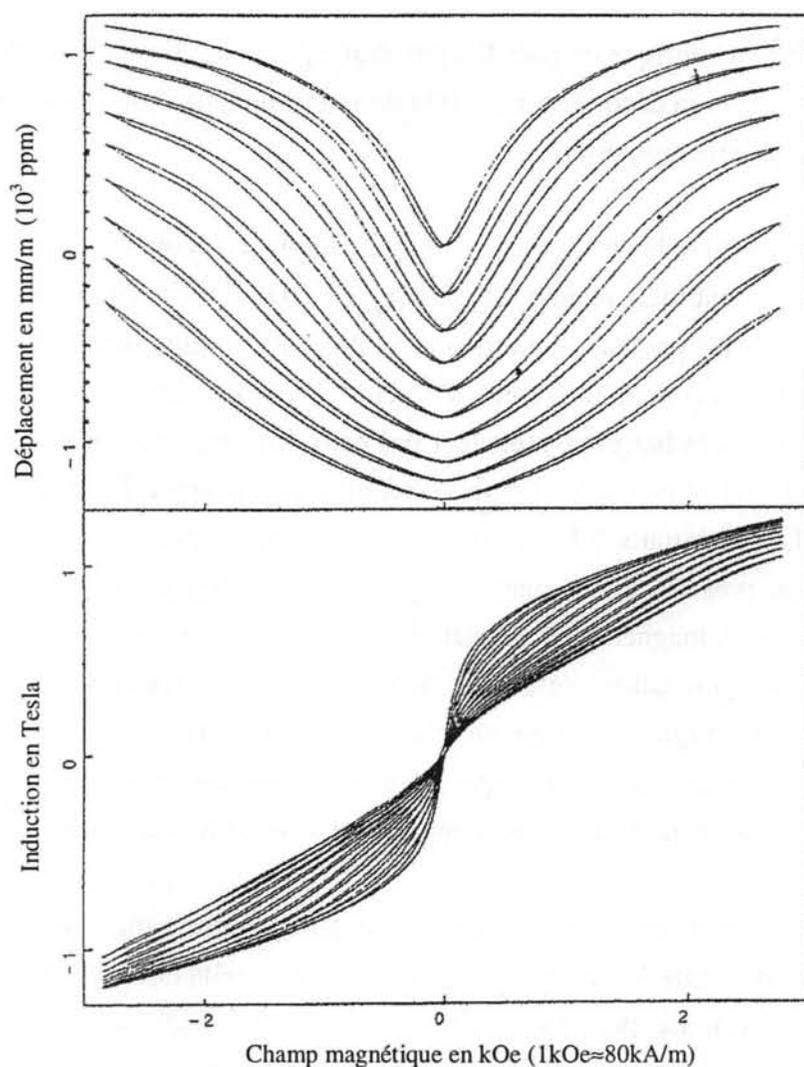


Figure II-8 : Courbes de $\epsilon(H,\sigma)$ et $B(H, \sigma)$ pour le Terfenol-D. Les valeurs de précontrainte sont : 1, 6.5, 12, 19, 26.5, 34.5, 42.5, 50, 57.5 et 65 MPa. Méthode de fabrication Bridgman.

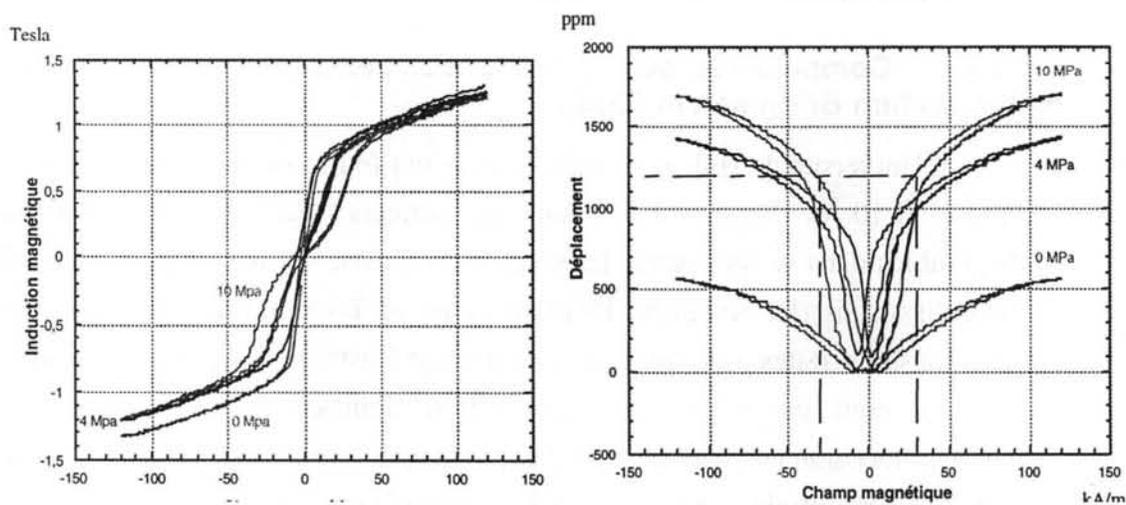


Figure II-9: L'induction dans le barreau en fonction du champ (à gauche) et la déformation du barreau en fonction du champ magnétique (à droite). Méthode de fabrication FSZM.

II.1.6.2 Comparaison entre les barreaux Etrema FSZM et TDK

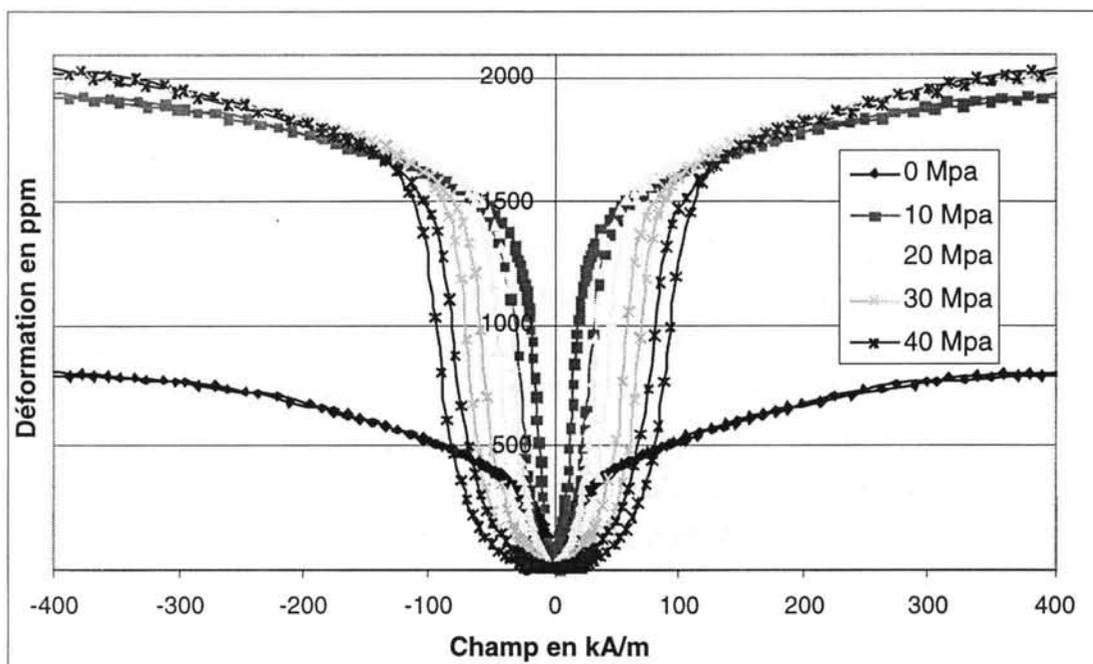


Figure II-10 : Caractéristiques en déplacements des barreaux FSZM Etrema en fonction de la précontrainte.

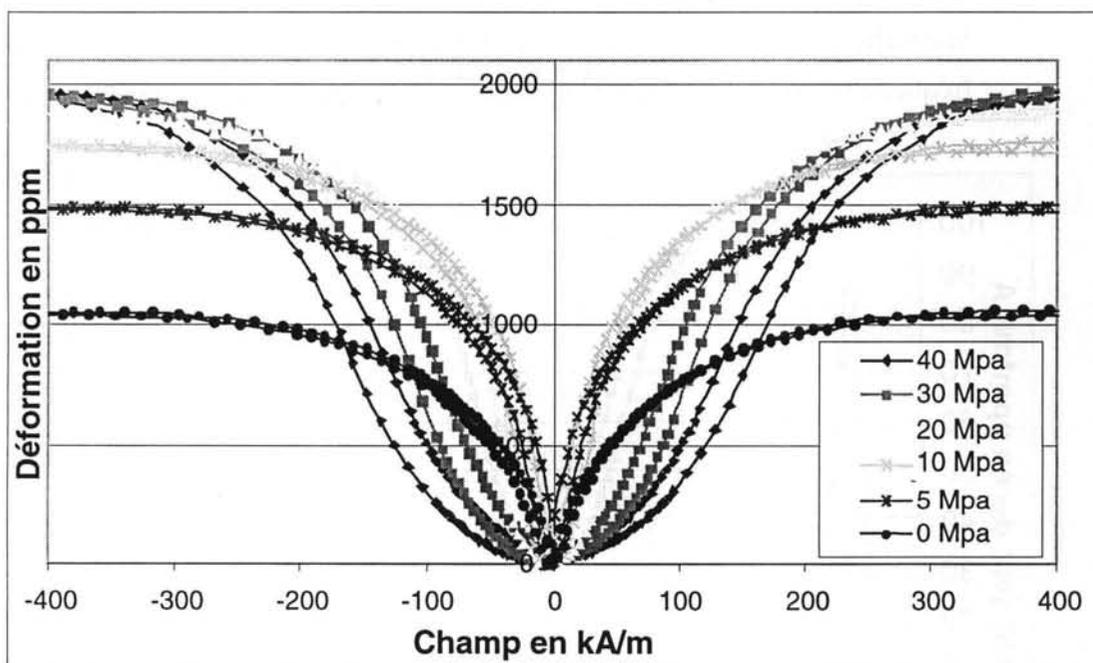


Figure II-11 : Caractéristiques en déplacement des barreaux TDK en fonction de la précontrainte.

Les Figure II-10 et Figure II-11 permettent de comparer les performances, en terme de déplacement, des barreaux FSZM fabriqués par Etrema et des

barreaux fabriqués avec la technologie des poudres par TDK. Ces mesures ont été relevées par notre partenaire de l'université de Salford.

Tout d'abord, l'intérêt de la pré-contrainte est immédiatement visible. Il faut dans le cas d'un barreau FSZM Etrema environ 15 MPa de pré-contrainte pour obtenir le déplacement maximal alors que 30 MPa est nécessaire dans le cas d'un barreau TDK. La déformation est légèrement supérieure dans le cas d'un barreau FSZM Etrema et elle nécessite un champ plus faible. Par exemple, sous 20 MPa de pré-contrainte et pour obtenir une déformation de 1500 ppm, il faudra un champ de 135 kA/m pour un barreau TDK alors que seulement 65 kA/m suffira pour un barreau FSZM Etrema. Ou encore, sous 40 MPa de pré-contrainte et pour obtenir une déformation de 1500 ppm, il faudra un champ de 215 kA/m pour un barreau TDK alors que seulement 105 kA/m suffira pour un barreau FSZM Etrema. L'utilisation d'un barreau TDK nécessitera donc un champ magnétique beaucoup plus important pour obtenir des déformations identiques à un barreau FSZM.

On constate également une hystérésis beaucoup plus importante dans le cas des barreaux TDK pour des pré-contraintes supérieures à 20 MPa. Par conséquent, les pertes par hystérésis (pertes Fer) qui sont proportionnelles à l'aire décrite sous la courbe d'hystérésis et également au nombre de cycles parcourus (c'est à dire la fréquence d'excitation), seront plus importantes pour ce type de barreau.

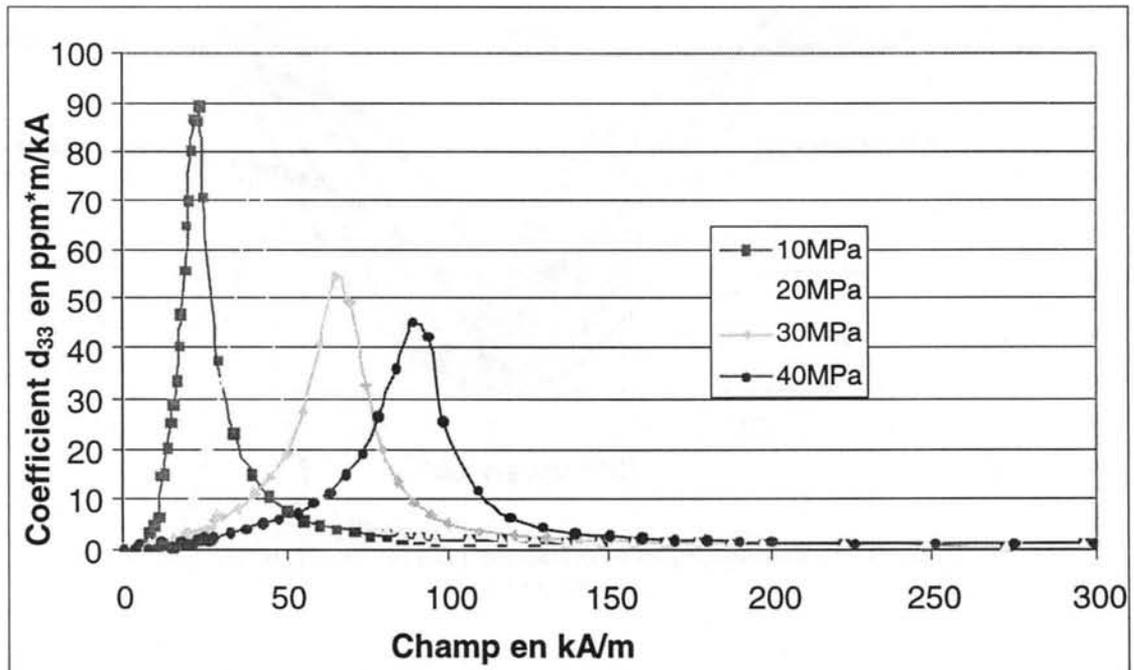


Figure II-12 : Coefficient d_{33} des barreaux FSZM Etrema en fonction de la précontrainte.

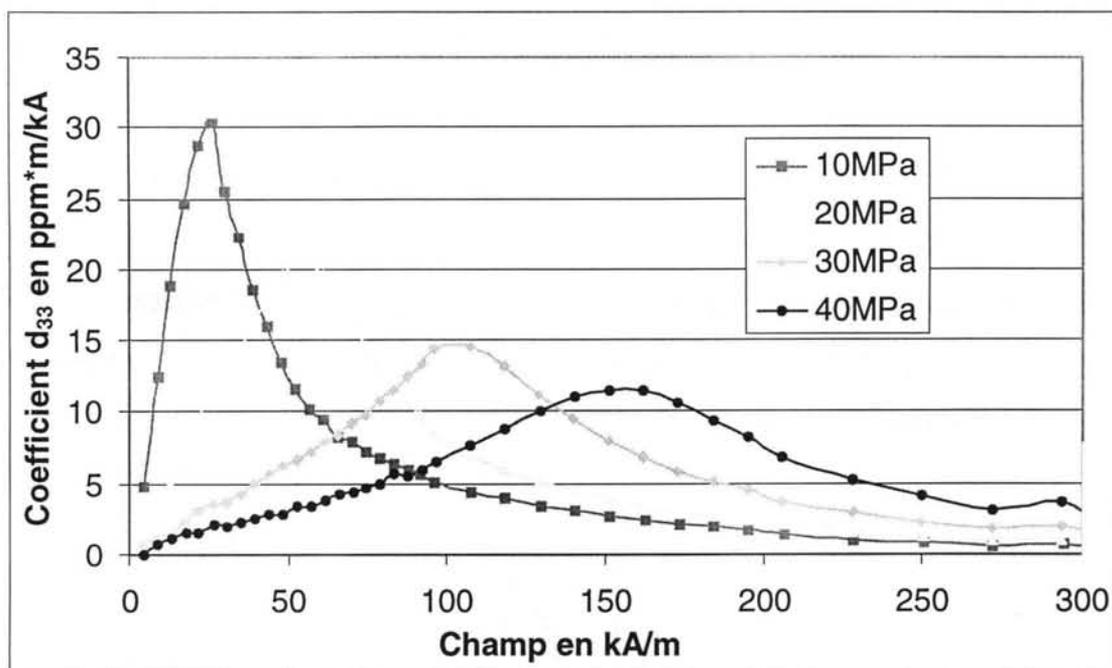


Figure II-13 : Coefficient d_{33} des barreaux TDK en fonction de la précontrainte.

Les Figure II-12 et Figure II-13 montrent l'évolution du coefficient d_{33} en fonction du champ magnétique appliqué au barreau, respectivement dans le cas d'un barreau FSZM fabriqué par Etrema et d'un barreau fabriqué avec la technologie des poudres par TDK. Ce coefficient représente le couplage piézo-magnétique propre au matériau. Il passe par un maximum où ce couplage est le plus important, pour ensuite redescendre à zéro suite à la saturation magnétique du matériau. Plus d_{33} est élevé et atteint son maximum à faible champ plus la déformation sera importante à faible champ pour le barreau FSZM.

Les caractéristiques des barreaux présentées jusque là, sont des mesures statiques ou quasi-statiques (à très faible fréquence inférieure à 1 hertz). Nous avons observé que les déformations pouvaient aller jusqu'à 2000 ppm. On peut trouver dans la littérature des déformations de plus de 2400 ppm^[46,Claysssen]. Ces mesures sont réalisées en dynamique sous condition de résonance mécanique du barreau. Pour cela, la précontrainte est ajustée en fonction de la fréquence de résonance souhaitée. Ceci implique de travailler toujours à la même fréquence, ce qui ne convient pas aux applications de contrôle actif des vibrations ou de test de structure.

A propos des performances des barreaux de Terfenol-D, un phénomène intéressant est à signaler. Paradoxalement, les performances de ces matériaux semblent s'améliorer avec le nombre de cycles d'utilisation. Les recherches

menées par le Department of Applied Physics de l'université de Hull (GB) ont montré que le déplacement à faible précontrainte était fortement augmenté après une longue utilisation (+67% à 2 Mpa après 10^6 cycles). Par contre le champ statique utile pour obtenir le coefficient d_{33} maximum augmente avec le nombre de cycles^[47, Prajapati].

II.1.6.3 Précontraintes mécanique et pré-magnétisation

La Figure II-14 montre les caractéristiques simplifiées de déformation S en fonction du champ magnétique H des barreaux magnétostrictifs.

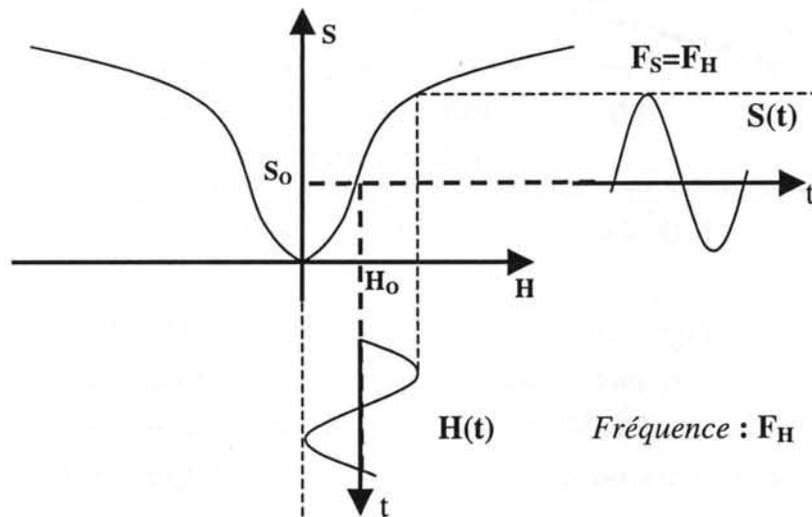


Figure II-14 : Intérêt de la prépolarisation magnétique

Nous pouvons constater qu'il est nécessaire, pour optimiser et rendre exploitable l'utilisation d'un barreau magnétostrictif, de le pré-magnétiser (le placer dans un champ magnétique constant) pour obtenir en sortie une grandeur mécanique de même fréquence que le courant d'alimentation. En pré-magnétisant le barreau à l'aide d'aimants (champ statique), le point de fonctionnement est modifié afin d'éviter le phénomène de doublement de fréquence illustré dans la Figure II-15 qui rendrait l'actionneur difficilement exploitable⁵. L'application d'un champ magnétique variable autour de ce point de fonctionnement permet au

⁵ Pour pallier le problème de doublement de fréquence, nous pourrions alimenter l'actionneur avec une fréquence deux fois plus faible que la fréquence de vibration désirée. Une forme de $H(t)$ adéquate permettrait de corriger la non-linéarité. Si cette idée est envisageable pour l'excitation de structure à des fréquences données, elle pose des problèmes pour le contrôle actif des vibrations. En effet, si la fonction $S(H)$ (déplacement en fonction du champ) n'est pas monotone, l'allongement du barreau peut se faire sous deux conditions : par ajout d'un courant positif ou d'un courant négatif suivant que nous travaillons dans la partie droite ou gauche de la fonction. Ces deux possibilités créent une confusion pour le système de contrôle qui risque de partir en saturation ou devenir instable. La pré-polarisation du barreau permet de rendre monotone la plage d'utilisation de $S(H)$ en se positionnant soit sur la partie droite soit sur la partie gauche de la fonction.

barreau de s'allonger mais également de se contracter, phénomène impossible sans champ statique. Il est également important de le pré - contraindre mécaniquement (cf. Figure II-8). La précontrainte mécanique oriente les domaines magnétiques du barreau perpendiculairement à l'axe de compression et a pour conséquence d'augmenter la déformation de celui-ci sous l'application d'un champ magnétique.

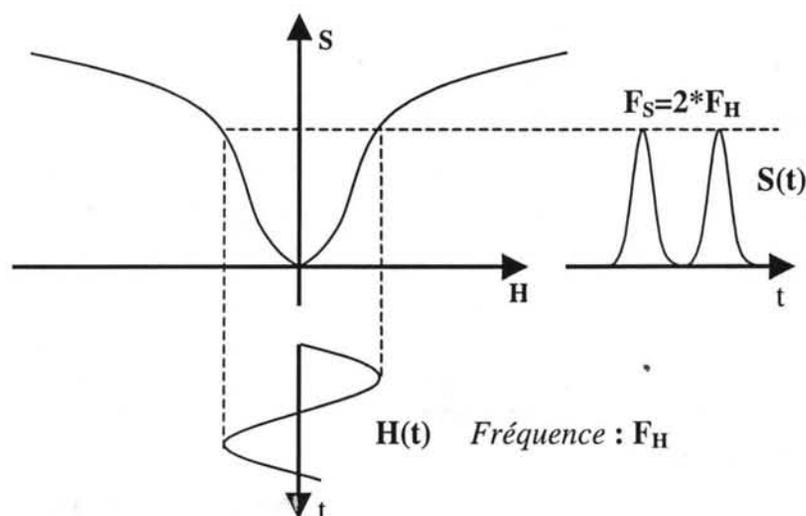


Figure II-15 : Effet du doublement de fréquence

L'alliage de fer et de terre rare donne par nature un composé cassant. Des précautions lors de la manipulation doivent être prises pour ne pas l'ébrécher. La précontrainte appliquée au barreau doit être la plus uniforme possible afin d'éviter le fléchissement de ce dernier. Enfin sa fragilité ne permet pas de le faire travailler en traction. Le barreau devra donc toujours être précontraint.

De manière générale lorsque la précontrainte augmente le coefficient piézo-magnétique d_{33} (il correspond à la pente des courbes $\delta(H)$) diminue ainsi que la perméabilité ^[48, Yoshikawa], il faut donc un champ magnétique plus important pour obtenir le même déplacement. Le point de polarisation doit également être relevé en augmentant la valeur du champ statique pour éviter le problème de doublement de fréquence.

II.1.6.4 Variation de la perméabilité magnétique des barreaux

Lorsque la bobine est alimentée par un courant sinusoïdal, le point de fonctionnement décrit une trajectoire ovale due à l'hystérésis du matériau. La perméabilité varie donc en fonction de l'amplitude du champ dynamique créé par la bobine. Les figures présentées ci-dessous représentent la variation de

l'induction en fonction du champ magnétique. La courbe qui est identique sur les deux figures représente une mesure quasi-statique pour de très grande amplitude de champ. En dynamique, lorsque l'amplitude du champ est faible (Figure II-17), la boucle (minor loop) décrite par le point de fonctionnement (ici simplifié par une double flèche) a une pente faible. La pente représente la perméabilité relative du barreau qui est au minimum égale à 4. Dans le cas le plus favorable présenté Figure II-16, la perméabilité relative peut atteindre 18. Cette variation de la perméabilité rend encore plus difficile la modélisation en vue du dimensionnement du circuit magnétique.

Qu'elle soit de 4 ou de 18, la perméabilité du barreau reste faible et proche de celle de l'air. Pour cette raison les fuites magnétiques dans l'air sont importantes (cf. Figure III-10) et il devient difficile d'obtenir un champ homogène dans un barreau de 10 cm de long.

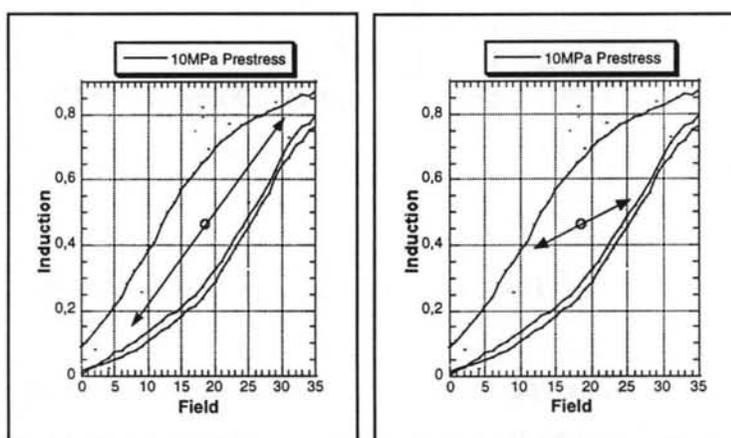


Figure II-16 : A gauche, image de la perméabilité sous champ alternatif de grande amplitude

Figure II-17 : A droite, image de perméabilité sous champ alternatif de faible amplitude

II.1.7 Conclusion

Nous venons de présenter, dans ce chapitre, les données essentielles relatives à la magnétostriction. Nous avons exposé le phénomène physique puis nous avons décrit les principaux matériaux existants et leurs caractéristiques. Lors de cette présentation, nous avons abordé les avantages de ces matériaux sans pour autant oublier leur complexité due au couplage non-linéaire entre les grandeurs physiques.

Les recherches continuent afin de découvrir des matériaux toujours plus performants présentant des déformations plus grandes sous faible champ. On peut aussi signaler des recherches qui ont pour but d'augmenter la linéarité de ces matériaux, autrement dit, augmenter la réponse piézo-magnétique^[49,Pulvirenty] ou encore réduire l'hystérésis de la courbe de déformation par rapport au champ magnétique^{[50,Wun-Fogle][51,Chin]}.

II.2 Le magnétisme

II.2.1 Les matériaux ferrites doux

Les ferrites ont une résistance et une dureté qui n'a pas d'égale dans les métaux ferromagnétiques. Trois sortes de ferrites sont communément utilisées. La première est utilisée pour fabriquer des aimants permanents. La deuxième possède de très bonnes caractéristiques à très haute fréquence et elle est principalement utilisée dans les appareils micro-ondes. La troisième est celle qui nous intéresse. Utilisé comme circuit magnétique dans les appareils nécessitant de larges bandes de fréquence, nous le retrouvons dans les transformateurs, les alimentations de puissance, les actionneurs vibrants, etc. Ce matériau est appelé « matériau ferrite doux ».

Groupe	Faible perte		Grande μ	Haute induction	
	Mn-Zn	Ni-Zn		Mn-Zn	Mn-Zn
Matériau	Mn-Zn	Ni-Zn	Mn-Zn	Mn-Zn	Mn-Zn
Application	Inductance	Inductance	Transformateur		Tête de lecture
Fréquence d'utilisation (MHz)	0.01	<20	<0.1	<0.3	nc
Perméabilité relative	1300	70	10000	2300	10000
Facteur relatif de pertes $\tan\delta/\mu \cdot 10^6$ (kHz)	1.2 (100)	<60 (10000)	<7 (10)	nc	20 (10)
Température de Curie (°C)	>200	>350	>130	>215	>190
Induction à saturation (mT)	465	300	400	450	>500
Résistance électrique ($\Omega \cdot m$)	25	$2.5 \cdot 10^5$	0.15	2	0.01

Tableau II-2 : Caractéristiques commerciales sur les ferrites (données catalogue TDK)

Les matériaux en ferrite doux peuvent être utilisés pour remplacer une partie d'un circuit magnétique dont la forme devient trop complexe. Dans le cas de l'actionneur magnétostrictif, nous avons choisi une structure plane pour le circuit magnétique (cf chapitre III). Il pourra être ainsi réalisé en fer doux laminé. La partie posant problème est l'interconnexion entre cette structure plane et la forme circulaire du barreau. Pour y remédier, deux petits cylindres ont été placés au dessus et en

dessous du barreau et dans son prolongement. Ces cylindres, appelés aussi pièces polaires, doivent avoir les propriétés suivantes : une faible conductivité électrique pour réduire les courants induits, une perméabilité et une induction à saturation élevées. Ces pièces cylindriques ne peuvent pas être réalisées en fer doux laminé. Les ferrites sont par contre les matériaux appropriés.

La variation du taux de mélange des métaux ainsi que l'ajout d'additifs permet d'obtenir des propriétés adaptées à différentes applications. Ces matériaux ferrites doux sont issus des méthodes de fabrication de la métallurgie des poudres. Ils possèdent une induction à saturation assez élevée et une perméabilité importante. En même temps, il est important de réduire les pertes par courants induits qui deviennent importantes lorsque la fréquence augmente. Pour cela, la structure de ces matériaux doit être le plus homogène possible, les cristaux (ou grains) dont ils sont composés doivent être de très petites tailles et enfin les liaisons chimiques entre les grains doivent permettre de les isoler les uns des autres. Les propriétés de plusieurs alliages de matériaux ferrites doux sont présentés dans le Tableau II-2.

II.2.2 Les aimants

Les aimants omniprésents (mais souvent invisibles) ont vu leur « puissance » multipliée par cent en un siècle. Ces progrès doivent beaucoup à la découverte et à la connaissance des structures atomiques de la matière.

La puissance d'un aimant n'a pas beaucoup de sens pour un spécialiste en la matière. On parlera plutôt de direction de polarisation, de champ, d'induction, de perméabilité, de champ coercitif ou d'aimantation rémanente.

Un champ magnétique découle du déplacement des charges électriques. L'exemple le plus parlant est la création d'un champ magnétique produit par la circulation d'un courant (charge électrique négative : électron) dans une bobine.

Mais un morceau de matière (aimant) peut-il créer un champ permanent ?

Les électrons composants le nuage électronique d'un atome tournent sur eux-mêmes. Le mouvement de la charge électrique appelé aussi spin de l'électron crée autant d'aimants élémentaires. Mais dans la plupart des atomes, chaque électron est appareillé à un autre électron qui tourne en sens contraire et leurs champs magnétiques s'opposent et s'annulent mutuellement. Toutefois, il existe des atomes pour lesquels ces champs magnétiques ne s'annihilent pas. Chaque atome devient un aimant. Mais comme les aimants que forment chaque atome ont des directions d'aimantation (de polarisation) désordonnées, le champ résultant est toujours nul.

Cependant dans quelques éléments dit ferromagnétiques, les atomes sont alignés et les champs magnétiques s'ajoutent. Ses atomes forment un domaine magnétique qui avec ses domaines voisins créent un champ magnétique global proche de zéro. Toutefois, dans certains matériaux, il peut arriver que la structure cristalline privilégie une direction donnée qui est appelée direction de facile aimantation. Il est possible de forcer tous les domaines d'un matériau à s'orienter dans le même sens en lui appliquant un champ magnétique. Lorsque le champ magnétique est alors coupé, ces matériaux conservent un champ magnétique rémanent qui en font des aimants.

Notre problème est de trouver des alliages qui allieront un champ coercitif élevé et une induction rémanente importante. Les premiers aimants furent fabriqués avec des alliages d'éléments ferromagnétiques. Puis en 1970 on découvrit que certains éléments de la catégorie des terres rares ajoutés aux aimants ferromagnétiques permettaient d'améliorer leur performance. Le premier composé fut le samarium-cobalt avec des caractéristiques sept fois supérieures aux meilleurs ferrites. C'est en 1983 que des ingénieurs japonais de Sumitomo découvraient l'alliage néodyme-fer-bore 2,5 fois plus performant que le samarium-cobalt.

II.3 La thermique

Le transfert thermique peut s'effectuer de trois manières différentes, par rayonnement, par convection et par conduction.

II.3.1 Le transfert thermique par rayonnement

Le transfert thermique par rayonnement s'effectue sans support matériel et il se caractérise par la propagation d'ondes électromagnétiques. Il peut être représenté par cinq flux thermiques pouvant coexister dans un matériau surfacique.

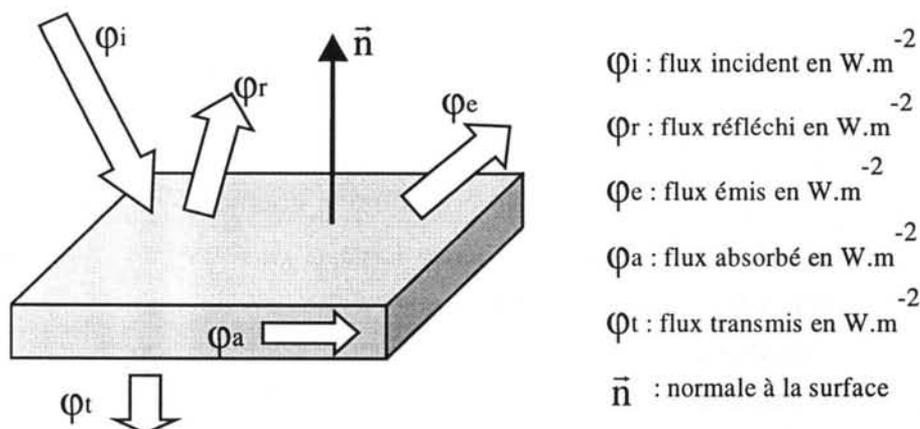


Figure II-18 : Les cinq flux thermiques de transfert par rayonnement

Le rayonnement infrarouge n'est généralement important qu'à haute température où il devient prédominant dans l'évacuation de la chaleur.

Dans le cas de notre actionneur nous obtenons des valeurs de température de l'ordre de 100°C au centre du système (voir les mesures au paragraphe IV.4). En ce qui concerne la température du boîtier extérieur, elle est bien sur beaucoup plus faible. Les échanges à l'intérieur de l'actionneur se font principalement par conduction car il y a très peu d'air pour la convection et la température est trop faible pour que le rayonnement soit dominant. A l'extérieur l'échange se fait principalement par convection naturelle.

II.3.2 Le transfert thermique par convection

Le transfert thermique par convection permet un échange de calories entre un fluide et un solide. Le transfert thermique par convection en régime permanent est donnée par la loi de Newton.

On considère (Figure II-19) la surface d'une paroi à la température T_s en contact avec un fluide en mouvement du milieu ambiant à la température T_f . Le flux thermique échangé entre la surface et le fluide en mouvement suit l'expression suivante :

$$\Phi = h.S.(T_s - T_f) \quad \text{Eq. 24}$$

où Φ est le flux échangé en W, S la surface de la paroi et h le coefficient d'échange par convection en $W.m^{-2}.K^{-1}$.

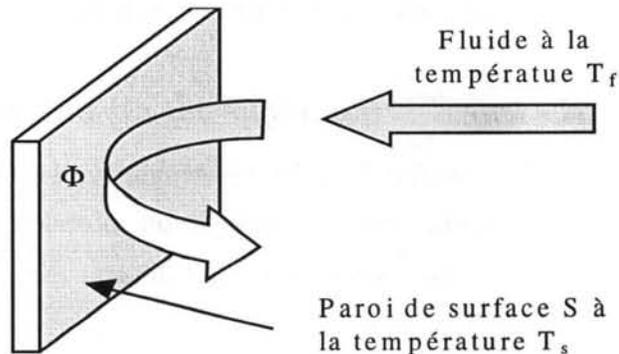


Figure II-19 : Echange thermique par convection entre une paroi solide et un fluide

La difficulté est de connaître le coefficient d'échange par convection. Il dépend de la vitesse du fluide, de sa viscosité, de sa conductivité thermique, de son coefficient de dilatation thermique, de la rugosité de la paroi, etc. Pour certaines surfaces, il existe des abaques pour déterminer ce coefficient. Lorsqu'ils n'existent pas, il doit être déterminé expérimentalement car il n'est pas du tout maîtrisé au niveau théorique.

II.3.3 Le transfert thermique par conduction

Le transfert thermique par conduction est le mode de transfert de chaleur à l'intérieur d'un solide. Ce transfert de chaleur est défini par une densité de flux thermique à l'intérieur du matériau considéré.

La densité de flux thermique ϕ traversant un plan de surface unité est exprimée en $W.m^{-2}$ et a l'expression suivante :

$$\phi = -\lambda \cdot \frac{dT}{dx} \quad \text{Eq. 25}$$

où λ est la conductivité thermique du matériau en $W.m^{-1}.K^{-1}$.

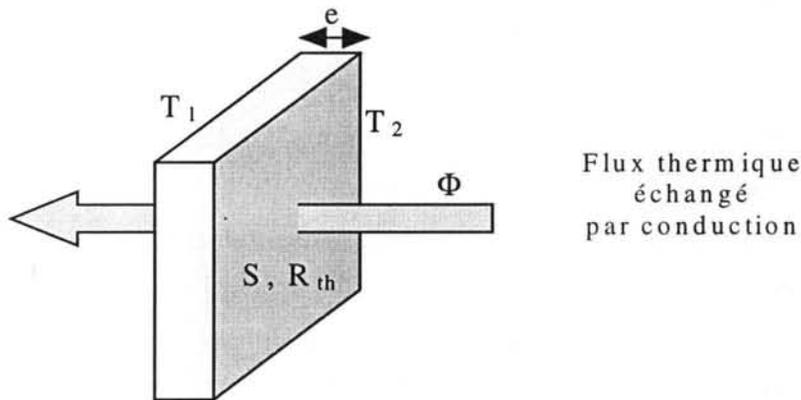


Figure II-20 : Transfert thermique par conduction dans un solide dont les deux faces ont une différence de température $\Delta T = T_2 - T_1$.

Dans le cas d'un modèle tel qu'un mur à une seule couche (Figure II-20) de surface S et d'épaisseur e , l'expression du flux thermique est donnée par :

$$\Phi = \frac{T_2 - T_1}{R_{th}} \quad \text{Eq. 26}$$

$$\text{où la résistance thermique } R_{th} = \frac{e}{\lambda \cdot S} \quad \text{Eq. 27}$$

Dans notre cas, la température restant relativement faible, au maximum une centaine de degrés, l'échange par rayonnement est négligeable. Les échanges thermiques se font donc principalement par convection et par conduction. Nous verrons dans le Chapitre III que pour des raisons de conception, le barreau est entouré d'un film d'air. Cette pellicule isolante ne facilite pas l'évacuation de la chaleur créée dans le barreau. L'évacuation se fera donc principalement par conduction avec les pièces en contact avec le haut et le bas du barreau. Conduite jusqu'au boîtier extérieur de l'actionneur, la chaleur est ensuite dissipée par convection.

II.4 La mécanique

II.4.1 Caractéristique mécanique d'un actionneur magnétostrictif

II.4.1.1 Raideur

La raideur intervient dans la plupart des calculs que ce soit pour calculer la force développée, la réponse du système ou sa fréquence de résonance. La raideur [N/m] d'un matériau dépend de son module d'Young E qui est le rapport entre la contrainte T (force par unité de surface) et la déformation S (allongement par unité de longueur). Cette relation s'écrit donc ainsi :

$$T = E \cdot S \quad \text{Eq. 28}$$

Cette équation élémentaire ne peut pas s'appliquer complètement aux matériaux magnétostrictifs. Comme nous l'avons déjà vu (cf. paragraphe II.1.4), le module d'Young n'est pas constant et c'est ce que l'on appelle l'effet ΔE . La polarisation magnétique du barreau laisse une magnétisation rémanente dans le matériau qui dépend de l'amplitude de la polarisation. Ainsi lorsqu'une force est appliquée sur un barreau polarisé sa déformation dépend de sa rigidité mais également de son histoire magnétique. L'équation précédente est donc valable seulement pour des petits déplacements et des petites forces autour d'un point de fonctionnement.

Lorsqu'un barreau magnétostrictif est précontraint, il réagit en créant un champ magnétique. Les éléments entourant le barreau vont également influencer sur son comportement. Autrement dit, la réluctance du circuit magnétique vue par le flux créé par le barreau va modifier sa raideur. Si l'on ajoute les phénomènes de non-linéarité liés à la magnétostriction, on se rend compte de la complexité du comportement de ce type de matériau.

II.4.1.2 Force développée

Un actionneur peut être utilisé en déplacement mais également pour générer une force. Lorsqu'une force est créée, elle s'accompagne d'une réduction de déplacement (valable au delà d'environ 10 Mpa pour le Terfenol-D car en dessous, le déplacement est accru, cf. paragraphe II.1.6.1). La force maximale développée par un actionneur dépend de sa raideur et de son déplacement maximum. A condition que la raideur soit constante on peut calculer la force maximum pouvant être développée de la manière suivante :

$$F_{\max} = k \cdot \Delta L \quad \text{Eq. 29}$$

Où :

- k est la raideur de l'actionneur en N/m
- F_{\max} est la force maximum développée par l'actionneur en N
- ΔL l'allongement maximum en mètre

Une fois de plus dans le cas d'un actionneur magnétostrictif, cette équation n'est valable que pour de petites grandeurs puisque la raideur n'est pas une constante.

II.4.1.3 Fréquence de résonance

Comme pour un système masse-ressort, la fréquence de résonance dépend de la masse en mouvement (qui représente une partie de la masse du barreau plus les autres masses en mouvement comme système de précontrainte) et de la raideur du système. Généralement, les fréquences de résonance sont mesurées en mode actionneur libre c'est à dire sans charge. Dans ce cas la fréquence de résonance est donnée par :

$$f_0 = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{k}{M}} \quad \text{Eq. 30}$$

Où :

- f_0 est la fréquence de résonance en Hz
- k la raideur en N/m
- M_m la masse en mouvement en kg

II.4.2 Influence du couplage à une masse

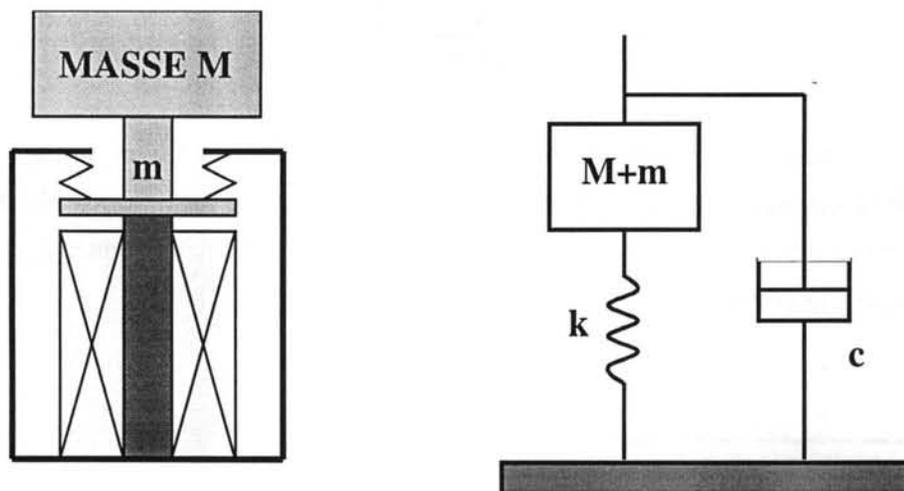


Figure II-21 : Influence d'une masse couplée à un actionneur.

L'application des théorèmes généraux de la dynamique donne l'équation différentielle suivante traduisant le comportement du système :

$$(M + m) \cdot \gamma(t) + c \cdot v(t) + k \cdot x(t) = F(t) \quad \text{Eq. 31}$$

Où :

- x est le déplacement de la masse (M+m) en mètre
- k est la raideur en N/m
- c est le coefficient d'amortissement N.s/m
- v est la vitesse dérivée du déplacement en m/s
- γ est l'accélération : dérivée seconde du déplacement en m/s^2
- (M+m) masse en kg

La transformée de Laplace donne :

$$F(p) = \left(k + c \cdot p + (M + m) \cdot p^2 \right) \cdot x(p) \quad \text{Eq. 32}$$

$$T(p) = \frac{x(p)}{F(p)} = \frac{1}{k} \cdot \frac{1}{1 + \frac{c}{k} \cdot p + \frac{M + m}{k} \cdot p^2} \quad \text{Eq. 33}$$

avec T(p) la fonction de transfert du déplacement en fonction de la force extérieure. Cette fonction du deuxième ordre nous donne les coefficients normalisés suivants :

$$f_0 = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{k}{M + m}} \quad \text{Eq. 34}$$

$$z = \frac{c}{2 \cdot k} \cdot \sqrt{\frac{k}{M + m}} \quad \text{Eq. 35}$$

avec f_0 la fréquence de résonance du système et z le coefficient d'amortissement. Nous nous apercevons qu'ajouter une masse M trois fois plus importante que la masse m interne à l'actionneur, réduit la fréquence de résonance du système complet de moitié.

II.5 Conclusion

Nous venons de présenter les différents effets physiques impliqués dans le fonctionnement d'un actionneur magnétostrictif. Nous avons successivement abordé le

phénomène magnétostrictif, les différents effets qui l'accompagnent, les matériaux présentant une magnétostriction géante, la théorie piézo-magnétique valable pour de petits déplacements et petites forces, les différents barreaux magnétostrictifs existants sur le marché, leurs modes de fabrication et leurs caractéristiques. Ensuite, concernant la partie magnétique, les différents matériaux pouvant être utilisés pour la réalisation du circuit magnétique ont été récapitulés ainsi qu'un état de l'art sur les aimants les plus performants. Finalement, les aspects thermiques et mécaniques pouvant intervenir dans le fonctionnement d'un actionneur magnétostrictif ont été décrits.

Nous possédons maintenant les bases physiques et théoriques nécessaires pour pouvoir comprendre le fonctionnement de ce type d'actionneur en vue de sa conception et de son utilisation.

Le chapitre suivant est consacré à la modélisation de l'actionneur. Nous reverrons donc les considérations magnétiques, thermiques et mécaniques. Il nous conduira à choisir, concevoir et dimensionner les différentes pièces qui constituent l'actionneur magnétostrictif.

Chapitre III : Modélisation, dimensionnement et conception

III.1 Introduction et cahiers des charges

Nous déterminerons au cours de ce chapitre les critères optimaux de conception^{[52,Janocha][53,Benbouzid][54,Lhermet]} pour les actionneurs «légers» et «lourds» (travaux effectués dans la tâche 3). Pour atteindre cet objectif, le Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble (LEG) a travaillé en collaboration avec le Royal Institute of Technology KTH (Sweden), l'entreprise METRAVIB et l'université de Hull (Angleterre). Cette collaboration avec le KTH a permis d'échanger différentes géométries et les résultats des simulations numériques correspondants ; parallèlement les contraintes liées à la faisabilité étaient discutées avec METRAVIB. Suite à ces échanges, plusieurs actionneurs légers ont été réalisés. L'université de Hull a fourni les caractéristiques propres des matériaux magnétostrictifs utilisés afin de pouvoir mener à bien la modélisation.

Ce chapitre est divisé en quatre parties :

- Dans un premier temps, nous étudions les différents composants et caractéristiques propres à un actionneur magnétostrictif. Ce sont les caractéristiques à évaluer lors de la conception des prototypes d'actionneurs à magnétostriction géante.
- La deuxième partie traite de la modélisation magnétique des actionneurs étudiés. Le LEG étant spécialisé dans ce domaine, des outils de conception sont développés depuis de nombreuses années au laboratoire. Ces logiciels de modélisation éléments finis appelés FLUX2D et FLUX3D sont commercialisés par la Société Cédrat (Meylan, Isère, France). Toutes les modélisations magnétiques présentées ci-dessous sont réalisées grâce à ces logiciels.
- Nous présentons ensuite, une modélisation thermique des actionneurs étudiés ainsi que les difficultés lors de cette analyse qui mériterait d'être approfondie.
- Nous terminons par les possibilités offertes, en terme de modélisation mécanique et magnéto-mécanique, par le logiciel éléments finis ATILA développé par l'Institut Supérieur d'Electronique du Nord.

La plupart des modélisations ont été effectuées pendant les deux premières années du contrat MADAVIC. Elles définissent les géométries les plus adaptées tout en optimisant le dimensionnement des différentes parties de l'actionneur. Grâce au partenariat avec la société METRAVIB chargée de la réalisation des prototypes d'actionneurs « légers », les contraintes imposées par la fabrication sont prises en compte lors de leur conception.

Les cahiers des charges des actionneurs « légers » et « lourds » sont respectivement résumés dans les Tableau III-1 et Tableau III-2. Ils ont été définis en concertation avec les différents partenaires et en fonction des applications industrielles visées.

Déplacement maximal (Valeur crête)	50 μm (à force nulle et basse fréquence)
Force maximale (Valeur crête)	Supérieure à 500 N
Fréquence maximale	Supérieure à 1 kHz
Système de refroidissement	Aucun système de refroidissement
Compatibilité électromagnétique	Non considéré
Linéarité	Aussi bonne que possible

Tableau III-1 : Cahier des charges de l'actionneur « léger ».

Déplacement maximal (Valeur crête)	25 μm (à force nulle et basse fréquence)
Force maximale (Valeur crête)	Supérieure à 5000 N
Fréquence maximale	Jusqu'à 500 Hz
Système de refroidissement	Réduire au max. lors de la conception
Compatibilité électromagnétique	Non considéré
Linéarité	Aussi bonne que possible

Tableau III-2 : Cahier des charges de l'actionneur « lourd ».

Les applications industrielles intéressant la société METRAVIB et le LEG, nous ont conduit en accord avec les différents partenaires, à porter essentiellement notre intérêt sur la conception et l'utilisation de l'actionneur « léger ». Un intérêt particulier sera donc apporté à la conception de cet actionneur tout au long de ce chapitre.

III.2 Caractéristiques des différentes parties de l'actionneur magnétostrictif

III.2.1 Structure

Deux conceptions très différentes peuvent être utilisées pour la réalisation de l'actionneur : soit une structure cylindrique (cf. Figure III-1) soit une structure plane

(cf. Figure III-2). La structure circulaire semble, à priori, mieux adaptée puisqu'elle correspond à la forme naturelle du barreau. De plus, la comparaison des modélisations de ces deux structures (paragraphe III.3.2) a montré que la structure circulaire permettait d'atteindre des performances légèrement supérieures à la structure plane. Cependant un circuit magnétique de structure plane est beaucoup plus aisé à réaliser. Il suffit en effet de copier le circuit magnétique classique d'un transformateur. Cette structure a donc été choisie pour la réalisation de l'actionneur léger.

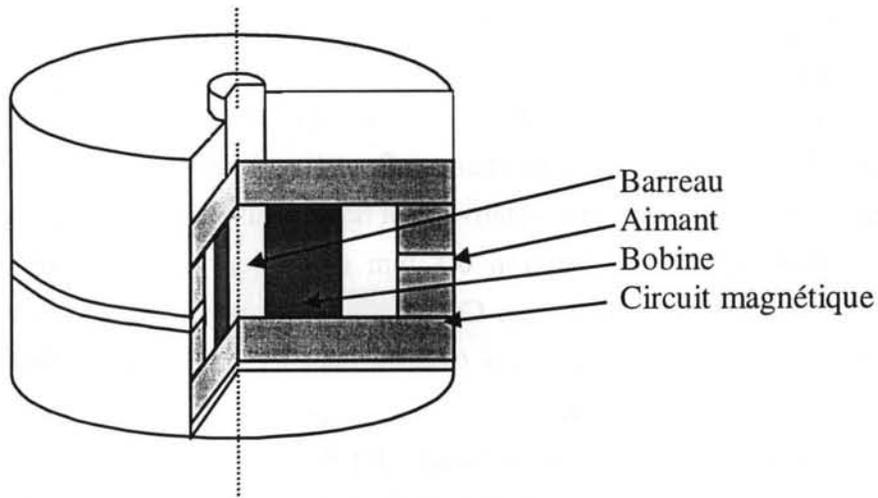


Figure III-1 : Actionneur magnétostrictif de structure circulaire

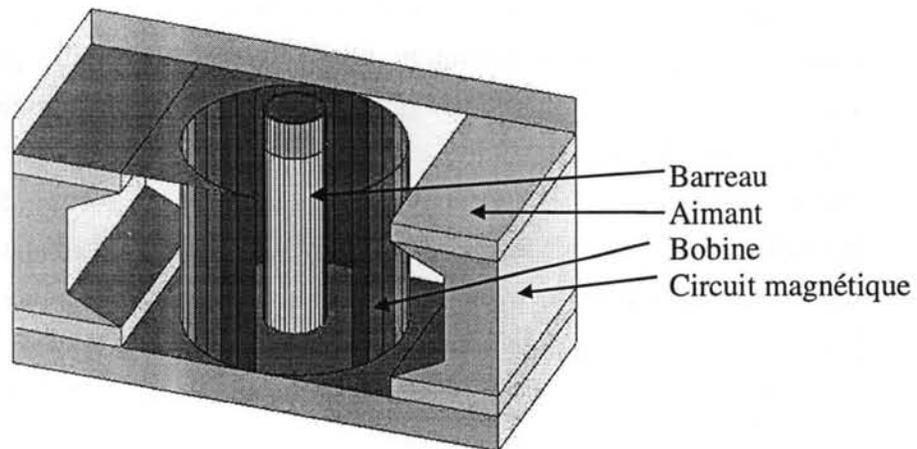


Figure III-2 : Actionneur magnétostrictif de structure plane

Toutefois, notre partenaire allemand chargé de la réalisation de l'actionneur « lourd » a choisi une structure circulaire (Figure III-1). Les différentes pièces du circuit magnétique ont été réalisées en matériau magnétique laminé puis usinées pour permettre un assemblage circulaire. Les aimants ont également été « découpés »

(usinage par électroérosion) pour pouvoir former une couronne autour du barreau. Les performances obtenues sont satisfaisantes malgré une géométrie complexe et difficile à réaliser. De plus, le circuit magnétique représentant la majorité du poids de l'actionneur, le poids est donc considérablement augmenté par rapport à une structure plane.

III.2.2 Le circuit magnétique

Le circuit magnétique peut être constitué de deux matériaux différents : alliage Fer-Silicium (ou Fe-Cobalt) laminé ou matériau ferrite doux Mn-Zn (fabriqué par la technologie des poudres). Les caractéristiques de ces matériaux sont présentées au chapitre II.2 .

Le fer doux laminé présente une grande perméabilité mais aussi une conductivité électrique importante. Comme l'actionneur magnétostrictif doit fonctionner à des fréquences relativement hautes (jusqu'à 1000 Hz), les feuilles de fer doux seront très fines (environ 0,1 mm d'épaisseur) pour limiter les pertes par courant induit dans le matériau. Cette technologie est fréquemment utilisée pour la plupart des circuits magnétiques (transformateur) et elle est particulièrement bien adaptée à la structure plane.

Certains matériaux magnétiques ferrites ont l'avantage d'avoir une faible conduction électrique, par conséquent, ils réduisent les courants induits (courant de Foucault). Ces matériaux possèdent également l'avantage de pouvoir être injectés et moulés comme les matériaux plastiques. Des formes complexes (cylindriques, sphériques) peuvent ainsi être obtenues. Néanmoins, une perméabilité et une induction magnétique à saturation relativement faible (voir paragraphe II.2.1) réduisent leurs performances. Ce type de matériau sera uniquement utilisé pour les éléments du circuit magnétique difficilement réalisables en Fer-Silicium Laminé, comme les pièces polaires (pièces cylindriques en dessus et en dessous du barreau magnétostrictif) car leur forme est cylindrique. De plus, le changement de direction du champ magnétique à cet endroit et enfin les efforts mécaniques supportés par ces pièces ne permettent pas de les réaliser en fer doux laminé.

Un nouveau concept de pièces polaires en Fer-Silicium laminé a toutefois été proposé et modélisé par nos partenaires suédois^[55, Stillesjo]. Ils ont également déposé un brevet sur la conception de cette pièce. Ce concept consiste à usiner deux blocs de circuit laminé puis à les imbriquer perpendiculairement l'un de l'autre afin de permettre au champ un changement de direction de 90° comme présenté sur la Figure III-3. L'intérêt est de faciliter le changement de direction des lignes de champ. Un des actionneurs magnétostrictifs « lourd », réalisé de cette façon, fonctionne correctement. Cette solution n'a pas été retenue pour l'actionneur léger car cette

pièce est difficilement réalisable avec des feuilles très fines. De plus, la force développée par l'actionneur est transmise par l'intermédiaire de cette pièce polaire et la résistance mécanique de cet élément n'a pas encore été évalué lors d'une longue utilisation.

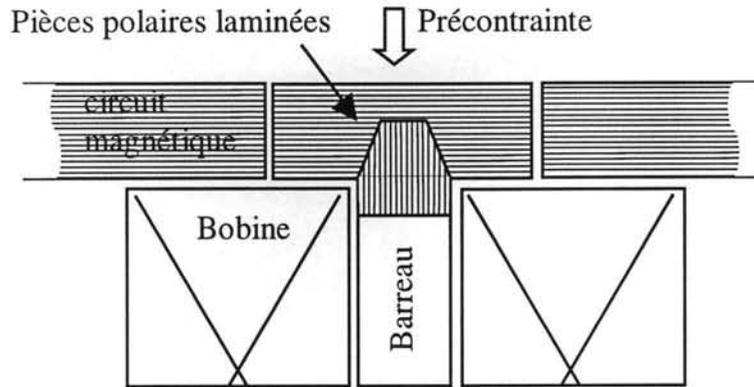


Figure III-3 : Représentation d'une pièce polaire laminée

III.2.3 Les aimants

Les aimants créent le champ magnétique statique pour la pré-polarisation du barreau. Celui-ci peut facilement être obtenu avec des aimants de forme parallélépipédique dans le cas d'une structure plane. Ces aimants se comportent comme des entrefers à l'intérieur du circuit magnétique vis à vis du champ dynamique créé par la bobine. L'optimisation de la forme des aimants à l'aide des logiciels éléments finis nous conduit donc à l'élaboration d'aimants de larges dimensions et de faibles épaisseurs.

Des précautions doivent être prises lors de la manipulation des aimants dans l'air pour éviter leur démagnétisation lors du montage. Plus l'épaisseur de l'aimant est faible devant sa largeur et sa longueur, plus le champ démagnétisant est élevé en son milieu. A titre d'exemple ce phénomène est illustré sur la Figure III-4. Un aimant plat de 3 mm d'épaisseur, 10 mm de large et 20 mm de long entouré d'air est modélisé par le logiciel FLUX3D. Son champ rémanent est de 1 Tesla. Imaginons alors que cet aimant est constitué d'une multitude de petits aimants de hauteur 3 mm collés les uns contre les autres. Les lignes de champ créées par ces aimants doivent se refermer dans l'air. Celles créées par les aimants placés au centre parcourent un chemin bien plus grand que pour ceux situés sur les bords. Par conséquent, le champ démagnétisant au centre devient très important et dans ce cas il est égal à 650 kA/m.

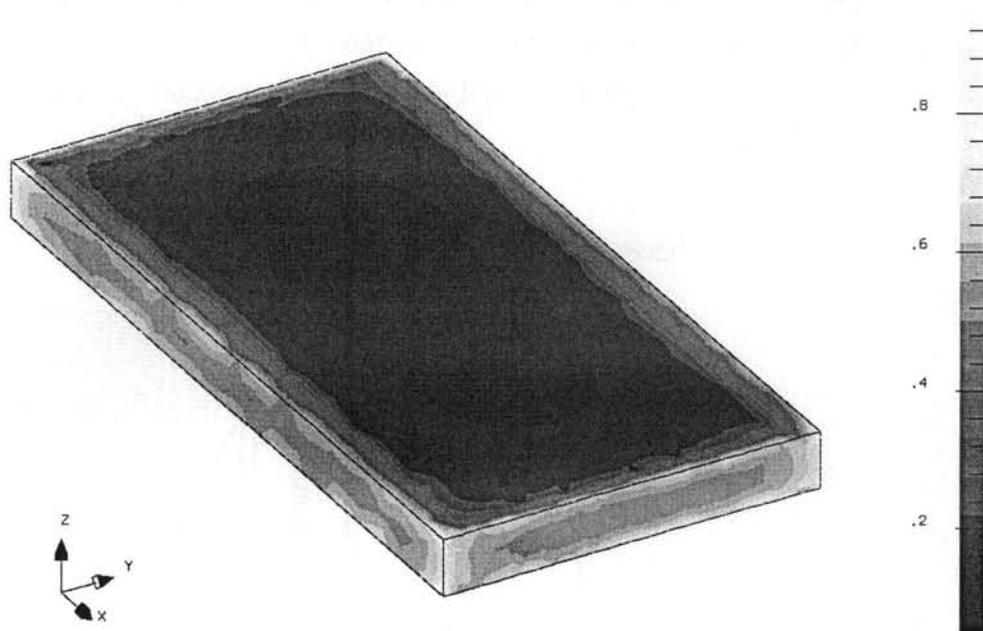


Figure III-4: Modélisation de l'induction magnétique (Tesla) créée par un aimant plat dans l'air (champ rémanent de 1 Tesla). La polarisation est perpendiculaire au plan de l'aimant.

Si le champ démagnétisant devient trop important devant l'induction rémanente de l'aimant, ce dernier peut partiellement être désaimanté.

Actuellement les plus performants sur le marché, les aimants NoFeB semblent être les mieux adaptés pour la pré-polarisation du barreau. En effet les aimants NoFeB choisis ont une induction rémanente de 1.2 Tesla et un champ coercitif de 923 kA/m. Ils sont donc préservés de toute désaimantation dans l'air et dans l'actionneur magnétostrictif. Car il faut préciser que le champ créé par la bobine s'oppose pour les alternance négative du courant au champ statique des aimants et risquerait une fois de plus de les désaimanter. Ces aimants de très haute performance sont également très onéreux. Ce coût reste, toutefois, relativement faible comparé au prix du barreau magnétostrictif.

Nous pourrions envisager aussi un champ statique créé par un courant constant dans la bobine superposé au courant alternatif. Nous ne retiendrons pas cette solution pour trois raisons : le courant continu contribuerait à l'échauffement de la bobine et limiterait l'amplitude du courant alternatif, la consommation d'énergie serait plus importante, les amplificateurs audio qui pourrait être utilisés pour l'alimentation (ce sont des amplificateurs à faible coûts, tendance due à l'importance du marché) ne sont pas conçus pour délivrer un courant continu.

III.2.4 Le système de précontrainte

Pour des raisons d'encombrement, un système de précontrainte utilisant des rondelles « belleville » (rondelles coniques) est préféré au système classique de précontrainte par ressort. Cette solution permet également d'avoir des précontraintes élevées tout en travaillant bien en dessous des limites imposées par les rondelles « belleville ». Le déplacement imposé par le barreau au système de précontraintes étant très faible (100 μm maximum), la déformation en fonction de la force reste dans la zone linéaire imposée par les rondelles « belleville » et la précontrainte reste quasiment constante.

L'avantage majeur de ce système de précontrainte est sa compacité. Il permettra de réduire les dimensions extérieures de l'actionneur magnétostrictif.

III.2.5 Le bobinage

La bobine qui entoure le barreau peut être utilisée pour le champ dynamique et statique (pré-polarisation). Pour réduire la consommation électrique et les pertes thermiques qu'engendrerait un courant statique dans la bobine, le champ statique sera créé par des aimants. Il nous semble néanmoins intéressant de pouvoir ajuster ce champ statique. Deux solutions sont envisageables. La première, la plus simple, consisterait à superposer un courant continu au courant dynamique de commande. Cependant les amplificateurs utilisés lors des essais pour l'alimentation, ne délivraient pas de courant continu. La seconde solution nécessite un deuxième bobinage pour le réglage du champ statique. Celui-ci serait alimenté en courant pour s'affranchir des fluctuations de tension induites par le champ dynamique créé par la première bobine. Nous opterons pour cette dernière solution lors la construction du premier prototype d'actionneur léger afin de pouvoir faire varier le champ statique et de l'optimiser pour connaître son influence globale sur les performances de l'actionneur.

Le champ magnétique créé est proportionnel au courant d'alimentation de la bobine tandis que l'induction magnétique dépend des caractéristiques magnétiques du matériau (perméabilité, saturation, hystérésis).

La valeur de l'inductance du bobinage dépend du nombre de tours mais également de la réluctance du circuit magnétique. Or le circuit magnétique est de forme complexe et il y a beaucoup de fuites du flux magnétique dans l'air dues aux matériaux à faible perméabilité comme les aimants et le barreau magnétostrictif. Il serait donc laborieux et très difficile de les estimer par un calcul analytique. Pour résoudre ce problème nous avons utilisé le logiciel de modélisation éléments finis

FLUX3D dans lequel nous avons introduit la géométrie de l'actionneur avec ses différents matériaux et leurs propriétés magnétiques.

III.2.6 Le barreau magnétostrictif

Afin d'obtenir la plus grande déformation possible, nous avons choisi un barreau de type FSZM. Comme nous l'avons vu dans le chapitre II.1.6, ce type de barreau est limité à un diamètre de l'ordre de 8 mm.

D'après les dernières caractéristiques des récents matériaux à magnétostriction géante mesurées par nos partenaires anglais de l'Université de Hull et de Salford, la déformation maximum obtenue est d'environ 2000 ppm (partie par million) sous un champ de 400 kA/m (précontrainte 20 MPa). Cependant 400 kA/m représente un champ très élevé non réalisable avec une puissance électrique raisonnable. Pour des raisons de consommation électrique, nous avons opté (pour les prototypes 3 et 4) pour un champ maximum autour de 120 kA/m. Un champ maximum plus faible ne permettrait pas, avec un barreau de 8 mm de diamètre, d'obtenir les forces désirées. Pour un champ maximum de 120 kA/m, la déformation obtenue étant plus faible (1650 ppm sous une précontrainte de 20 MPa), il convient de choisir un barreau plus long. Ainsi pour remplir le cahier des charges en terme de déplacement (100 μm), un barreau de 60 mm de long devrait théoriquement convenir. En pratique dans le cas d'un fonctionnement dynamique, les performances seront réduites. De plus, il est difficile d'obtenir un champ totalement homogène sur toute la longueur du barreau. Pour compenser ces problèmes, les barreaux utilisés pour les derniers prototypes ont une longueur plus importante de 100 mm. Nous verrons au Chapitre IV que les déplacements expérimentalement obtenus sont de l'ordre de 120 μm .

La faible perméabilité du Terfenol-D tend à réduire les courants induits alors que sa conductivité électrique très élevée, proche de celle du Fer, tend à l'augmenter (cf. équation 40). Des courants induits importants pourraient se développer dans le barreau au-dessus de 500 Hz. Ils dépendent de sa taille, de la précontrainte, de l'amplitude du courant et de la fréquence. La solution consisterait à laminier le barreau en plusieurs tranches^[56,Stillesjö]. Quatre tranches devraient suffire pour fonctionner jusqu'à 1000 Hz avec peu de pertes. Cependant le Terfenol-D est un matériau très cassant, il est donc difficile à usiner. Les techniques d'usinage classiques ne peuvent donc être utilisées. Il est possible de découper le barreau par électro-érosion mais l'opération devient longue et coûteuse. De plus, cette astuce ne fait pas partie du cahier des charges. Il serait toutefois intéressant de réaliser ultérieurement cette expérience pour en connaître l'intérêt exact.

III.2.7 Capteurs

Trois types de capteurs seront utilisés afin de vérifier expérimentalement les résultats de modélisation. Ils serviront également à mesurer les performances de l'actionneur développé :

- *Capteurs magnétiques* : de petits bobinages disposés autour et à proximité du barreau (détail au paragraphe IV.2.1) permettent les mesures du champ et de l'induction, et par conséquent la mesure de la perméabilité magnétique du barreau magnétostrictif.
- *Capteurs thermiques* : le capteur ne doit pas être sensible au champ magnétique, il est collé sur le milieu du barreau entre ce dernier et la bobine. Il permettra de connaître la température au cœur du système. Cette température croît à cause des pertes joules dans la bobine d'alimentation et par les courants induits développés dans le barreau.
- *Capteurs mécaniques* : deux types de capteurs seront utilisés. Un capteur de force permettra de mesurer la force maximale développée par l'actionneur et un capteur de déplacement nous donnera accès aux grandeurs mécaniques suivantes : déplacement, vitesse et accélération.

III.3 La modélisation magnétique

III.3.1 Introduction

Des modélisations magnétiques linéaires à l'aide de logiciels éléments finis ont été réalisées en vue de dimensionner les différents prototypes d'actionneurs « légers ». Les logiciels éléments finis FLUX2D et FLUX3D^{[57,Coulomb][58,Sabo.]} ont été utilisés à cet effet.

De nouveaux outils de modélisation magnéto-mécanique non-linéaires^[59,60,Ben.]
[61,Body] [62,Gros]⁶ ont été développés au LEG. Ces outils ne sont actuellement pas disponibles. Les versions du logiciel évoluent et maintenir des formulations fonctionnelles pour les nouvelles versions demande un travail conséquent qui n'a pas encore été réalisé.

⁶ J'ai travaillé pour mon stage de DEA au LEG sur le couplage magnéto-mécanique dans le logiciel Flux2D. J'ai développé des formulations axi-symétriques pour pouvoir appliquer les outils de M. Body à la modélisation non-linéaire de barreaux magnétostrictifs. Pour cela, j'ai utilisé la méthode de Newton Raphson pour prendre en considération les phénomènes de non-linéarité du matériau. Les méthodes de couplage fort et de couplage faible ont été utilisées, elles sont détaillées dans cet article. A la fin de mon stage de DEA (3 mois) les premiers résultats de modélisation magnéto-mécanique sur des barreaux ont été obtenus. Valider ces méthodes de modélisation, qui semblent donner de très bons résultats, aurait nécessité un travail beaucoup plus conséquent.

Dr Christophe BODY^[63,64,65,Body] a travaillé au laboratoire pour sa thèse (soutenue le 30 avril 1996) sur la modélisation des couches minces magnétostrictives destinée aux applications micro-système. A partir de la méthode des éléments finis, des techniques originales de couplage faible (résolution successive des grandeurs magnétiques et mécaniques, Figure III-5) et couplage fort (résolution simultanée des grandeurs magnétiques et mécaniques, Figure III-6) magnéto-mécaniques ont été développées. La résolution non-linéaire est traitée par l'ajout d'un processus d'itérations successives appelé Newton-Raphson. Entre chaque itération les états mécanique et magnétique du matériau sont évalués à l'aide d'expressions analytiques représentant les caractéristiques du matériau. Ces expressions analytiques sont des interpolations, faites à partir de fonctions exponentielles, des courbes de déformation et de contrainte en fonction du champ magnétique. L'avantage du couplage fort est principalement la réduction du temps de calcul. Il semble cependant diverger plus facilement que le couplage faible.

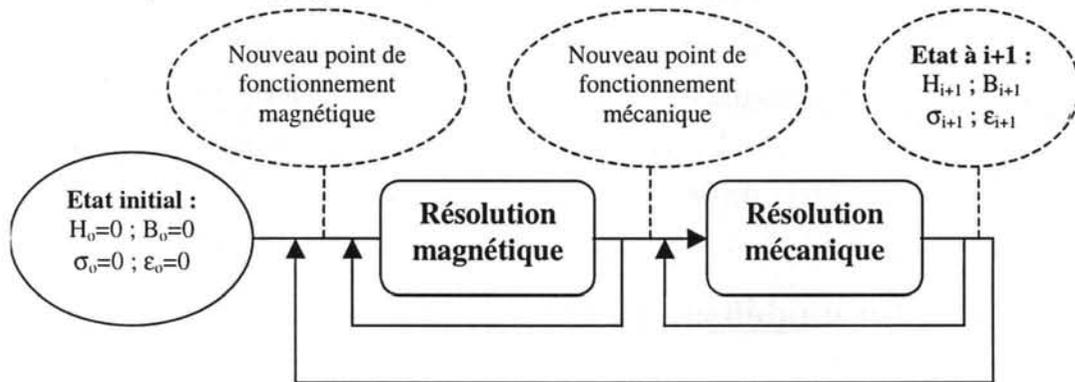


Figure III-5 : Algorithme du processus itératif de résolution en couplage faible

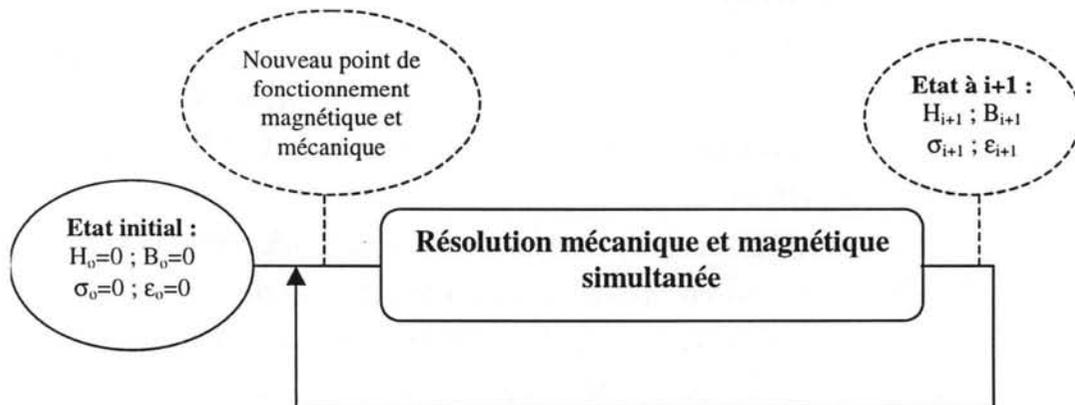


Figure III-6 : Algorithme du processus itératif de résolution en couplage fort

Lors de sa thèse soutenue en 1994, Dr Mohamed El Hachemi BENBOUZID^[66,67,68,Benbouzid] a travaillé également sur la modélisation des matériaux à magnétostriction géante. Son travail a contribué à la modélisation des phénomènes magnéto-mécaniques non-linéaires nécessaires à la conception et à l'analyse de dispositifs électromagnétiques à base de barreaux de Terfenol-D. Les méthodes de

couplages faible et fort ont aussi été utilisées. Par contre l'interpolation des données expérimentales, qui traduisent le couplage magnéto-mécanique non-linéaire, est abordée par la méthode des surfaces splines qui dérive du principe mécanique de la flexion des plaques minces. Un banc de mesure a été fabriqué afin de relever des caractéristiques statiques de barreaux de Terfenol-D

L'actionneur, de structure plane et représenté Figure III-8, comporte trois plans de symétrie. Grâce à l'utilisation des conditions aux limites sur les plans de symétrie, il est nécessaire de modéliser seulement 1/8 de la géométrie. Cette technique réduit considérablement la complexité du problème et les temps de calcul.

Une difficulté relève de la modélisation du circuit magnétique feuilleté. En effet chaque partie du circuit magnétique doit être discrétisée par éléments finis de façon suffisamment fine pour obtenir des résultats corrects. Nous nous apercevons évidemment que cette solution n'est pas réalisable dans le cas du circuit magnétique en Fer-Silicium composé de centaines de feuilles. La géométrie a donc été légèrement modifiée pour la modélisation. Nous avons fait converger le circuit magnétique en direction du barreau (voir Figure III-3) pour se rapprocher de la direction prise par les lignes de champ dans la réalité. Pour ces deux raisons, les lignes de champ ne traversent quasiment pas les deux parties retirées pour la modélisation.

Premièrement, il faut considérer la perméabilité du matériau dans le plan perpendiculaire et dans le plan du feuilletage. Elle peut alors s'écrire sous la forme d'une matrice :

$$\mu_r = \begin{bmatrix} \mu_r^{//} & 0 \\ 0 & \mu_r^{\perp} \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 36}$$

Où les perméabilités relatives parallèle et perpendiculaire ont respectivement les expressions suivantes :

$$\mu_r^{//} = \frac{e_f}{e_f + e_i} \cdot \mu_r^f + \frac{e_i}{e_f + e_i} \cdot \mu_r^i \quad \text{Eq. 37}$$

$$\frac{1}{\mu_r^{\perp}} = \frac{e_f}{e_f + e_i} \cdot \frac{1}{\mu_r^f} + \frac{e_i}{e_f + e_i} \cdot \frac{1}{\mu_r^i} \quad \text{Eq. 38}$$

Avec :

- ☞ μ_r^f perméabilité relative du Fer-Silicium
- ☞ μ_r^i perméabilité relative de l'isolant
- ☞ e_f épaisseur d'une feuille de Fer-Silicium
- ☞ e_i épaisseur de l'isolant

Soit pour des épaisseurs de 0.35mm pour le fer 0.01mm pour l'isolant (colle) epoxy avec des perméabilités respectives de 20000 et 1, les équations Eq. 37 et Eq. 38 donnent les valeurs suivantes : $\mu_r^{\perp}=36$ et $\mu_r^{\parallel}=19450$

Deuxièmement, lorsque la fréquence augmente, les lignes de champ ont de plus en plus de difficulté à traverser perpendiculairement le plan feuilleté du circuit magnétique à cause de l'accroissement des courants induits.

Nous nous rapprochons donc de la réalité en modélisant un circuit magnétique qui converge sur le barreau. Nous avons donc retiré les parties du circuit magnétique qui deviennent alors inutiles.

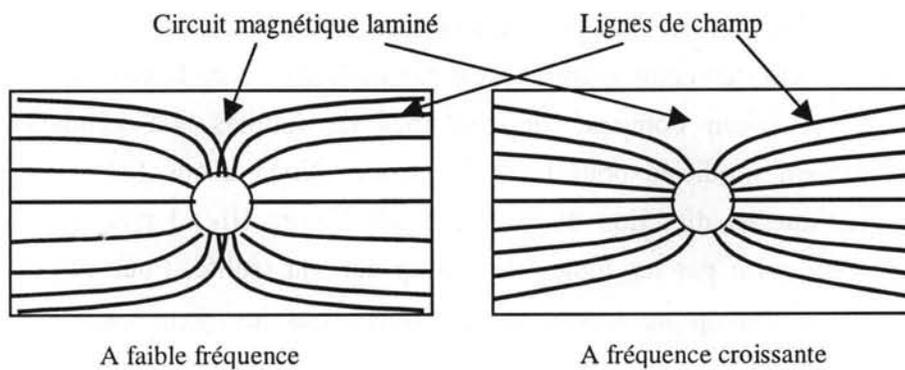


Figure III-7 : Parcours supposé emprunté par les lignes de champ lorsque la fréquence augmente. Vue de dessus de l'actionneur représenté en 3D Figure III-8

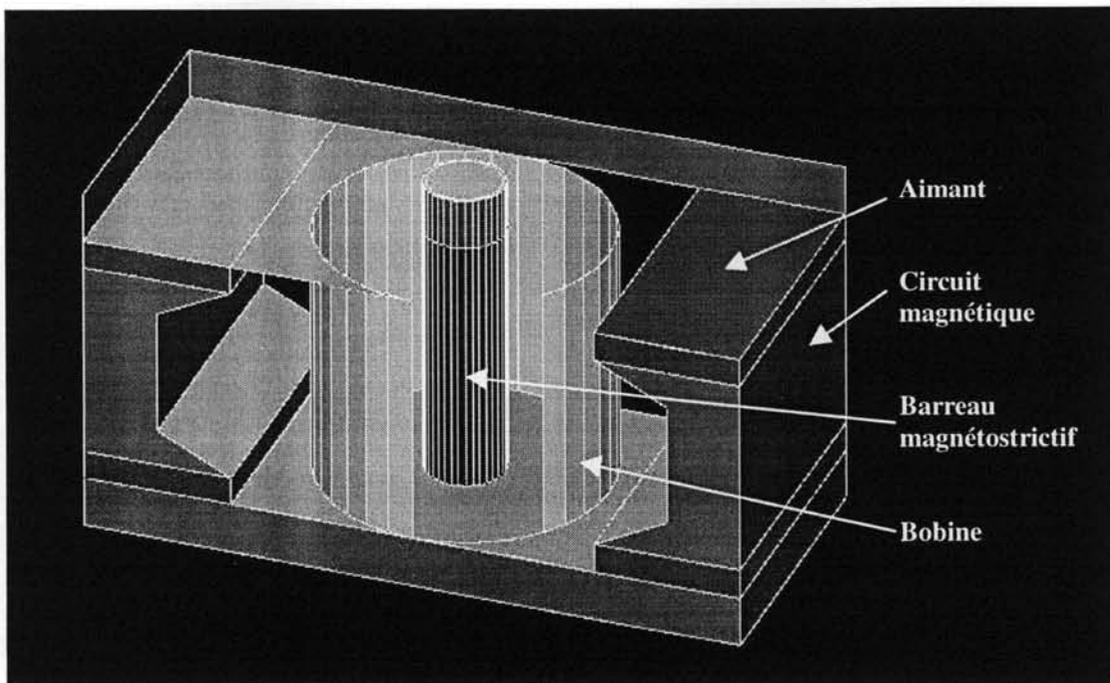


Figure III-8: Sur cette figure nous pouvons voir une des structures qui a été utilisée pour la modélisation magnétique^[69,Wakiwaka]. La partie supérieure du circuit magnétique est retirée pour montrer l'intérieur

III.3.2 Comparaison entre structure circulaire et structure plane

Des modélisations éléments finis ont été réalisées sur ces deux structures afin de déterminer le gain de performance de la structure circulaire sur la structure plane.

Les lignes de champ dynamiques créées par la bobine et traversant le barreau sont peu modifiées dans les deux cas. Le choix de la structure a donc peu d'importance pour le champ dynamique.

Par contre les lignes de champ statiques créées par les aimants à l'extérieur du barreau sont guidées jusqu'à celui-ci par le circuit magnétique. Sa géométrie intervient donc en facilitant plus ou moins l'arrivée des lignes de champ sur le barreau. Pour comparer de façon correcte les deux structures, la même quantité d'aimant a été utilisée dans les deux cas. La modélisation éléments finis montre que la structure circulaire dans ce cas présente un rendement supérieur de 15% par rapport à la structure plane. Nous entendons par rendement le rapport de la quantité de flux magnétique qui traverse effectivement le barreau sur la quantité de flux magnétique totale créée par les aimants.

Le principal inconvénient de la structure circulaire est sa complexité de réalisation. Elle nécessite l'usinage du circuit magnétique laminé pour permettre l'assemblage sous forme circulaire. Plus les feuilles sont fines, plus l'usinage devient délicat. Les aimants doivent être découpés par électroérosion pour former une couronne autour du barreau.

En raison de la difficulté d'usiner le circuit magnétique des prototypes d'actionneurs « légers » (car les feuilles Fer-Silicium utilisées pour la réalisation du circuit magnétique sont de très faible épaisseur) et malgré un rendement légèrement inférieur, nous avons choisi de réaliser ces prototypes avec une structure plane.

III.3.3 Caractéristiques de la bobine

La bobine a été dimensionnée pour obtenir le champ magnétique maximal désiré avec une densité de courant de l'ordre de 2 à 3 A/mm². Un champ plus important pourra toutefois être obtenu en augmentant la densité de courant jusqu'à 5 A/mm². Elle a un nombre de tours identique sur toute sa longueur, mais il est également possible de travailler sur une répartition irrégulière des spires pour essayer d'agir sur l'homogénéité du champ dans le barreau^[6, Qiang]. La bobine interne permet d'ajuster le champ statique créé par les aimants et la bobine externe crée le champ dynamique (prototype N°1).

III.3.4 Les lignes de champ dans le circuit magnétique

Les résultats des modélisations ont montré qu'environ la moitié du champ créé par la bobine traverse le barreau alors que seulement quelques pour-cent du champ créé par les aimants le traverse. Ces résultats sont principalement dus à la faible perméabilité du barreau magnétostrictif (entre 4 et 20 suivant les conditions d'utilisation) et sont illustrés sur les Figure III-9 et Figure III-10.

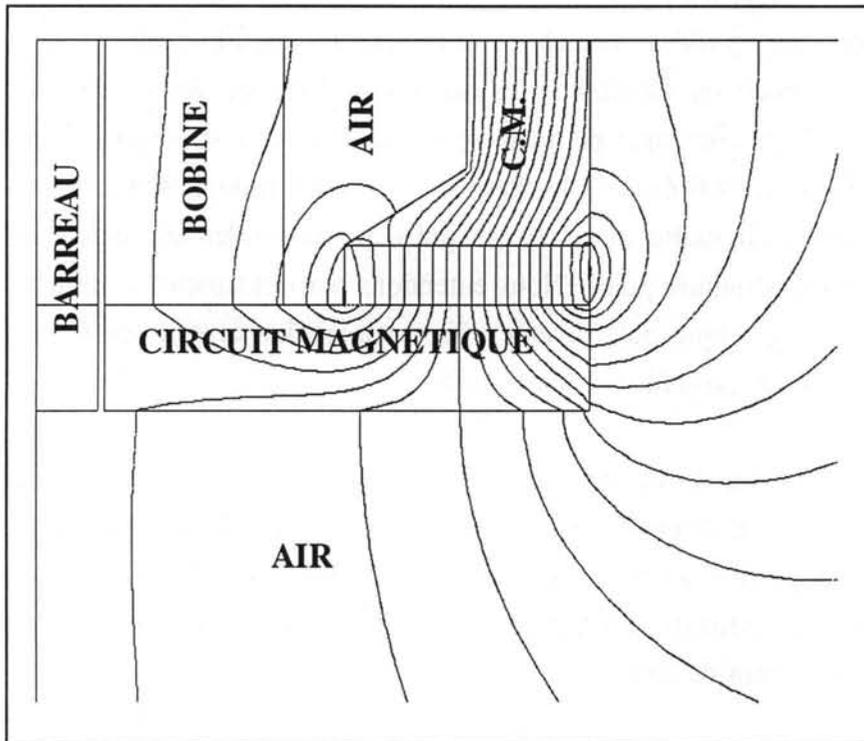


Figure III-9 : Champ magnétique créé par les aimants, champ statique.

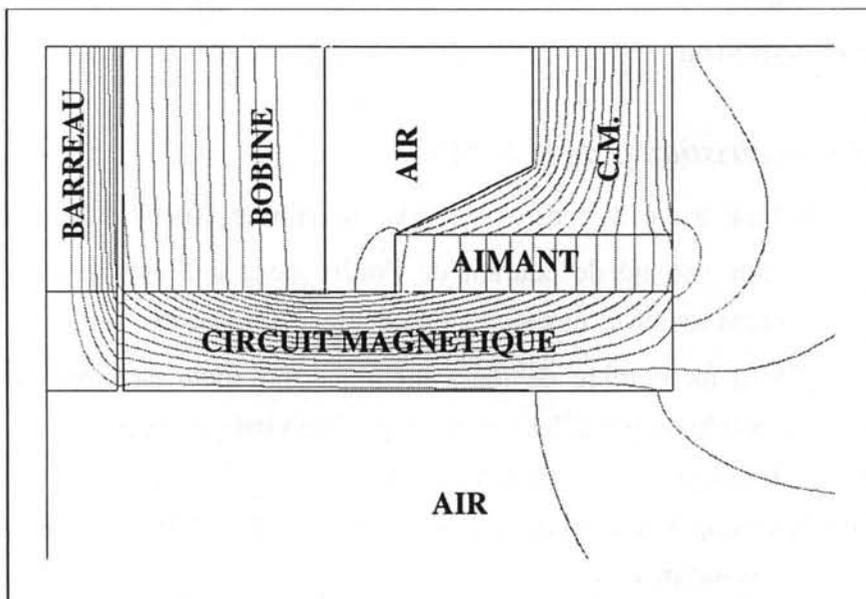


Figure III-10: Champ magnétique créé par la bobine, champ dynamique.

La totalité du flux magnétique est représentée par une largeur de 20 lignes de champ côte à côte, c'est à dire qu'il circule environ 5% du flux entre deux lignes. Nous nous apercevons donc que seulement quelques pour-cent (2% or 3%) du flux créé par les aimants passent dans le barreau (le flux perdu ou flux de fuite représente alors 97 % à 98 % du flux total créé par les aimants). Les aimants seront donc de taille importante. La Figure III-10 montre que dans le cas des lignes de champ créées par la bobine environ 50% du flux traverse le barreau.

III.3.5 Distribution du champ magnétique dans le barreau

Les dégradés de couleurs de la Figure III-11 et de la Figure III-12 représentent la distribution du champ magnétique créée respectivement par les aimants et la bobine. Seul 1/8^{ième} de l'actionneur est représenté car sa structure plane comporte trois plans de symétries.

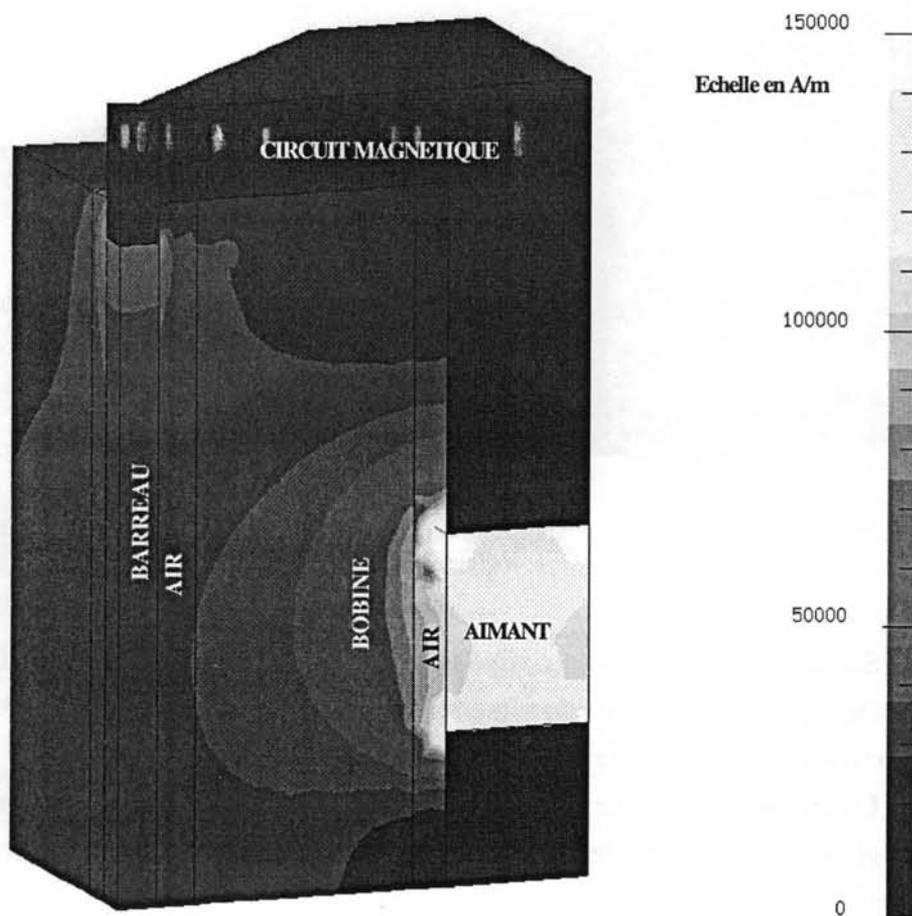


Figure III-11 : La distribution du champ magnétique en A/m créée par les aimants et calculée avec le logiciel FLUX3D.

De nombreuses modélisations ont été réalisées pour différentes tailles d'aimants, et de bobines. Nous faisons alors varier la géométrie des différentes pièces pour obtenir la valeur de champ désirée répartie de façon la plus homogène

possible dans le barreau. Une répartition hétérogène du champ magnétique conduirait à augmenter la non-linéarité de l'actionneur.

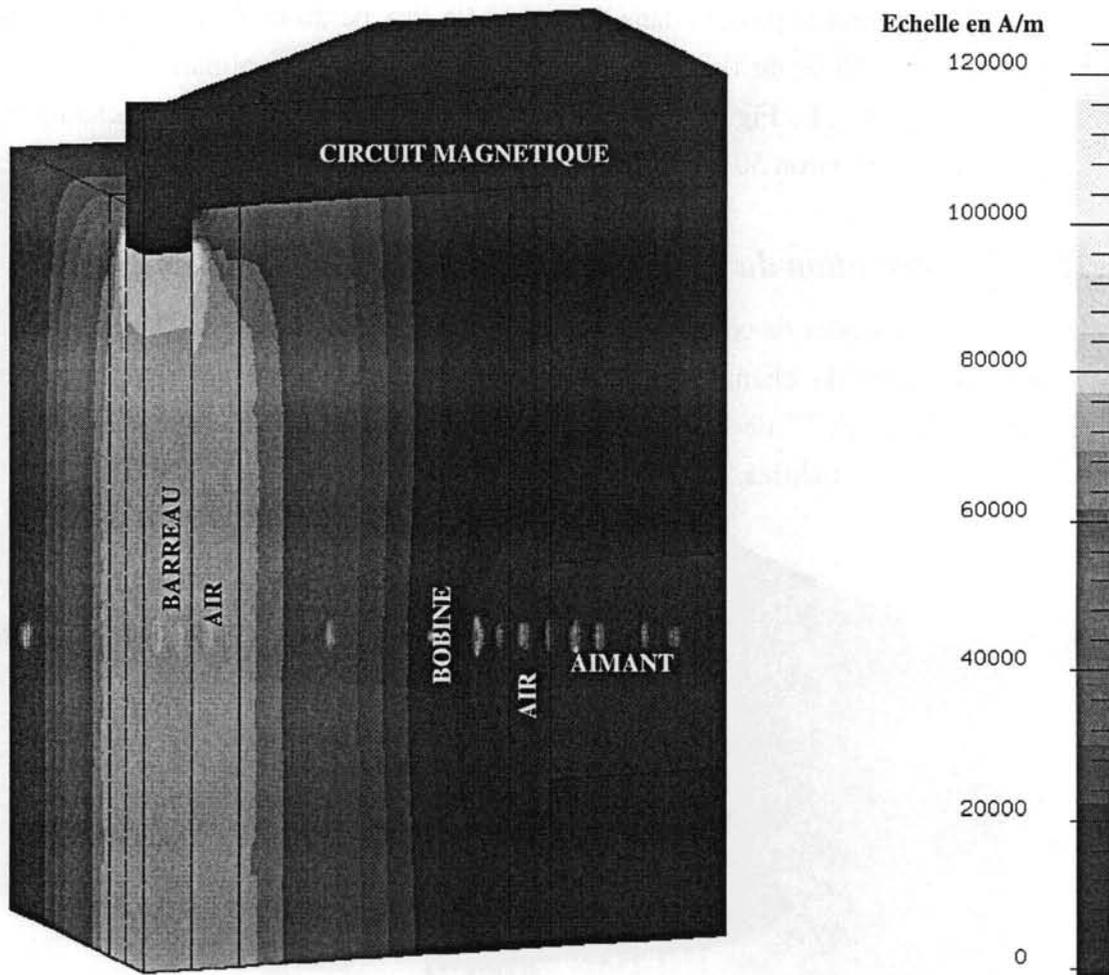


Figure III-12 : La distribution du champ magnétique en A/m créée par la bobine et calculée avec le logiciel FLUX3D.

Sur la Figure III-11, nous voyons que la répartition du champ statique dépend beaucoup de l'emplacement des aimants. Plus il y aura d'aimants repartis sur toute la longueur du barreau, plus le champ statique sera homogène.

Le champ dynamique créé par la bobine (cf. Figure III-12) est beaucoup plus homogène car la densité de courant donnant à ce champ est uniformément répartie tout le long du barreau.

Sur les deux figures, nous constatons que le champ est plus important aux extrémités du barreau qu'au milieu (la partie basse n'est pas représentée sur les figures à cause des symétries). Le circuit magnétique de perméabilité très élevée concentre les lignes de champ dans le barreau. Une partie de ces lignes de champ vont sortir du barreau, car sa perméabilité relative est très faible (environ 5) pour se répartir dans l'air qui l'entoure.

III.3.6 Effet de la fréquence sur la distribution du champ magnétique dans le barreau

Les résultats suivants sont issus des modélisations par éléments finis effectuées sur FLUX3D. L'actionneur est alimenté par un courant sinusoïdal. Le but de ces modélisations est de mettre en évidence, les phénomènes dus aux courants induits développés dans le barreau.

Ces modélisations ne prennent pas en compte les phénomènes d'hystérésis et de saturation. Mais ce dernier phénomène n'a qu'une importance relative dans notre cas, car les valeurs de champ sont en dessous des valeurs de saturation magnétique du matériau. Elles ne tiennent pas non plus compte des courants induits dans le circuit feuilleté et dans les aimants. Dans le circuit magnétique, les courants induits sont supposés négligeables car l'épaisseur des feuilles est très faible (0.1 mm). Quant aux aimants, ils sont traversés par une grande partie des lignes de champ dynamique. Celles-ci sont rejetées par les courants induits créés dans les aimants. Une quantité plus importante de lignes de champ passent donc dans l'air autour du barreau, ce qui augmente légèrement la réluctance du circuit magnétique (vu par le champ dynamique). Toutefois, la perméabilité relative des aimants et de l'air est identique, les conséquences sont alors très faibles.

L'évolution dans le temps du champ magnétique sur l'axe du barreau et à la périphérie pour trois fréquences différentes est représentée Figure III-14. Nous constatons que la valeur efficace du champ au centre de barreau diminue quand la fréquence augmente. Le second phénomène intéressant est le déphasage qui apparaît entre le champ au centre et le champ à la périphérie du barreau.

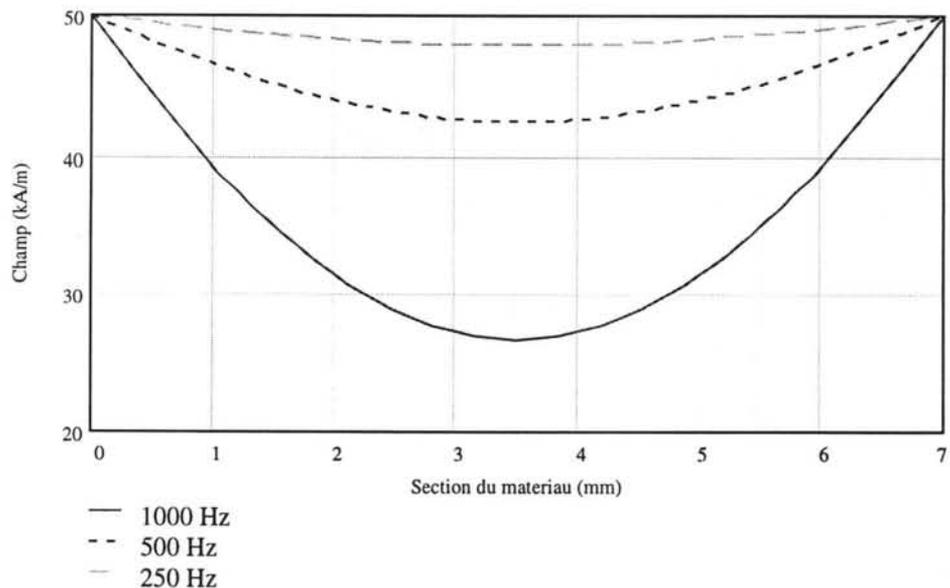


Figure III-13 : Evolution à $t = 0$ du champ magnétique le long du diamètre du barreau pour trois fréquences différentes : 250 Hz, 500 Hz, 1000 Hz. Perméabilité relative 5, conductivité $1,66 \cdot 10^6 \Omega \cdot m$, diamètre 7 mm.

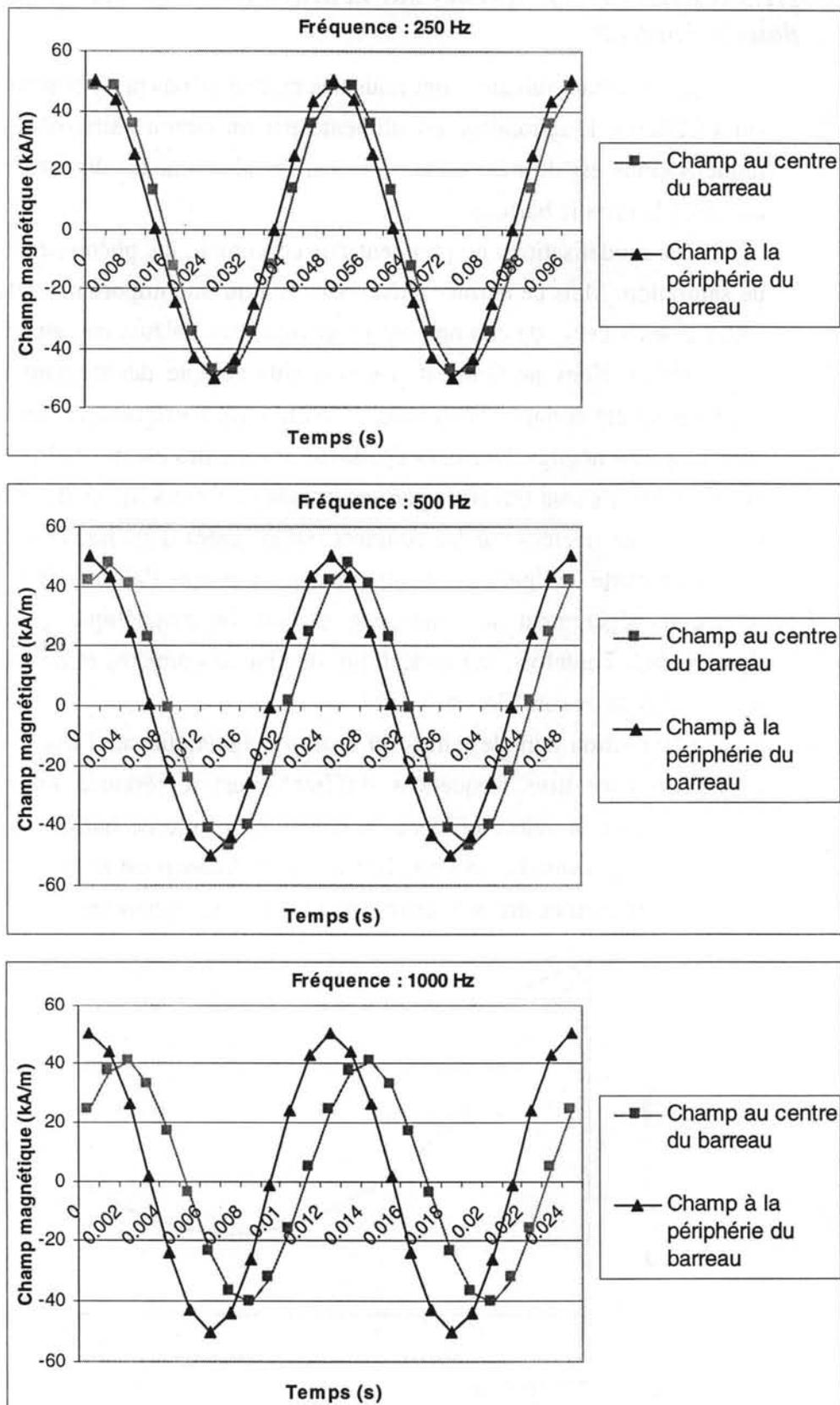


Figure III-14 : Evolution dans le temps du champ magnétique sur l'axe et à la périphérie du barreau pour trois fréquences différentes : 250 Hz, 500 Hz, 1000 Hz. Perméabilité relative 5, conductivité $1,66 \cdot 10^6 \Omega \cdot m$, diamètre 7 mm.

La Figure III-13 montre clairement à l'instant $t=0$, (instant où le champ est maximal en périphérie du barreau) la variation du champ suivant le diamètre du barreau. A 250 Hz, le champ au centre est 4% plus faible qu'à la périphérie. Cette réduction est de 14 % à 500 Hz et de 46 % à 1000 Hz.

Par moments, le champ est plus important en périphérie, alors qu'à d'autres instants, il est plus important au centre. Ce phénomène est illustré sur la Figure III-15 et la Figure III-16. Les couleurs claires représentent les endroits où le champ est le plus important.

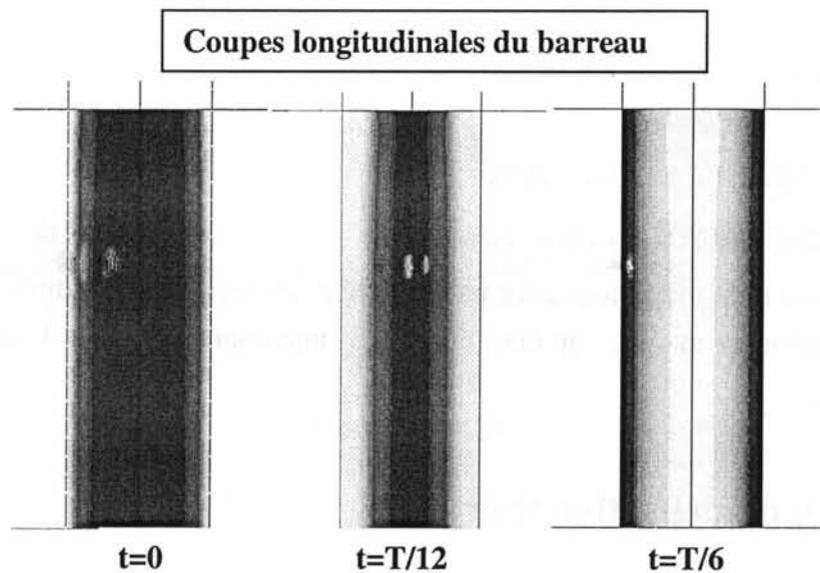


Figure III-15 : Illustration de l'évolution du champ dans le barreau à trois instants différents : $t=0$, $t=T/12$, $t=T/6$. Plus la couleur est claire plus le champ est important. Coupes longitudinales du barreau

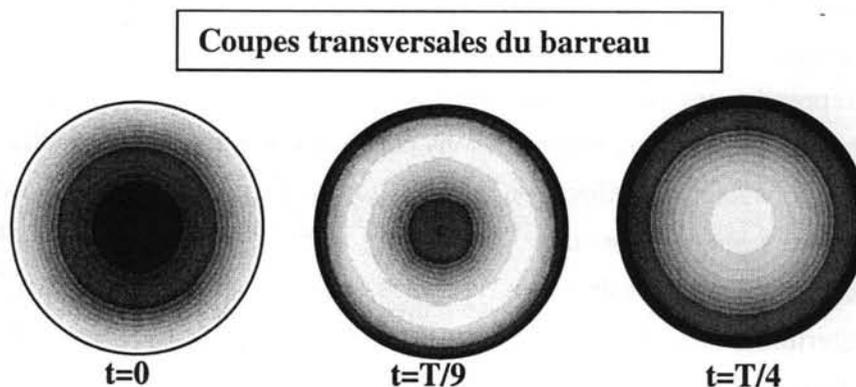


Figure III-16 : Illustration de l'évolution du champ dans le barreau à trois instants différents : $t=0$, $t=T/9$, $t=T/4$. Plus la couleur est claire plus le champ est important. Coupes transversales du barreau.

Nous pouvons en déduire que ces variations radiales du champ magnétique créent des contraintes mécaniques à l'intérieur du matériau. Ces contraintes réduisent évidemment les déplacements attendus lorsque la fréquence augmente. Par conséquent, la déformation en bout du barreau n'est pas homogène et les efforts qu'il supporte ne sont plus repartis sur toute la surface mais dépendent de la forme de celle-ci. Aucune mesure n'a pu être réalisée pour mettre en évidence les déformations réelles de la surface du barreau. Par contre, nous avons pu constater qu'à fréquence élevée, les bords de cette surface se sont rompus sur les différents actionneurs. Nous supposons que lorsque le champ devient grand en périphérie par rapport au centre, l'allongement du barreau est plus important en périphérie et les surfaces en bouts de barreau prennent la forme d'une cuvette. A cet instant, toute la contrainte appliquée au barreau est seulement répartie sur les bords de ces surfaces qui cèdent sous la pression.

III.3.7 Alimentation électrique

La bobine a été dimensionnée pour qu'en utilisation normale dans le barreau un champ maximal soit obtenu avec une densité de courant de $3 A_{eff}/mm^2$. Pour cela, la modélisation a montré qu'une puissance maximum de 400 V.A devrait être suffisante.

III.4 La modélisation thermique

La modélisation thermique ne représente pas le principal de notre travail de modélisation. Elle n'était, en particulier, même pas prévue dans le contrat initial. Cependant à la demande des partenaires quelques calculs élémentaires ont été menés. Un calcul sérieux et rigoureux nécessiterait un investissement de temps plus important pour évaluer précisément les différents phénomènes thermiques mis en présence. De plus l'absence de données concernant les pertes magnétiques des matériaux magnétostrictifs ne nous permet pas pour l'instant de chiffrer l'influence de chaque effet. Il faudrait pour cela entreprendre une série de mesures thermiques et magnétiques et nous sortirions du cadre de cette thèse. Nous reconnaissons cependant l'intérêt de connaître les sources de chaleur responsables de l'élévation de température d'un actionneur magnétostrictif.

Plusieurs phénomènes physiques dégagent de la chaleur au sein de l'actionneur. Il est important de les connaître afin de quantifier ces sources de chaleur. Nous pourrions ainsi déterminer les limites de fonctionnement imposées par cette élévation de température.

Nous avons identifié cinq sources : les pertes par hystérésis à basse fréquences que nous appellerons « pertes par hystérésis statique », les pertes par hystérésis dues à

l'élargissement du cycle lorsque la fréquence augmente que nous appellerons « pertes par hystérésis dynamique », les pertes Joule par courants induits, les pertes Joule dans la bobine et les pertes purement mécaniques. Les trois premières se produisent dans le barreau magnétostrictif et le circuit magnétique laminé. Nous n'avons trouvé aucune donnée précise concernant les pertes purement mécaniques dues aux efforts exercés sur le barreau,. Pour cette raison, ces pertes que nous supposerons à priori faibles devant les autres sources de perte de chaleur ne seront pas prises en compte.

III.4.1 Pertes dans le barreau magnétostrictif

La Figure III-17 illustre l'évolution de la puissance perdue dans le barreau par des phénomènes d'hystérésis statiques et dynamiques et par pertes Joule dues aux courants induits dans le barreau. Pour simplement illustrer ces différents phénomènes dans cette figure nous avons choisi des échelles arbitraires.

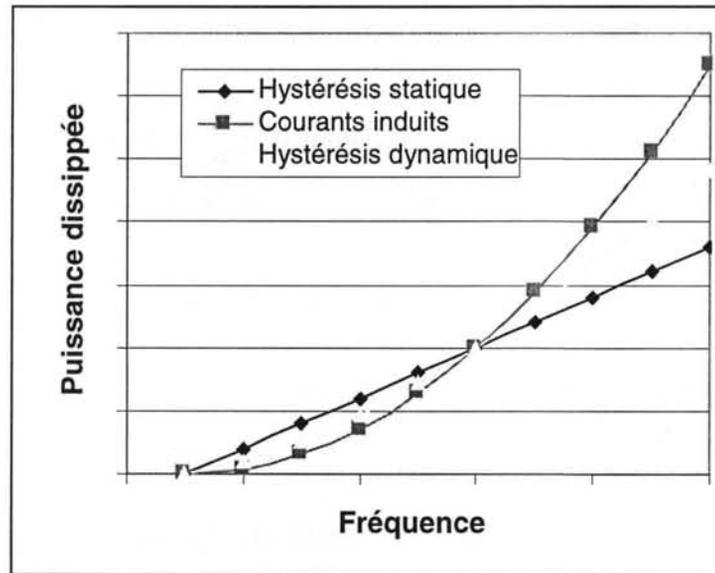


Figure III-17 : Illustration des pertes par hystérésis statiques, hystérésis dynamiques et par courants induits dans le barreau magnétostrictif.

III.4.1.1 Pertes par hystérésis statiques et dynamiques

Les pertes par hystérésis statiques et dynamiques sont estimées en calculant l'aire décrite sous la courbe du cycle d'hystérésis de la courbe $B(H)$. L'énergie perdue par cycle est :

$$E = \int_{\text{Cycle}} H \cdot dB$$

Eq. 39

Egalement appelées « pertes Fer », ces pertes sont dues aux frottements des moments magnétiques les uns contre les autres lorsque les lignes de champs changent de direction. Ils sont la cause de l'hystérésis du matériau et ce surplus d'énergie nécessaire à la rotation des moments magnétiques est dissipé sous forme de chaleur.

Les pertes dites par « hystérésis statiques » correspondent à l'aire décrite par le cycle $B(H)$ et mesurées de façon quasi-statique. Ces pertes sont proportionnelles au nombre de cycles parcourus et par conséquent elles sont proportionnelles à la fréquence ($\propto F$).

Les pertes dites par « hystérésis dynamique » représentent l'élargissement du cycle d'hystérésis lorsque la fréquence augmente en l'absence de courants induits. Elles suivent la loi : $\propto F \cdot \sqrt{F}$ où F est la fréquence.

III.4.1.2 Pertes Joule dues aux courants induits dans le barreau.

Les pertes par courant induit, également appelées pertes par courants de Foucault sont dues à la variation dans le temps du flux magnétique ϕ . Cette variation crée des courants dans le matériau pour s'opposer à la variation du champ magnétique. Ces courants se dissipent par effet Joule en dégageant de la chaleur. Plus la fréquence du champ s'élève, plus le coefficient $\frac{\partial \phi}{\partial t}$ devient important, plus les courants de Foucault s'intensifient et plus les pertes deviennent importantes.

La modélisation par éléments finis du logiciel Flux2D permet d'évaluer ces pertes énergétiques en terme de puissance. La puissance active dissipée par effet joule (équivalent à $R \cdot I^2$ ne pas confondre avec l'effet magnétostrictif « Joule ») en fonction de la fréquence pour un barreau de Terfenol-D de 8 mm de diamètre, 60 mm de long et de perméabilité relative 20 (cas extrême) est représentée sur la Figure III-18.

Les pertes par courants induits dans le barreau et dans le circuit magnétique réduisent les performances de l'actionneur. Elles sont proportionnelles au carré de la fréquence. L'épaisseur de peau diminue proportionnellement à la racine carré de la perméabilité, de la fréquence, de la conductivité électrique et de la dimension de la pièce concernée (plus la pièce est épaisse dans le plan perpendiculaire au champ magnétique par rapport à l'épaisseur de peau, plus les courants induits seront élevés).

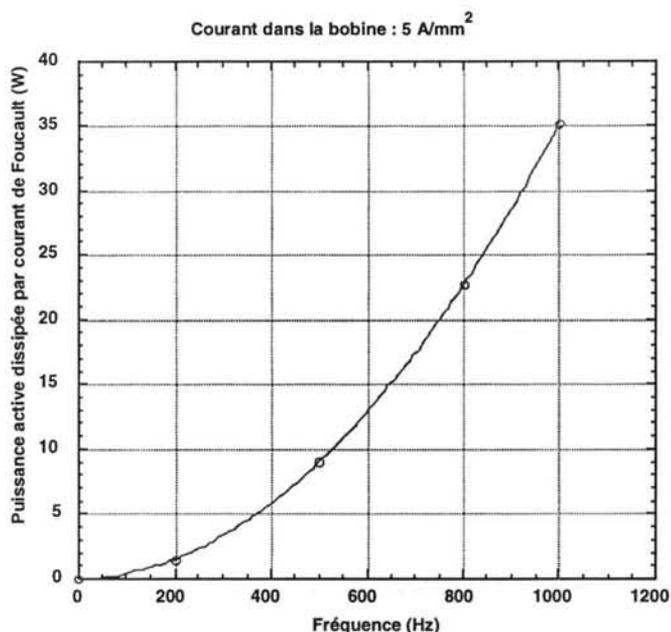


Figure III-18: Puissance active (W) perdue par courant induit en fonction de la fréquence (dans un barreau de 6 mm de diamètre, 60 mm de long et de perméabilité magnétique égale à 5).

Rappelons que l'épaisseur de peau est définie comme l'épaisseur dans le matériau considéré, au bout de laquelle les courants induits sont réduits d'un facteur « e » (avec $\ln(e)=1$). L'épaisseur de peau δ (m) peut être calculée avec l'équation ci-dessous.

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi \cdot \mu \cdot \sigma \cdot f}} \quad \text{Eq. 40}$$

Où :

- μ : perméabilité
- $\mu = \mu_0 \cdot \mu_r$ μ_r : perméabilité relative du matériau, μ_0 : perméabilité dans le vide
- σ ($\Omega \cdot m$) : conductivité électrique
- f (Hz) : fréquence en Hz

Fréquence (Hz)	100	500	1000	1500	2000
Epaisseur de peau pour $\mu_r=5$ (mm)	17,4	7,8	5,5	4,5	3,9
Epaisseur de peau pour $\mu_r=20$ (mm)	8,7	3,9	2,76	2,25	1,95

Tableau III-3 : Epaisseur de peau dans un barreau magnétostrictif (conductivité électrique : $1,66 \cdot 10^6 \text{ Ohm}^{-1} \cdot m^{-1}$) pour deux valeurs de perméabilité relative différentes.

Le Tableau III-3 présente les épaisseurs de peau pour différentes fréquences. Elles sont calculées pour deux perméabilités relatives différentes. Une perméabilité de 20 correspond à la valeur maximale pour un barreau magnétostrictif utilisé sous certaines conditions de précontrainte et d'amplitude de champ magnétique. Dans la plupart des cas, la perméabilité relative est de l'ordre de 5.

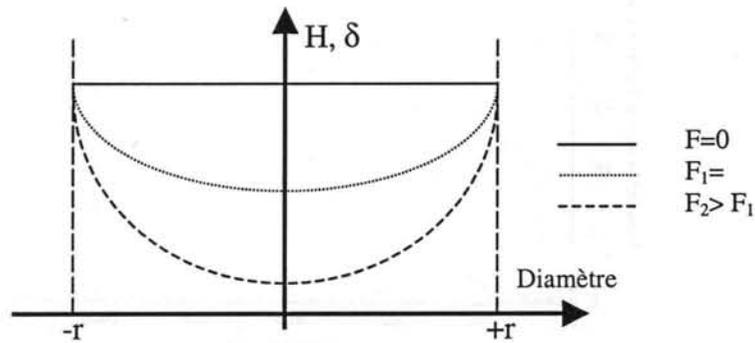


Figure III-19 : Variations symboliques du champ magnétique et de la déformation dues aux courants induits suivant le rayon du barreau pour trois fréquences différentes.

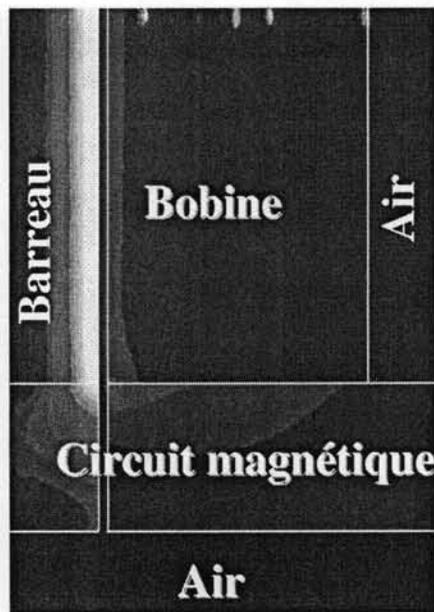


Figure III-20 : Pénétration du champ à 1000 Hz dans un barreau de perméabilité relative égale 20.

La modélisation des pertes dans un barreau laminé montre l'intérêt de cette technique ^[70,Engdahl]. Le laminage permet de réduire les pertes par courants induits. Dans notre cas, pour des raisons de coût et de temps, les essais n'ont été réalisés que sur des barreaux massifs. Nous verrons au Chapitre IV que les performances au-delà de 500 Hz sont fortement dégradées par la présence des courants de Foucault. Toutefois afin de comparer le gain de performances, il serait intéressant

de réaliser les mêmes mesures en utilisant un barreau laminé. Mais ceci n'était pas un objectif majeur et aurait représenté, vu la difficile mise en œuvre des barreaux magnétostrictifs, un surcoût important pour les partenaires industriels. Le choix a été fait de ne pas considérer cette étude comme prioritaire même si on peut le regretter scientifiquement.

Les courants induits limitent la pénétration du champ magnétique dans le matériau (cf. Figure III-20). Dans le cas d'un barreau magnétostrictif, il en résulte une valeur efficace du champ magnétique plus faible au centre du barreau qu'à la périphérie, d'où une élongation plus importante à la périphérie du barreau (cf. Figure III-19). Nous obtenons alors une détérioration des bords hauts et bas du barreau car ils supportent dans ce cas les pressions de la charge et du système de précontrainte. Cette détérioration a été constatée sur les différents prototypes lors des essais.

III.4.2 Pertes par effet Joule dues au courant d'alimentation dans la bobine

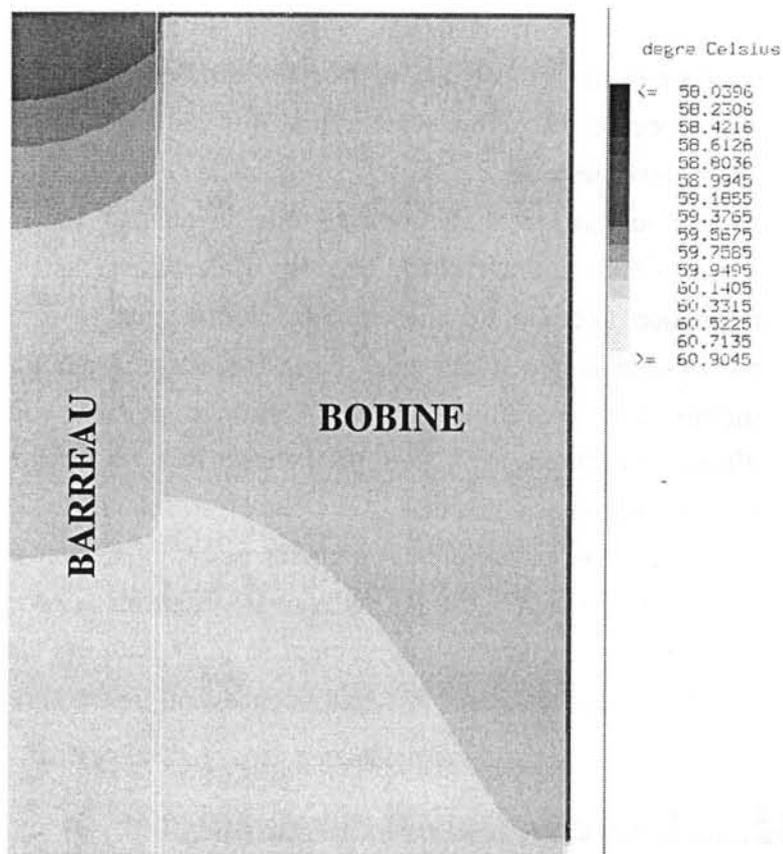


Figure III-21 : Répartition de la température dissipée par effet Joule dans la bobine

La première source de chaleur à forte densité de courant est l'énergie dissipée par effet Joule dans la bobine. La puissance dissipée dans cet élément s'exprime en fonction du carré du courant qui le traverse multiplié par la résistance de la bobine. La Figure III-21, issue du stage de DEA de Frédéric LEPOITEVIN, représente la distribution de la température dans la bobine et dans le barreau créée par effet joule. Ces pertes sont causées par le courant d'alimentation dans la bobine.

Pour calculer précisément la dissipation thermique dans la bobine, il convient de connaître sa conductivité thermique. Or, pour maintenir fermement les spires de la bobine, nous utilisons une colle. Il est donc difficile de prendre en compte dans notre modélisation les dissipations réelles dans les spires de la bobine. De plus, la bobine est enfermée dans le boîtier et il devient difficile d'apprécier les différents échanges thermiques par convection et par rayonnement vers l'extérieur de celui-ci. Ces échanges thermiques dépendent notamment des conditions de ventilation et de la température extérieure. Pour ces raisons, les résultats numériques de la Figure III-21 ne sont pas pertinents.

Notons que ces pertes là, ne dépendent pas de la fréquence.

III.4.3 Conclusion

Nous avons constaté la difficulté de modéliser l'ensemble des phénomènes thermiques mis en présence dans notre dispositif. Le manque de données, tant en ce qui concerne les pertes elles même que leur dissipation, rend difficile une étude quantitative sérieuse.

Nous avons aussi constaté que la chaleur dégagée par la bobine dépend seulement du courant qui la traverse et de sa résistance. Elle ne dépend pas de la fréquence du courant d'alimentation, alors que les pertes par courants de Foucault et par hystérésis dépendent, elles de la fréquence. Dans notre cas, ces pertes peuvent induire une élévation de température importante. Ces distinctions entre ces différentes sources de chaleur permettront lors des mesures expérimentales d'évaluer la contribution de chacune.

Un autre phénomène, purement mécanique, peut également participer à cette élévation de température du barreau. En effet, un matériau qui subit des contraintes mécaniques répétées voit également sa température s'élever. Cet effet est toutefois plus faible que les autres mis en évidence dans ce chapitre.

III.5 La modélisation mécanique

Pour la modélisation mécanique, nous travaillerons sur le logiciel « ATILA » (commercialisé par la Cédrat, Meylan, Isère, France). Ce logiciel éléments finis permet

de modéliser des phénomènes physiques magnéto-mécaniques et électromécaniques. Il calcule les modes propres d'une structure (cf. Figure III-22), les fréquences de résonance et d'anti-résonance d'un mode couplé, et il permet d'effectuer une analyse harmonique.

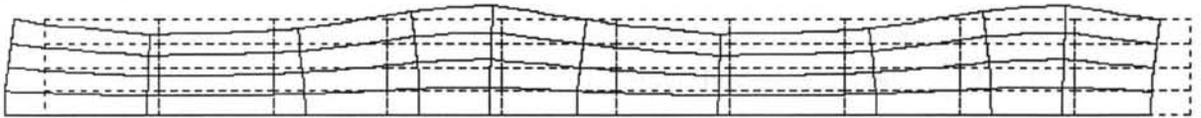


Figure III-22 : Quatrième mode propre longitudinal d'un barreau magnétostrictif

Adapté aux problèmes couplés linéaires, il convient particulièrement à la modélisation des phénomènes piézo-magnétiques et piézo-électriques. Toutefois dans le cas de couplages fortement non-linéaires comme c'est le cas pour la magnétostriction géante, l'intérêt est plus réduit. En effet, des modélisations concernant la force développée par l'actionneur ne se sont pas avérées satisfaisantes.

Notre partenaire Suédois a donc réalisé la plupart des modélisations magnéto-mécaniques à l'aide d'un logiciel approprié développé dans leur laboratoire. Nous nous sommes donc peu impliqués dans ce domaine. Leurs outils de modélisation permettent de tenir compte tant du couplage magnéto-mécanique, du circuit électrique et du circuit magnétique que de la contrainte appliquée à l'actionneur.

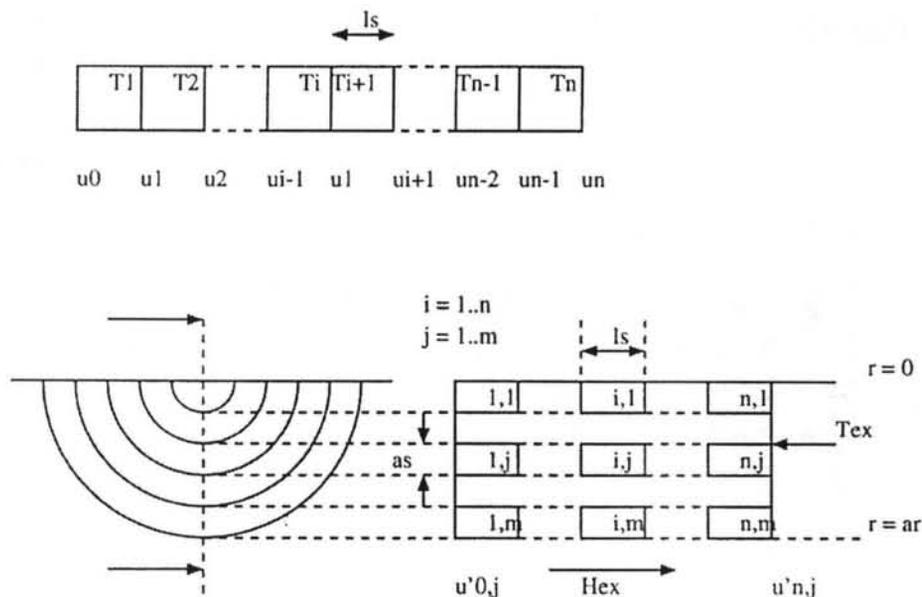


Figure III-23 : Description du modèle développé par le KTH pour la modélisation des actionneurs.

La Figure III-23 présente le modèle développé par le KTH pour la modélisation des actionneurs. L'outil est basé sur la description du barreau de Terfenol-D par une approximation des différences finies utilisant la loi de Newton. Le barreau est divisé en n éléments axiaux et m éléments radiaux. Différentes grandeurs physiques peuvent être calculées dans le temps, comme le champ magnétique, l'induction magnétique, la force et le déplacement. Le couplage, avec les équations de circuit électrique (cf. Figure III-24) permet également d'avoir accès aux grandeurs électriques.

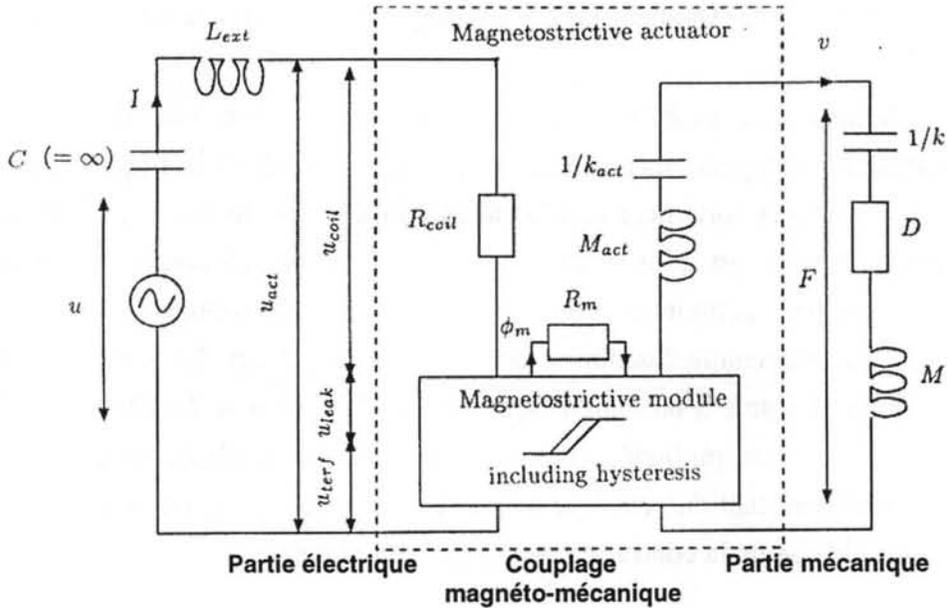


Figure III-24 : Circuit équivalent pour l'étude d'un actionneur magnétostrictif.. M_{act} et k_{act} sont respectivement la masse inertielle et la rigidité.

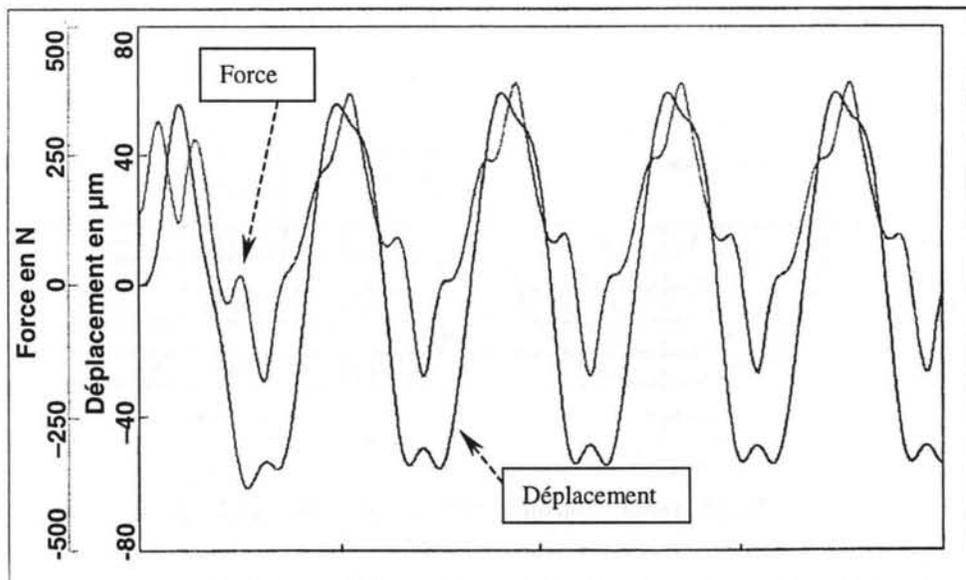


Figure III-25 : Simulation de force et de déplacement réalisée par le KTH Royal Institute of Technology (Suède)

Un résultat de simulation de force et de déplacement (réalisé par le KTH) développés par l'actionneur alimenté par une sinusoïde et actionnant une masse est représenté sur la Figure III-25. L'effet de doublement de fréquence est mis en évidence (courbe de déplacement). Il est dû à la non-linéarité des matériaux magnétostrictifs. L'écrasement des crêtes positives de la courbe de déplacement montre la prise en compte du phénomène de saturation. La non-symétrie de ces crêtes est causé par le phénomène d'hystérésis.

Toutefois, il faudrait une connaissance plus approfondie de leur outil de modélisation pour pouvoir estimer ses performances réelles.

III.6 Exemple de choix de conception du prototype d'actionneur « léger »

La Figure III-26 représente seulement les éléments impliqués dans le circuit magnétique du premier prototype d'actionneur léger. Le boîtier et le système de précontrainte ne sont pas représentés.

- La structure est plane pour en faciliter la réalisation
- Le circuit magnétique est en fer doux (Fe Si) laminé et les deux pièces polaires sont en matériaux doux frittés.
- Le système de précontrainte est réalisé à l'aide de rondelles « belleville » (rondelles coniques) ajustables de 10 MPa à 30 MPa. Les rondelles « bellevilles » permettent de réduire l'encombrement et elles rajoutent très peu d'inertie au système
- Les caractéristiques magnétiques sont :
 - 60 kA/m pour le champ statique créé par les aimants
 - ± 120 kA/m crête à crête pour le champ dynamique créé par la bobine
- Dans cette gamme de champ magnétique le déplacement maximal pouvant être obtenu est de l'ordre de 1200 à 1500 ppm (partie par million). Ainsi un barreau de 100 mm de long devrait nous permettre de dépasser le déplacement de 100 μ m crête à crête défini dans le cahier des charges. Un diamètre de 8 mm devrait permettre de développer une force de 1000 N crête à crête.
- Le barreau n'étant pas laminé, les courants induits deviennent importants qu'au-delà de 500 Hz.

Entre 0 et 30 kA/m, le coefficient de couplage magnéto-mécanique est important. Nous obtenons donc des déplacements importants sous faible champ magnétique. Travailler sous des champs plus faibles implique une bobine plus petite, une alimentation électrique moins puissante, des aimants plus petits et donc un appareillage

plus léger. Dans cette gamme de champs, la perméabilité du matériau magnétique est relativement élevée en statique, de l'ordre de 15-20 (cf. Figure II-9). Ainsi la réluctance du circuit magnétique est réduite et le champ magnétique augmente.

Toutefois suite aux essais réalisés, nous concluons que l'utilisation de champs si faibles ne permet pas de remplir le cahier des charges en terme de force (barreau de 8 mm). C'est pourquoi, lors de la conception, nous avons choisi de travailler à des champs plus élevés.

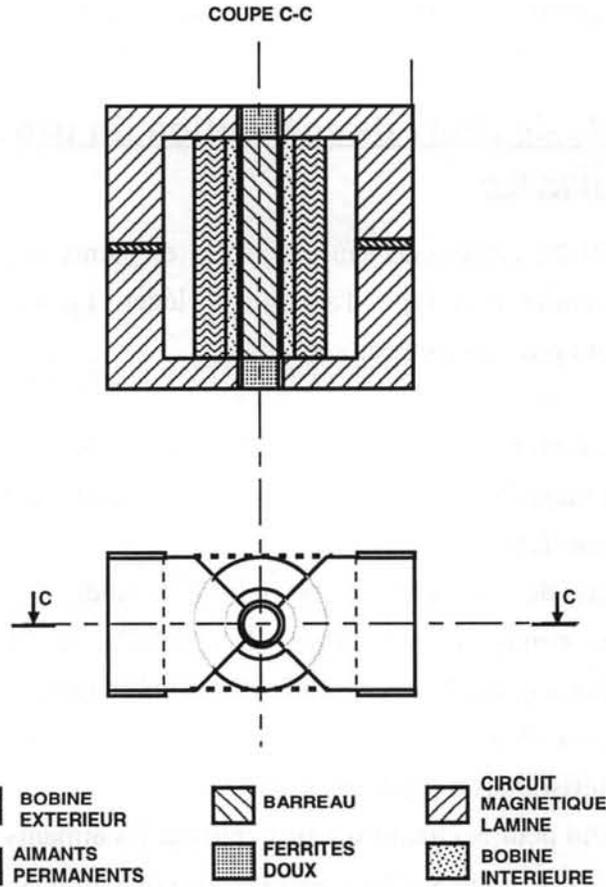


Figure III-26 : Premier prototype d'actionneur léger : Partie magnétique.

Le principal inconvénient est dû à la valeur relativement élevée de la perméabilité qui réduit l'épaisseur de peau dans le matériau. Par conséquent, le champ magnétique perd de son efficacité lorsque la fréquence augmente. Les courants de Foucault ne sont donc plus négligeables au-delà de 500 Hz (l'épaisseur de peau dans le matériau pour cette fréquence est de l'ordre de 4 mm, égale au rayon du barreau).

III.7 Conclusion

Ce chapitre sur la conception et le dimensionnement des actionneurs à magnétostriction géante (tâche 3) à l'aide des logiciels de modélisation éléments finis a permis d'optimiser ces différents paramètres. Les prototypes ont donc pu, d'après nos modélisations, être réalisés par la société Metravib-RDS.

La coopération avec le Royal Institute of Technology KTH (Suède) pour les échanges de modélisation éléments finis et de structure a facilité ces travaux. Les universités de Hull et de Salford (Angleterre) nous ont fourni des données sur le matériau magnétostrictif utilisé et l'entreprise Metravib-RDS a formulé les contraintes techniques liées à la réalisation de l'actionneur. Un échange soutenu et efficace avec Metravib-RDS a donné naissance à quatre prototypes d'actionneurs « légers ».

La modélisation a permis de déterminer la structure la mieux adaptée, les dimensions optimales et les matériaux les mieux appropriés à notre problème tout en tenant compte des contraintes industrielles de réalisation.

Nous avons pu constater qu'il est possible d'utiliser aussi bien une structure plane qu'une structure axi-symétrique. Toutes deux ont leurs avantages et leurs inconvénients. Sur le plan magnétique, la structure axi-symétrique donne de meilleurs résultats mais comme le souligne la modélisation, la différence reste faible. Pour des raisons de coût, de rapidité et de contrainte technique de réalisation, nous avons opté pour la structure plane. Rappelons que l'aspect industrialisation est un critère important dans le contrat et pour nos partenaires industriels (prix de revient, délai, etc).

La gamme de fréquence d'utilisation de l'actionneur étant relativement élevée, nous avons dû considérer que les courants de Foucault peuvent se développer aussi bien dans le barreau que dans le circuit magnétique. D'où le choix d'un circuit feuilleté Fer-Silicium de qualité et la réalisation de certaines pièces du circuit magnétique en matériaux ferrites doux. En ce qui concerne le barreau, nous aurions pu le laminier pour diminuer les courants induits qui s'y développent mais le Terfenol-D est un matériau très dur et cassant donc difficile à usiner. Le compromis nécessaire entre les avantages et les inconvénients contradictoires concernant le champ statique et le champ dynamique conduisent à l'utilisation d'aimants fins et larges avec le risque de démagnétisation des aimants que cela comporte.

Le point de fonctionnement a été optimisé aussi bien en terme de pré-magnétisation que de pré-contrainte.

Nous avons détaillé les différents phénomènes intervenants dans la modélisation thermique. En l'absence de données suffisantes, la modélisation thermique n'a pas pu être totalement abordée. Toutefois l'estimation de la puissance dissipée par courants de Foucault dans le barreau et dans le bobinage par effet joule permet d'estimer en terme de grandeur le problème thermique. Cet aspect sera validé dans le chapitre IV par les mesures relevées sur les différents prototypes d'actionneurs réalisés. Ce paragraphe constitue une base pour de futures investigations sur les problèmes thermiques rencontrés dans les actionneurs magnétostrictifs.

Chapitre IV : Tests expérimentaux et caractérisation

Dans ce chapitre sont présentés les résultats des tests effectués sur les prototypes d'actionneurs « légers » fabriqués par METRAVIB-RDS⁷. Les deux derniers prototypes ont suivi les mêmes procédés de fabrication et sont appelés LMSA3 et LMSA4 (Light MagnetoStrictif Actuator Prototype 3 et 4). La plupart des mesures citées dans ce chapitre concernent essentiellement ces deux prototypes. Le LMSA3 a été testé dans les locaux de l'entreprise METRAVIB-RDS alors que les mesures du LMSA4 ont été effectuées au LEG. Les tests sur les actionneurs se font en terme de déplacement, de force, de grandeurs magnétiques, de température et de puissance électrique requise.

Les mesures faites sur les prototypes LMSA3 et le LMSA4 sont les suivantes :

- Déplacement en fonction du courant pour différentes fréquences. Comparaison entre une mesure de déplacement externe effectuée par un accéléromètre et une mesure de déplacement faite par le capteur interne à courants de Foucault.
- Des mesures de force sont décrites ainsi que les conditions particulières dans lesquelles elles sont effectuées.
- Mesures magnétiques, induction, champ et perméabilité.
- Mesures de puissance nécessaire pour l'alimentation de l'actionneur.
- Mesures de température autour du barreau.

Tout d'abord, nous verrons les caractéristiques techniques des différents prototypes réalisés et testés. Nous nous intéresserons aussi aux évolutions d'un prototype à l'autre et nous expliquerons les raisons de ces changements.

Ensuite, nous présenterons le système de mesure magnétique. Ce système nous permet d'accéder aux valeurs du champ, de l'induction et de la perméabilité magnétique. Et nous discuterons de l'évolution de ces grandeurs en fonction de la fréquence de fonctionnement de l'actionneur.

Nous consacrerons aussi une partie aux mesures mécaniques. Nous verrons comment optimiser la force développée en fonction de l'application en considérant l'influence du point de fonctionnement. Des mesures de déplacement nous permettront de mettre en

évidence les problèmes d'hystérésis, de doublement de fréquence et l'influence de la fréquence de fonctionnement. Alors que les diagrammes de Bode montreront les fréquences de résonance de l'actionneur en déplacement libre.

Les mesures thermiques présentées ensuite illustrent les limites de fonctionnement imposées par l'élévation de température. Nous discuterons de la contribution des différents phénomènes responsables de cet échauffement.

Puis nous nous attacherons aux caractéristiques de consommation électrique des actionneurs 3 et 4 pour différentes fréquences. Elles permettront de déterminer le choix de l'amplificateur suivant l'application souhaitée.

Enfin, nous comparerons les caractéristiques des prototypes LMSA3 et LMSA4 en terme de :

- Déplacement
- D'induction magnétique
- De consommation électrique.

IV.1 Caractéristiques physiques et évolution des différents prototypes

Prototype	N°1	N°4
Poids (kg)	2.05	4
Dimension (mm)	H=150, l=50, L=110	H=150, l=100, L=100
Inductance (H)	52.10^{-6}	4,08
Résistance du bobinage (Ω)	15.10^{-3}	1,08
Diamètre du barreau (mm)	7.65	8
Hauteur du barreau (mm)	47.5	100
Force maximum (N c. à c.)	340	Supérieur à 1000
Déplacement max. (μm c. à c.)	55	120

Tableau IV-1 : Caractéristique des prototypes d'actionneurs à magnétostriction géante réalisés

⁷ Le dimensionnement et la conception des parties magnétiques ont été réalisés par le L.E.G.. La société METRAVIB a ensuite dessiné les plans détaillés des différents actionneurs et les a fabriqué.

Nous avons élaboré un premier prototype afin de nous familiariser avec la fabrication d'actionneurs magnétostrictifs et d'obtenir les premiers résultats validant les modélisations par éléments finis. Les caractéristiques techniques de cet actionneur sont décrites dans le Tableau IV-1. La taille du barreau est imposée. Nous avons donc conçu l'actionneur en fonction du barreau et des performances désirées. Nous choisissons volontairement un point de polarisation magnétique très bas pour réduire au maximum la taille de la bobine et la consommation électrique. Le champ statique est de 15 kA/m et le champ dynamique de 30 kA/m crête à crête. Les aimants, le circuit magnétique et la bobine sont donc dimensionnés en conséquence grâce à la modélisation. Avec de telles données, nous espérons atteindre un déplacement de 60 μm (au vu des grandeurs magnétiques choisies et de la puissance électrique désirée). L'absence de certaines données nous empêche d'évaluer la force susceptible d'être développée par l'actionneur. A la suite des premières mesures, nous confirmons un déplacement de 60 μm et nous avons obtenu les premières données concernant la force. Ce premier prototype a été conçu avec deux bobines. La seconde bobine, appelée « bobine intérieure » sur la Figure III-26, est utilisée pour faire varier le point de fonctionnement magnétique. Alimentée par un courant continu, elle nous a permis d'estimer l'influence de ce paramètre sur le fonctionnement global de l'actionneur.

Des modifications sur le premier prototype ont donné naissance au prototype N°2. La taille des aimants est augmentée (pour augmenter le champ statique), la bobine intérieure est retirée et la bobine qui permet de créer le champ dynamique a été surdimensionnée. Nous avons ainsi augmenté la valeur globale des grandeurs magnétiques afin de pouvoir pousser plus loin les mesures de force.

Enfin, grâce aux connaissances acquises sur ces deux premiers prototypes, nous avons fabriqué les prototypes 3 et 4 qui sont identiques et conformes au cahier des charges⁸. Ces deux derniers prototypes ont été utilisés dans la tâche 7 pour les applications industrielles du contrôle actif des vibrations et de tests de vieillissement de structure. Ces actionneurs ont alors subi des essais au-delà de leur seuil de tolérance pour que des mesures d'hystérésis et de température soient possibles.

⁸ Les études menées ont permis de définir une structure selon laquelle les prototypes 3 et 4 ont été réalisés. Malheureusement, la structure exacte n'est pas présentée toujours pour des raisons de confidentialité. Voilà pourquoi je me suis appuyé dans ce manuscrit sur la structure de la Figure III-8 qui est très proche.

IV.2 Mesures magnétiques

IV.2.1 Système de mesure

Les grandeurs magnétiques sont des paramètres importants pour la compréhension du comportement des actionneurs magnétostrictifs. Il est donc nécessaire d'intégrer dès la conception de l'actionneur un système qui permettra de réaliser ces mesures magnétiques. Les grandeurs concernées sont : le champ, l'induction dans le barreau ainsi que sa perméabilité.

L'induction magnétique peut être mesurée à l'aide d'une sonde à effet Hall ou par des bobines de mesure. La première solution (capteur à effet Hall) oblige par son principe à placer la sonde au centre du barreau. Ce dernier se travaille difficilement (car très dur et cassant). Il nous a paru donc difficile de le percer pour y placer un capteur à l'intérieur. De plus le barreau subit des contraintes mécaniques importantes et il serait inconcevable de le fragiliser par un quelconque usinage. La deuxième solution (mesure de l'induction à l'aide de bobines) est la mieux adaptée à nos contraintes. Il est également possible par combinaison de deux bobines de mesurer le champ et d'en déduire la perméabilité du barreau magnétostrictif. Ces mesures donneront les valeurs moyennes des grandeurs magnétiques dans le barreau. Toutefois la distribution du champ radial au barreau ne peut pas se mesurer expérimentalement.

Ce système de mesures par bobine implique de travailler en régime dynamique. Cette condition n'implique aucun désavantage dans notre cas. La variation du flux à travers ces bobines induit alors une tension à leurs bornes suivant la loi :

$$e(t) = n \cdot \frac{d\Phi(t)}{dt}$$

e : tension induite aux bornes de la bobine

n : nombre de tours de la bobine

ϕ : flux magnétique

Le principe de mesure est le suivant : deux bobines sont placées autour du barreau à l'endroit où la mesure doit être relevée, en l'occurrence au milieu du barreau. Voir Figure IV-1.

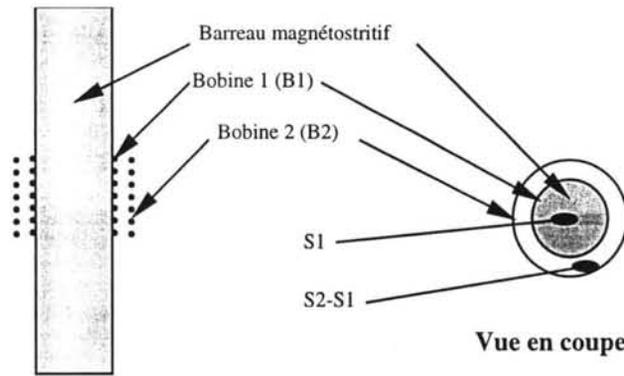


Figure IV-1 : Détails du système de mesure magnétique

Nous calculons l'induction magnétique à l'aide d'une seule bobine.

La bobine B1 enroulée sur le barreau permet de mesurer le flux dans le barreau.

$$\Phi(t) = \int \frac{e(t)}{n} dt \quad \text{en fonctionnement dynamique} \quad e = e_{\max} \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad \text{Eq. 41}$$

D'où $\Phi(t)$ devient

$$\Phi(t) = \frac{e_{\max} \cdot \sin(\omega \cdot t)}{n \cdot \omega} \quad \text{et} \quad \Phi(t) = \frac{e}{n \cdot \omega} \quad \text{Eq. 42}$$

Sachant que $\Phi = \iint_S B \cdot dS$ avec S section transversale de la bobine.

Et en supposant que le flux dans la bobine est perpendiculaire à la surface qu'elle entoure, nous obtenons comme expression pour l'induction dans le barreau :

$$B = \frac{\Phi_1}{S_1} \quad S_1 : \text{surface entourée par la bobine B1}$$

Soit :

$$B = \frac{e_1}{n_1 \cdot \omega \cdot S_1} \quad \text{Eq. 43}$$

Pour calculer le champ magnétique, on sait d'après les hypothèses fixées :

$$\Phi_1 = B_1 \cdot S_1 \quad \text{flux à travers la bobine B1}$$

$$\begin{aligned}\Phi_2 &= B_2 \cdot S_2 = \Phi_1 + B_{air} \cdot (S_2 - S_1) \\ \Phi_2 &= \Phi_1 + \mu_o \cdot H \cdot (S_2 - S_1)\end{aligned} \quad \text{flux à travers la bobine B2} \quad \text{Eq. 44}$$

$$\text{Donc } H = \frac{\Phi_2 - \Phi_1}{\mu_o \cdot (S_2 - S_1)} \quad \text{Eq. 45}$$

De plus :

$$\Phi_1(t) = \int \frac{e_1(t)}{n_1} dt \quad \text{et} \quad \Phi_2(t) = \int \frac{e_2(t)}{n_2} dt \quad \text{Eq. 46}$$

En posant comme condition : $n_1 = n_2 = n$:

$$H = \frac{1}{n \cdot \mu_o \cdot (S_2 - S_1)} \cdot \int [e_2(t) - e_1(t)] \cdot dt \quad \text{Eq. 47}$$

Nous avons alors en régime harmonique :

$$H = \frac{e_2 - e_1}{\omega \cdot n \cdot \mu_o \cdot (S_2 - S_1)} \quad \text{Eq. 48}$$

Nous pouvons ainsi en déduire la perméabilité du barreau :

$$\mu_{bar} = \frac{B_{bar}}{H_{bar}} \quad \text{ce qui donne,}$$

$$\mu_{bar} = \frac{e_1}{e_2 - e_1} \cdot \frac{S_2 - S_1}{S_1} \quad \text{Eq. 49}$$

La précision des mesures dépendra principalement de la différence entre S_1 et S_2 . Plus elle sera importante plus les mesures seront précises. Comme les bobines de mesures sont placées entre le barreau et le bobinage principal créant le champ, l'espace reste limité. La mesure doit être faite le plus près possible du barreau. car plus nous nous éloignons du barreau, plus H varie. Les équations présentées ci-dessus sont valables en régime harmonique, les mesures seront donc effectuées sur le fondamental du signal.

IV.2.2 Evolution du champ magnétique en fonction de la fréquence

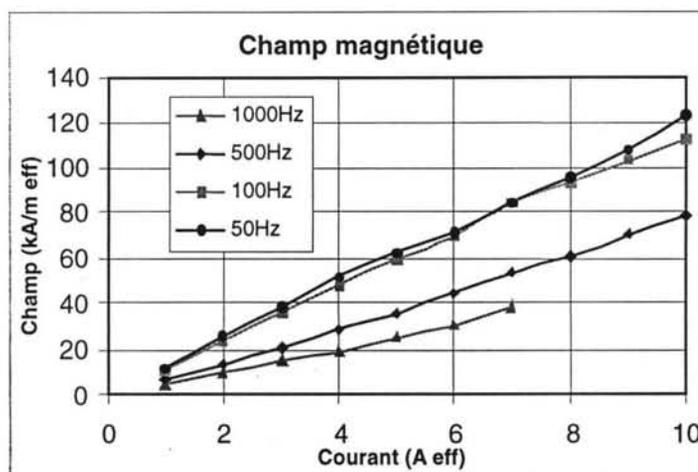


Figure IV-2: Champ magnétique en fonction du courant à 20 Mpa de pré-contrainte pour différentes fréquences

Sur la Figure IV-3, le champ magnétique diminue lorsque la fréquence augmente. Les courbes ne sont ici plus linéaires bien que nous soyons en dessous de la saturation magnétique du matériau magnétostrictif. En fait, cette non-linéarité est due à la réduction de la perméabilité magnétique du Terfenol-D en fonction du courant (cf. Figure IV-4).

IV.2.3 Evolution de l'induction en fonction de la fréquence

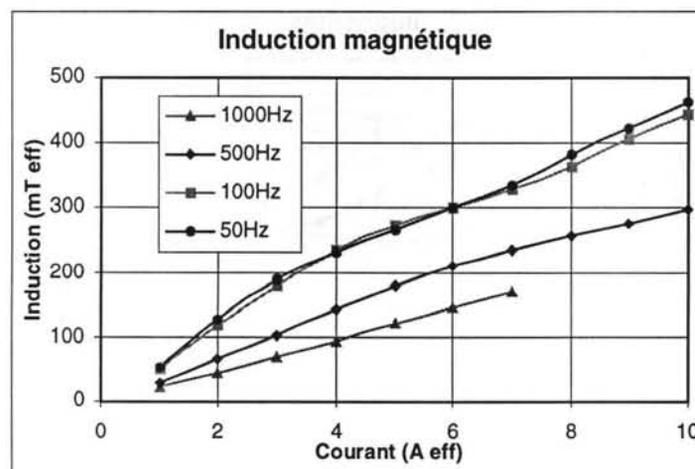


Figure IV-3: Induction en fonction du courant à différentes fréquences sous une précontrainte de 20 Mpa.

Sur la Figure IV-2, nous pouvons observer la décroissance de l'induction en fonction de la fréquence. Cette décroissance s'explique par les courants de Foucault qui augmentent lorsque la fréquence augmente principalement dans le barreau et un

peu dans le circuit magnétique. En effet, le circuit magnétique est constitué de feuilles très fines de 0,1 mm d'épaisseur qui empêchent les courants de Foucault de se développer dans la bande de fréquence utilisée.

En dessous de 200 Hz, les courants de Foucault ont peu d'influence sur le champ magnétique. Par contre au-delà de cette fréquence les courants de Foucault, principalement développés dans le barreau magnétostrictif, réduisent le champ magnétique moyen jusqu'à un facteur 2,5 à 1000 Hz.

Nous pouvons constater aussi sur cette même figure que les courbes sont linéaires puisque le champ magnétique est proportionnel au courant.

IV.2.4 Perméabilité magnétique

Les mesures de perméabilité magnétique du barreau présentées (cf. Figure IV-4) sont à admettre avec précaution. La précision des mesures dépend du rapport des surfaces des deux bobines de mesure (cf. paragraphe IV.2.1). En raison du faible espace libre autour du barreau (car la bobine d'alimentation est très près du barreau), ces bobines sont placées très proches l'une de l'autre donc une petite imperfection sur les dimensions d'une des bobines de mesure peut donner une erreur importante. Nous estimons donc que notre imprécision de mesure est d'au moins 20%. Toutefois, l'allure générale de la courbe reste vraie et les valeurs de perméabilité magnétique sont de l'ordre de celles citées dans la littérature.

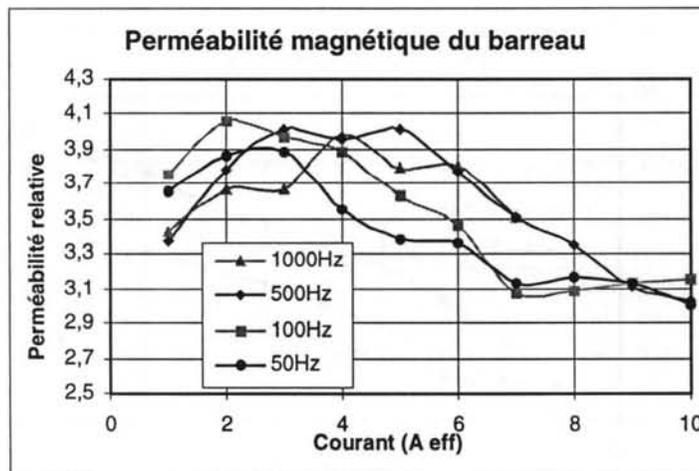


Figure IV-4: Perméabilité en fonction du courant à différentes fréquences pour une précontrainte de 20 Mpa.

La tendance est donc à la diminution de la perméabilité avec l'amplitude du courant.

IV.3 Mesures mécaniques

IV.3.1 Optimisation du point de fonctionnement

IV.3.1.1 Influence du champ statique

Pour mesurer l'impact du champ statique sur le déplacement maximum, le premier prototype a été équipé d'une seconde bobine (cf. **Figure III-26**). Alimentée par un courant continu, elle permet de faire varier le champ statique.

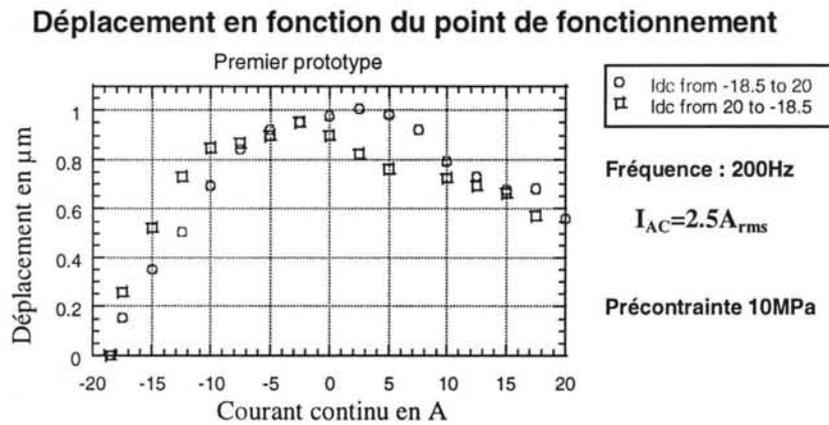


Figure IV-5 : Mesure de déplacement en fonction du champ statique sous faible champ dynamique.

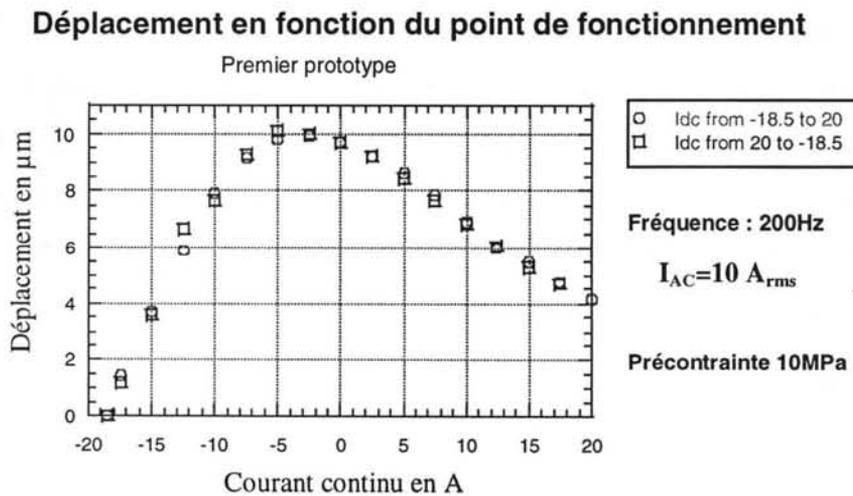


Figure IV-6: Mesure de déplacement en fonction du champ statique sous champ dynamique important.

Le déplacement maximal (mesurer sur le fondamental) est obtenu pour un courant dans la bobine proche de zéro (cf. Figure IV-6). Ce résultat confirme le

bon dimensionnement des aimants (le fondamental devient nul lorsque le champ créé par le courant continu est égal et opposé au champ statique créé par les aimants) et valide les résultats obtenus à l'aide de la modélisation élément finis. Pour les prototypes suivants cette bobine a été retirée, ces mesures ont donc seulement été effectuées sur le premier prototype.

Nous constatons également que l'hystérésis a une influence relative plus importante lorsque le champ dynamique est faible (cf. Figure IV-5).

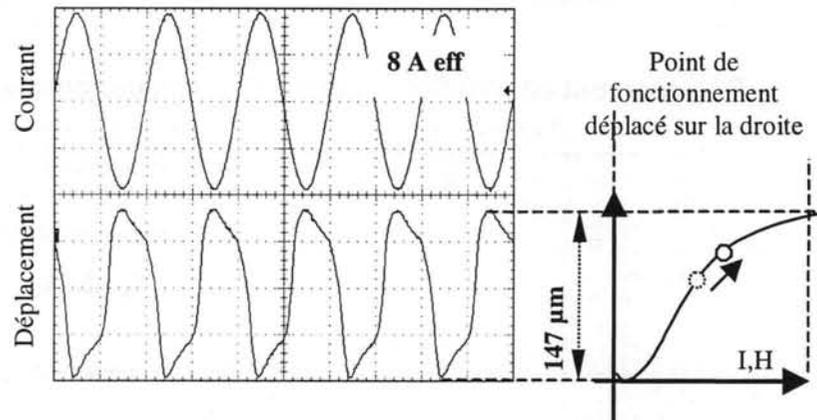


Figure IV-7 : Déplacement du point de fonctionnement vers la droite par ajout d'un courant continu de 3 A dans la bobine. Dans cette configuration nous obtenons le déplacement maximal de 147 μm.

La Figure IV-7 et la Figure IV-8 représentent des mesures de déplacement effectuées sur le dernier prototype (LMSA4). Au courant sinusoïdal alimentant l'actionneur est superposé un courant continu dans le but de faire varier le point de fonctionnement. Pour obtenir le maximum de déplacement sans doublement de fréquence, le point de fonctionnement est décalé sur la droite (cf. Figure IV-7). Le courant continu ajouté dans la bobine est alors de 3 A. Nous obtenons ainsi un déplacement maximal de 147 μm. A l'inverse, sur la Figure IV-8 le courant continu ajouté est négatif et le point de fonctionnement est déplacé vers la gauche. Il est placé ainsi dans une zone plus raide (où le coefficient d_{33} est élevé) et plus linéaire. Nous obtenons ainsi un déplacement important relatif à l'amplitude du courant alternatif injecté dans la bobine. Le déplacement se rapproche alors d'une sinusoïde.

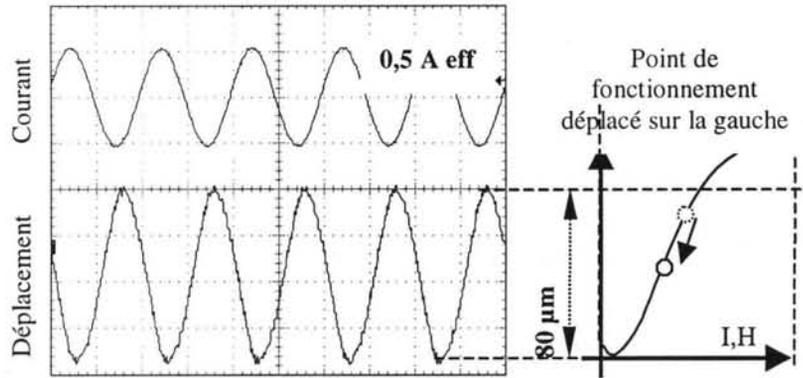


Figure IV-8 : Déplacement du point de fonctionnement vers la gauche par ajout d'un courant continu de $-2,2$ A dans la bobine. Dans cette configuration nous obtenons le maximum de déplacement pour un minimum de champ magnétique.

Essayons de comprendre les critères de choix du point de polarisation. Le champ dynamique est directement lié au point de polarisation. Si le point de polarisation est de 80kA/m , le champ dynamique pourra varier de $\pm 80\text{kA/m}$ pour rester en dessous du phénomène de doublement de fréquence et la bobine sera dimensionnée pour pouvoir créer cette gamme de champ. Maintenant, si le point de polarisation est de 15kA/m , le champ dynamique à créer sera de $\pm 15\text{kA/m}$ et la bobine nécessaire pour générer ce champ sera beaucoup plus petite et la consommation sera réduite. Dans ces deux configurations, pour obtenir le même déplacement exigé par le cahier des charges, il conviendra d'utiliser dans le deuxième cas un barreau et une bobine plus longs. Toutefois la bobine restera globalement plus petite car dans cette gamme de champ le coefficient d_{33} est maximum.

Mais le déplacement n'est pas le seul critère de choix, la force désirée doit pouvoir être obtenue. Soit le diamètre du barreau est suffisamment important pour générer les forces voulues à faible champ, soit il convient d'augmenter la plage du champ magnétique et par conséquent augmenter le point de polarisation. C'est ce que nous avons dû faire car le diamètre des barreaux de Terfenol-D (en technologie de fabrication FSZM) utilisés ne dépassent pas les 8 mm , ce qui ne nous permettait pas de remplir le cahier des charges en terme de force.

IV.3.1.2 Influence de la pré-contrainte

L'influence de la pré-contrainte est relativement complexe car elle dépend de l'amplitude du champ dynamique et du champ statique. La Figure IV-11 montre l'influence de la pré-contrainte sur le déplacement en fonction du champ

magnétique. Pour des pré-contraintes faibles de 8 à 10 MPa, la valeur maximale de déplacement est rapidement atteinte sous faible champ.

La précontrainte a également comme nous le verrons dans le chapitre IV.3.3 une influence sur la force développée par l'actionneur

IV.3.2 Mesures de déplacement

IV.3.2.1 Mode libre

Nous utilisons deux méthodes différentes pour mesurer le déplacement. La mesure peut être faite directement à l'aide d'un capteur de déplacement (à courant de Foucault, interféromètre laser, etc.) ; dans les deux derniers prototypes un capteur de déplacement à courants de Foucault a été intégré pour faciliter la mesure. Nous pouvons également utiliser un accéléromètre positionné en sortie de l'actionneur, il suffira alors d'intégrer deux fois la mesure pour obtenir le déplacement. Dans les paragraphes IV.3.2.3 et IV.3.2.4 le déplacement est mesuré en sortie de l'actionneur avec un accéléromètre. Nous comparerons enfin les mesures obtenues avec le capteur interne présentée au paragraphe IV.3.2.5 .

IV.3.2.2 Mise en évidence du doublement de fréquence

Le doublement de fréquence se produit lorsque le champ dynamique devient trop grand par rapport au champ statique. Sur la Figure IV-10, trois relevés temporels du déplacement illustrent l'effet du doublement de fréquence lorsque le champ dynamique devient trop important devant le champ statique. Nous éviterons ce phénomène en limitant la valeur maximale du courant d'alimentation.

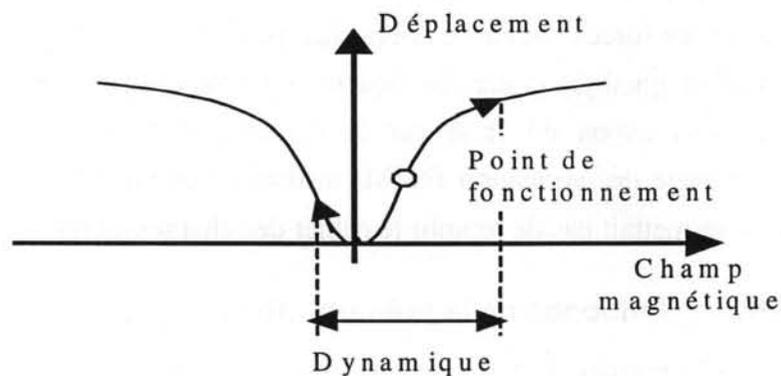


Figure IV-9 : Explication du phénomène de doublement de fréquence.

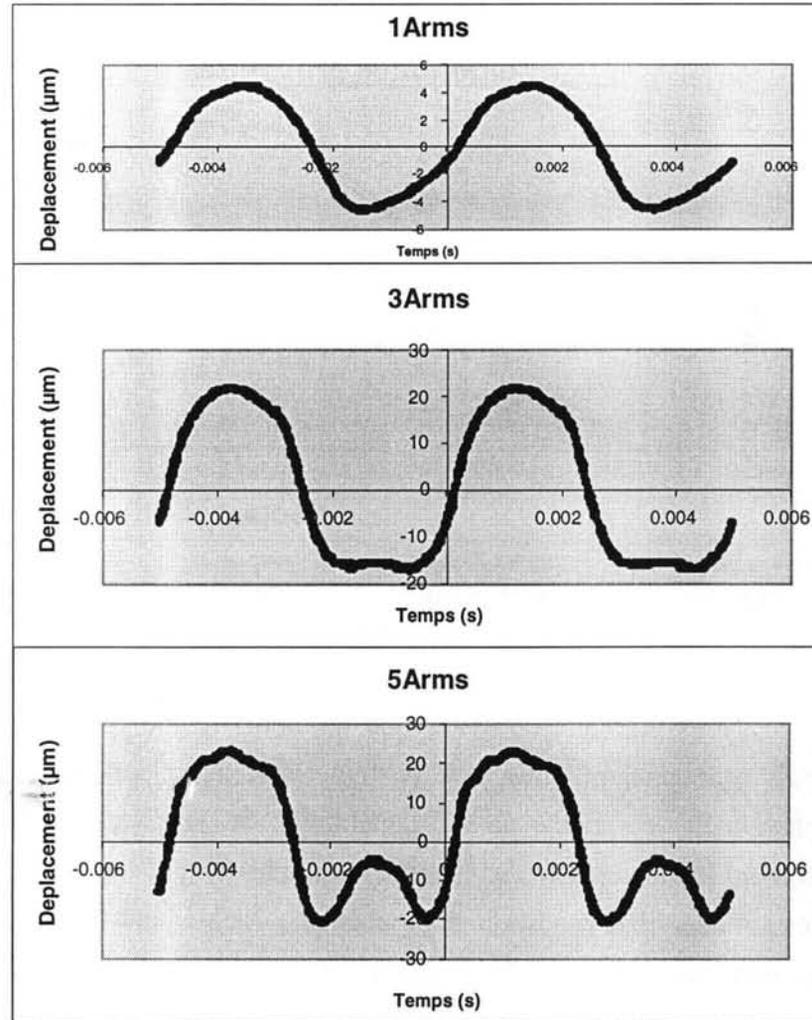


Figure IV-10 : Mesure de l'effet du doublement de fréquence (mesures effectuées sur le prototype N°1)

IV.3.2.3 Déplacement en fonction de la pré-contrainte

Le déplacement maximal obtenu est de $116 \mu\text{m}$ crête à crête à 10 MPa de pré-contrainte. Cependant, nous ne choisirons pas une pré-contrainte de 10 MPa car le déplacement maximal n'est pas le seul critère. L'obtention de forces importantes, nous le verrons, impliquera d'utiliser une pré-contrainte supérieure. Ce compromis testé expérimentalement nous conduira aux alentours de 20 MPa . Comme une pré-contrainte de 20 MPa offre de meilleurs résultats en terme de force, nous retiendrons cette valeur. Il est également important de constater que le déplacement imposé par le cahier de charge de $100 \mu\text{m}$ crête à crête est atteint avec cette pré-contrainte.

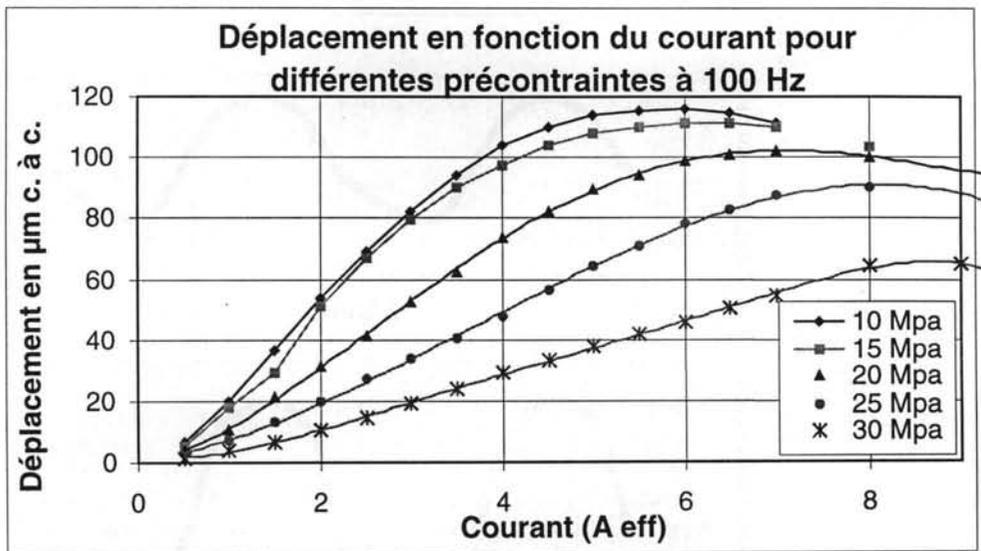


Figure IV-11 : Déplacement en fonction du courant à différentes précontraintes pour une fréquence de 100Hz.

Nous pouvons constater que les courbes atteignent une valeur maximale puis redescendent entre 6 A et 8 A selon la valeur de la pré-contrainte. Ce phénomène est causé par l'augmentation de la distorsion harmonique. A fort courant la valeur crête du champ dynamique devient supérieure au champ créé par les aimants. Il se produit le phénomène de doublement de fréquence qui augmente la non-linéarité. Au-delà de cette limite, la valeur efficace du signal mesurée diminue à cause de la forme du signal (cf. Figure IV-10).

IV.3.2.4 Déplacement en fonction de la fréquence

Les pertes par courants de Foucault et par hystérésis (pertes Fer) augmentent rapidement avec la fréquence^[71,Sandlund] et le déplacement s'en trouve réduit. Elles réduisent le champ magnétique pénétrant dans le barreau et augmentent sa température en dissipant les courants induits par effet Joule. La température reste bien sûr inférieure à la température de Curie du matériau magnétostrictif mais elle croît suffisamment (cf. Paragraphe IV.4) pour dégrader les propriétés du matériau.

Les mesures de déplacement et de force sont limitées en fréquence par la puissance maximale de l'amplificateur utilisé.

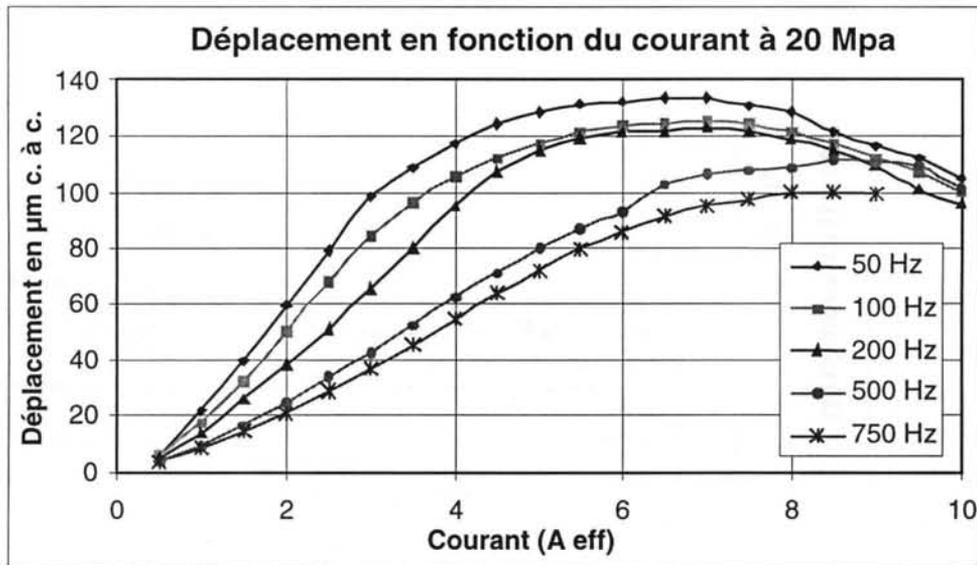


Figure IV-12 : Déplacement en fonction du courant à différentes fréquences pour une précontrainte de 20 Mpa.

IV.3.2.5 Comparaison entre les deux méthodes de mesure du déplacement

La Figure IV-13 montre la différence entre les résultats donnés par les deux méthodes de mesures présentées Paragraphe IV.3.2.1 . Sur cette figure, le « Capteur1 » représente la mesure faite avec le capteur de déplacement interne alors que le « Capteur2 » représente la mesure faite avec l'accéléromètre.

La différence entre les deux mesures est assez importante (environ 25%). Elle n'est pas causée par un problème de sensibilité ou de précision d'un des capteurs. La mesure la plus fiable correspond à celle de l'accéléromètre qui effectue une mesure directe en sortie de l'actionneur. En contrepartie pour des commodités de montage, le capteur de déplacement interne a été excentré du barreau (pour ne pas perturber la chaîne de sortie) et mesure le déplacement d'une plaque mise en mouvement indirectement par le barreau. Le léger flambage de cette plaque amplifie le mouvement de quelques micromètres et fausse la mesure.

Néanmoins, le capteur interne permet de s'affranchir d'une mesure extérieure pour certaines applications. Cette erreur de mesure n'a pas de conséquence pour réduire les vibrations d'une structure à l'endroit où l'actionneur sera mis en contact avec celle-ci. De plus, il est toujours possible de tenir compte de cet écart dans un système de contrôle.

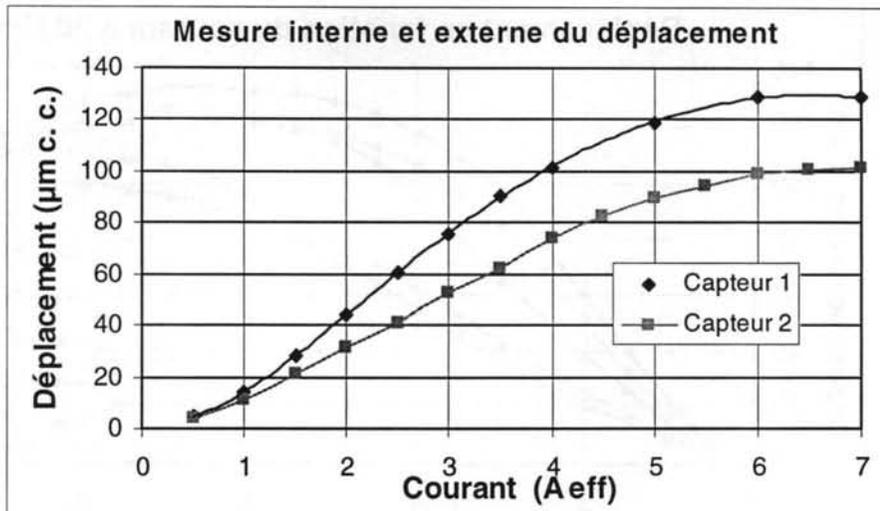


Figure IV-13 : Comparaison entre le déplacement mesuré avec l'accéléromètre en sortie de l'actionneur et celui mesuré par le capteur de déplacement à courants de Foucault interne à l'actionneur. Mesures faites à 50Hz et 20 Mpa de précontrainte.

IV.3.2.6 Mesure de distorsion harmonique du déplacement (THD)

La distorsion harmonique totale se calcule pour une certaine fréquence, ici la fréquence fondamentale. Seuls les multiples de cette fréquence sont pris en compte dans le calcul du THD. Le bruit qui peut exister entre le fondamental (A_0) et ses harmoniques (A_n) n'est pas pris en compte dans le THD. Le THD est calculé avec la formule ci-dessous :

$$\text{THD} = \left[\frac{\sum_{n=1}^{\infty} A_n^2}{\sum_{n=0}^{\infty} A_n^2} \right]^{\frac{1}{2}}$$

En pratique seuls les premières harmoniques mesurées sont utilisées car elles ont une amplitude significative devant le fondamental. Les autres sont considérés comme négligeables.

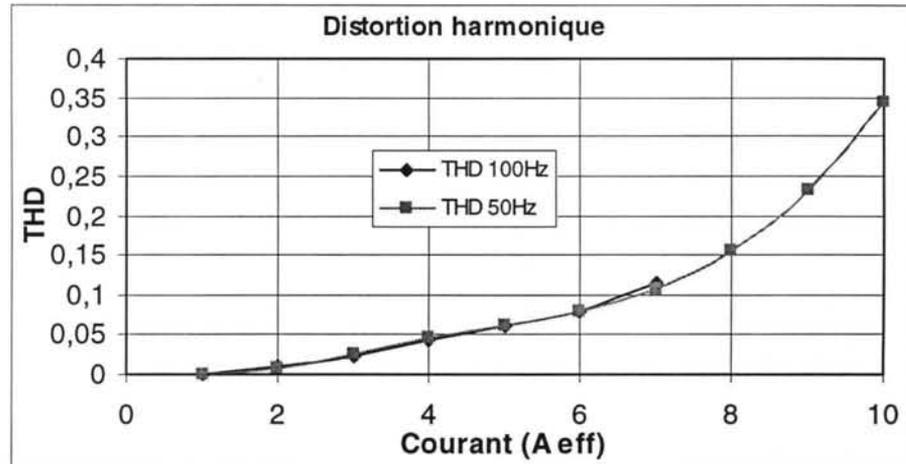


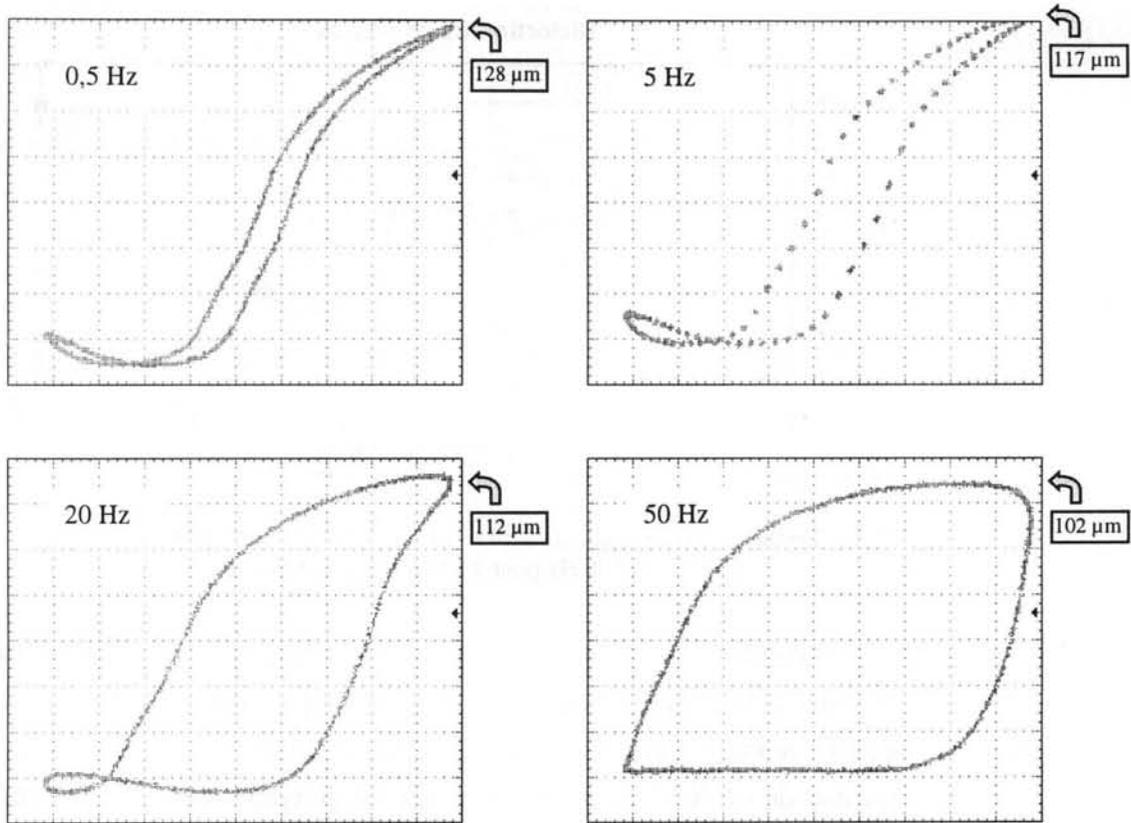
Figure IV-14 : Distorsion harmonique du déplacement (THD, « Total Harmonic Distortion ») à 50 Hz et 100 Hz pour 20 Mpa de précontrainte.

La THD représente le taux de non-linéarité du signal analysé. La non-linéarité est relativement faible jusqu'à $6 A_{\text{eff}}$, puis elle augmente. En effet au-delà de 6 A (courant positif), le déplacement commence à saturer. Alors que lorsque le courant passe en dessous de $-6 A$ (courant négatif), le champ dynamique devient supérieur au champ statique créés par les aimants et augmente l'influence de l'harmonique deux (cf. paragraphe IV.3.2.2).

IV.3.2.7 Influence de la fréquence sur l'hystérésis

Le comportement dynamique des actionneurs magnétostrictifs est très différent des mesures statiques souvent effectuées sur un barreau de Terfenol-D. Les Figures IV-15 montrent l'évolution du cycle d'hystérésis du déplacement en fonction du courant d'alimentation pour différentes fréquences. La première figure montre des mesures effectuées pour un parcours de la boucle d'hystérésis à 0.5 Hz. Elles sont très proches des mesures statiques présentées Chapitre II. Mais on s'aperçoit que rapidement avec l'élévation de la fréquence le cycle d'hystérésis devient très large.

Ces mesures mettent en évidence les différences entre les comportements statiques et dynamiques. Ces différences ne sont pas une conséquence de la non-linéarité du phénomène magnétostrictif. Ces phénomènes complexes, qui se produisent en mode dynamique, existent également dans le cas d'un actionneur piézo-électrique (actionneur linéaire). Autrement dit, le terme linéarité n'a plus vraiment de sens en dynamique.



Figures IV-15 : Cycle d'hystérésis du déplacement en fonction du courant à différentes fréquences

IV.3.2.8 Diagramme de Bode : accélération en fonction du courant d'alimentation

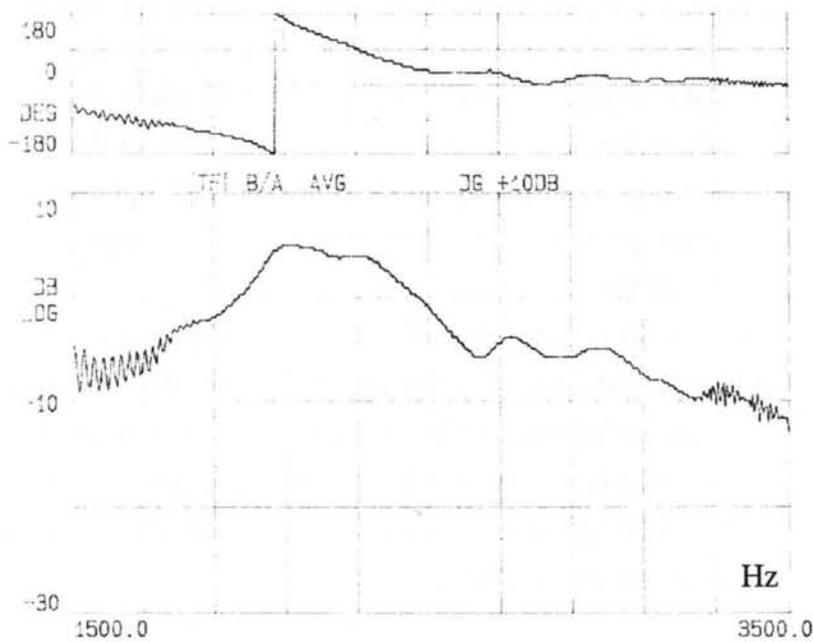


Figure IV-16 : Diagramme de Bode de l'accélération en fonction du courant d'alimentation. L'échelle en dB est arbitraire.

La Figure IV-16 représente la fonction de transfert en fonction de la fréquence du prototype N°4 de nos actionneurs magnétostrictifs. Elle montre les deux premières fréquences de résonance. La première se situe autour de 2100 Hz et la seconde est très proche. La mesure est effectuée sur l'actionneur libre, c'est à dire sans contrainte mécanique extérieure. Seule une précontrainte interne de 20 MPa est appliquée au barreau. Nous reverrons dans le Chapitre V que lorsqu'il est couplé à une masse, l'actionneur voit ses fréquences de résonance chuter (des explications théoriques sont données au chapitre II.4.2).

IV.3.3 Mesures de force

IV.3.3.1 Mode bloqué, mesures de force

Pour mesurer la force, l'actionneur est placé à l'intérieur d'une structure qui a pour but d'empêcher tout déplacement de celui-ci. Cette structure est schématisée Figure IV-17. Par l'intermédiaire d'un capteur placé entre cette structure et la sortie de l'actionneur, la force développée par ce dernier peut être mesurée. Dans cette configuration l'actionneur peut exercer une force de traction et une force de compression sur le capteur.

La force de traction est développée par le système de précontrainte sur la structure lorsque le bobinage est alimenté par un courant négatif (la longueur du barreau est réduite). Lorsque le courant est positif le barreau s'allonge et il crée une force de compression sur la structure. La combinaison de ces forces de traction et de compression est mesurée par le capteur et détaillée ci-dessous.

L'intérêt de la force de traction dépend fortement de la configuration dans laquelle l'actionneur sera utilisé. S'il est utilisé comme support actif d'une structure, la précontrainte aura alors moins d'importance car le poids de cette structure servira de précontrainte mais aussi de masse de rappel donc plus besoin de traction. Elle risque même de pénaliser les performances de l'actionneur en créant une précontrainte trop importante. Par contre, si l'actionneur est utilisé comme une masse inertielle (configuration utilisée au Chapitre V pour le contrôle actif des vibrations) ou pour exciter une masse inertielle sur le plan horizontal alors le système de précontrainte a toute son importance. En effet dans ce cas là, les forces de traction et de compression seront réparties de façon égale. Il faudra donc choisir une précontrainte suffisamment importante pour permettre le rappel de la masse. Si celle-ci est trop faible il risquerait d'y avoir un décollement dans la chaîne de sortie (barreau + système de précontrainte) pouvant créer des chocs et par conséquent endommager l'actionneur.

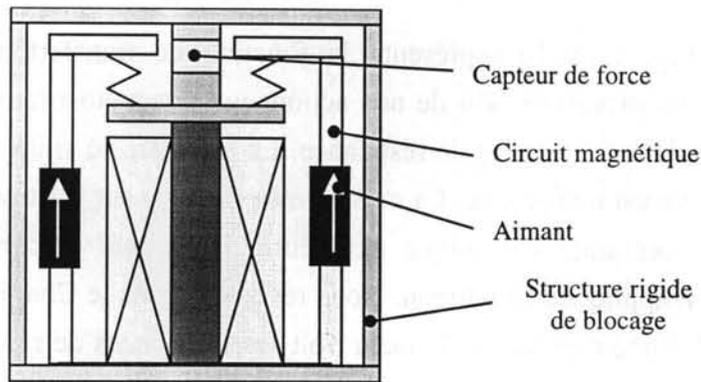


Figure IV-17 : Représentation schématique de l'actionneur bloqué dans la structure, afin de mesurer la force développée.

IV.3.3.2 Force développée en fonction des différentes précontraintes

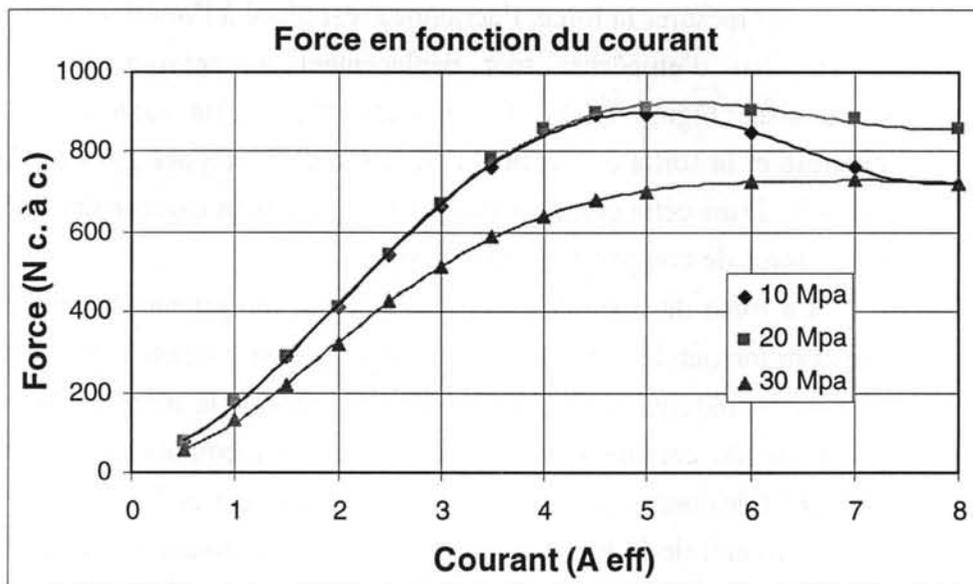


Figure IV-18 : Force en fonction du courant pour différentes précontraintes à 100Hz.

La force maximale mesurée est de 905 N crête à crête à 20 Mpa de précontrainte (cf. Figure IV-18). Cette force reste inférieure à celle définie dans le cahier des charges. Certaines difficultés rencontrées nous amènent à penser que la force réelle pouvant être développée par l'actionneur est supérieure à celle mesurée. L'une des explications à cette observation est d'une part due à un problème technique détaillé au paragraphe IV.3.3.5. D'autre part la structure n'est pas parfaitement rigide et par exemple, nous mesurons à 905 N un déplacement de la structure de 6 μm crête à crête. Ce léger déplacement réduit la force globale : le système n'est pas alors réellement bloqué et travaille en compression partielle.

La force développée diminue au-delà de 5 à 6 A et d'autant plus que la précontrainte est faible. C'est l'augmentation de la distorsion harmonique (THD)

due à la non-linéarité des caractéristiques du barreau magnétostrictif qui en est la cause. De plus le système de précontrainte développe une force linéaire donc lorsque celle-ci augmente le taux de THD diminue. Voilà pourquoi la décroissance de la force est plus importante à faible précontrainte.

IV.3.3.3 Force développée pour différentes fréquences

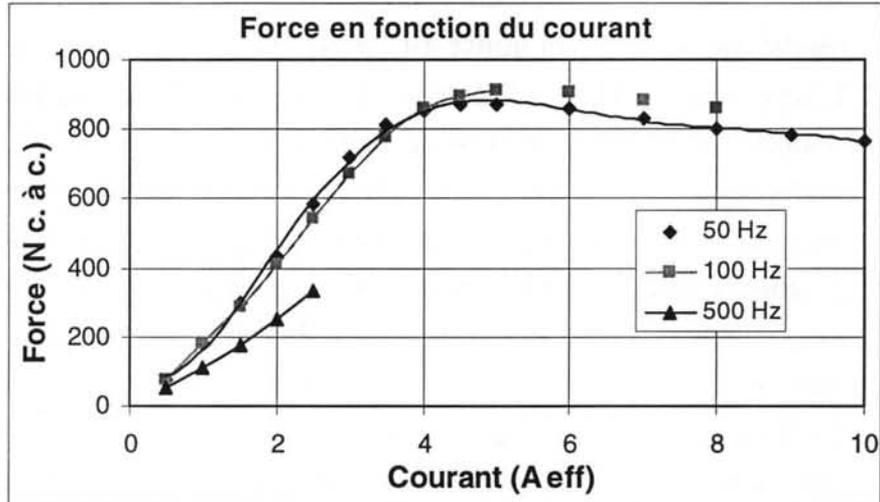


Figure IV-19 : Force en fonction du courant à différentes fréquences pour une précontrainte de 20 Mpa.

La force est également affectée par la montée en fréquence. Les courants de Foucault ont, a priori, le même effet sur la force que sur le déplacement.

IV.3.3.4 Taux de distorsion harmonique de la force

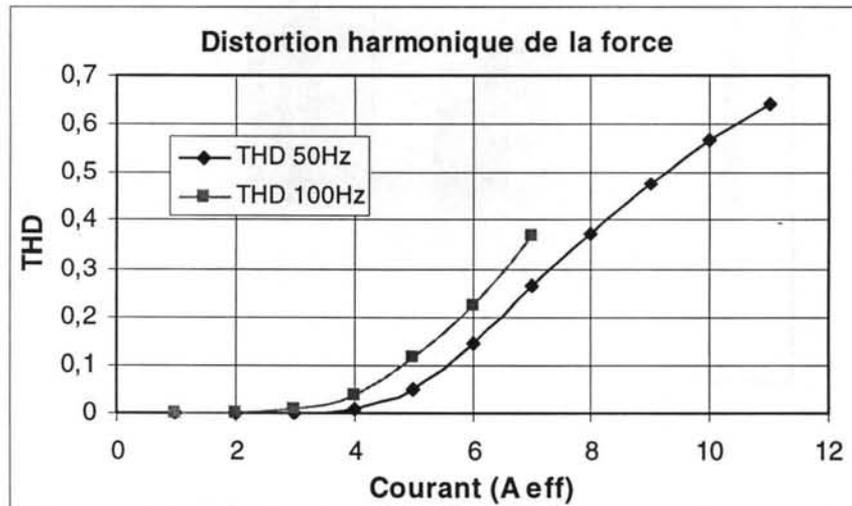


Figure IV-20 : Taux de distorsion harmonique de la force pour un précontrainte de 20 Mpa.

Comme pour le déplacement, le taux de distorsion harmonique croît rapidement. Cette augmentation est liée au phénomène de doublement de fréquence et de saturation du déplacement.

IV.3.3.5 Influence de la structure de blocage pour la mesure de force

Un problème technique tend également à réduire la force développée. La structure de blocage est réalisée en acier massif pour une rigidité maximale. Il en résulte que le matériau utilisé est ferromagnétique et sa perméabilité est élevée. L'actionneur est placé à l'intérieur de la structure et les aimants créant le champ statique se trouvent proches de celle-ci (cf. Figure IV-17). Une partie non négligeable du flux créé par les aimants se reboucle dans la structure et réduit d'autant le champ statique traversant le barreau. Par conséquent, le point de fonctionnement présenté Figure IV-9 se rapproche de zéro et le champ magnétique maximal atteint est diminué. Pour quantifier les pertes dues à cet effet, des mesures de déplacements ont été réalisées avec l'actionneur seul et l'actionneur dans la structure. Les résultats sont présentés sur la Figure IV-21. Le déplacement est réduit de 25% à 30% lorsque l'actionneur est placé à l'intérieur de la structure. Au vu de ce problème, nous pensons que la perte en force est également importante. Ainsi nous pensons que la valeur notifiée dans le cahier des charges est atteinte en condition réelle, soit 1000 N crête à crête.

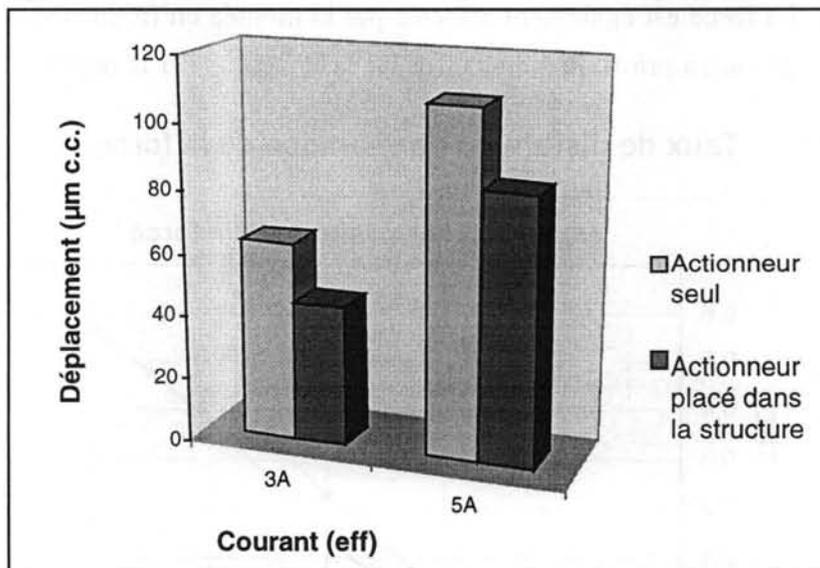


Figure IV-21 : Influence de la structure sur le déplacement

IV.4 Mesures thermiques

La température est mesurée au milieu du barreau à l'aide d'un capteur collé sur celui-ci. L'échauffement du barreau est causé par la chaleur dégagée par plusieurs phénomènes physiques : les pertes par effet Joule dans la bobine dues au courant

d'alimentation, les pertes dues aux courants induits développés dans le barreau, les pertes par hystérésis et les pertes mécaniques.

La température peut ainsi être contrôlée à tout moment pour ne pas endommager le barreau ou la bobine.

Freq / Courant	1	5	9
50 Hz	25.5	64	130
200 Hz	28.25	114	
500 Hz	32.5		
1000 Hz	41.5		

Tableau IV-2 : Température en degrés Celsius pour différentes fréquences et courants d'alimentation

L'élévation de la température dans les colonnes deux et trois du Tableau IV-2 représente l'influence de l'augmentation de la fréquence de fonctionnement. Cette création de chaleur dépend des pertes :

- Par courants de Foucault
- Par hystérésis (pertes Fer)
- Purement mécaniques

L'augmentation de la température suivant les lignes correspond uniquement à la chaleur dissipée par effet Joule dans la bobine causée par le courant d'alimentation.

IV.5 Consommation électrique

Freq. / A	Surcharge de l'amplificateur												
	0.5	1	1.5	2	2.5	3	4	5	6	7	8	9	10
20 Hz	0.4	0.95		2		3	4	5	5.9	6.9	8	9	10
50 Hz		1.75		3.35		5.6	7.6	9.4	11	12.5	14.5	16	18
100 Hz		3		6.5		10	13.5	16.5	20	23			
200 Hz		5.1		11		17	23						
500 Hz		10.5		21.5	28.5								
1000 Hz	9	18	27										

Tableau IV-3 : Tension en fonction du courant à différentes fréquences pour une précontrainte de 20 Mpa

La Figure IV-22 montre la puissance normalement délivrée par l'amplificateur en fonction de la fréquence d'utilisation. L'inductance de la bobine étant relativement élevée, la puissance devient importante pour des fréquences élevées.

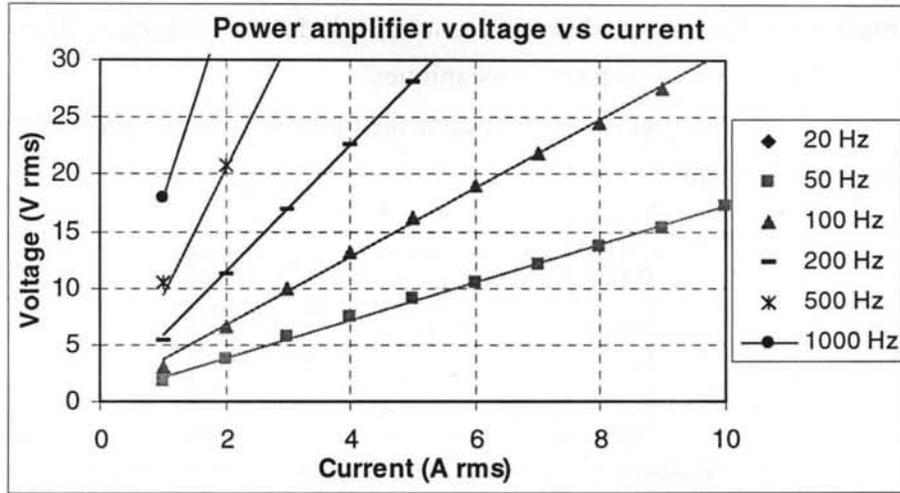


Figure IV-22 : Tension en fonction du courant délivré par l'amplificateur pour différentes fréquences.

IV.6 Comparaison entre le prototype 3 (LMSA3) et le prototype 4 (LMSA4)

Ces prototypes ont été réalisés à l'identique pour être utilisés dans la tâche 7, c'est à dire dans les applications industrielles. Ces deux actionneurs ont été élaborés selon les mêmes critères et leurs caractéristiques sont comparées ci-dessous.

IV.6.1 Induction en fonction du courant

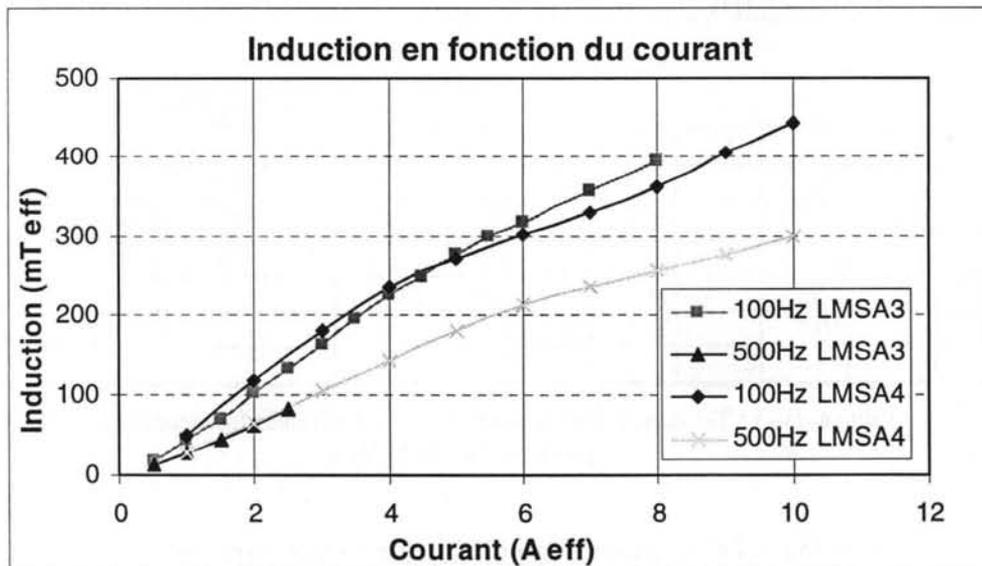


Figure IV-23 : Induction en fonction du courant à différentes fréquences pour une précontrainte de 20 Mpa

Les points manquants pour certaines mesures de l'induction du LMSA3 à 500 Hz sont dus à la faible puissance de l'amplificateur disponible ce jours là pour ces mesures.

IV.6.2 Consommation électrique

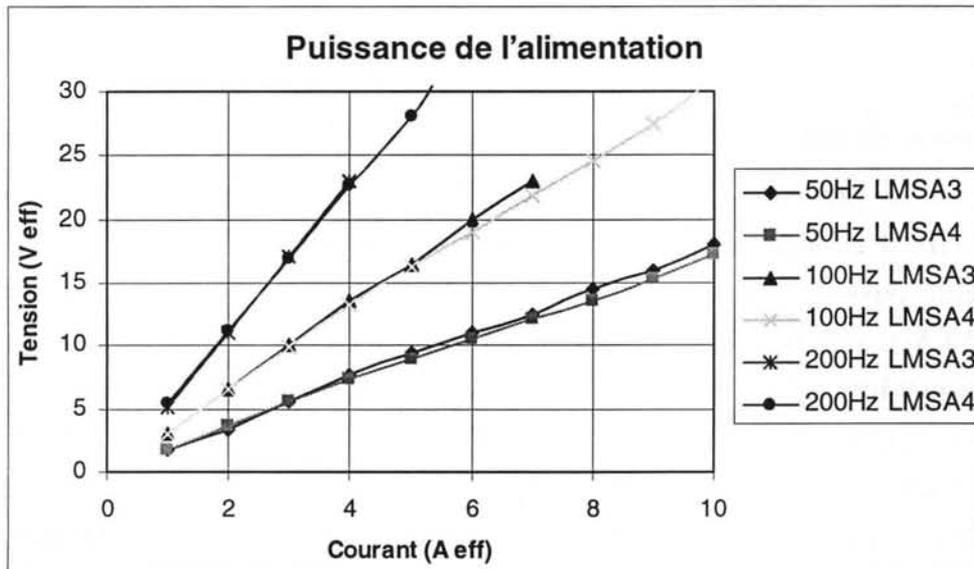


Figure IV-24 : Tension d'alimentation en fonction du courant à différentes fréquences pour une précontrainte de 20 MPa.

IV.6.3 Déplacement en fonction du courant

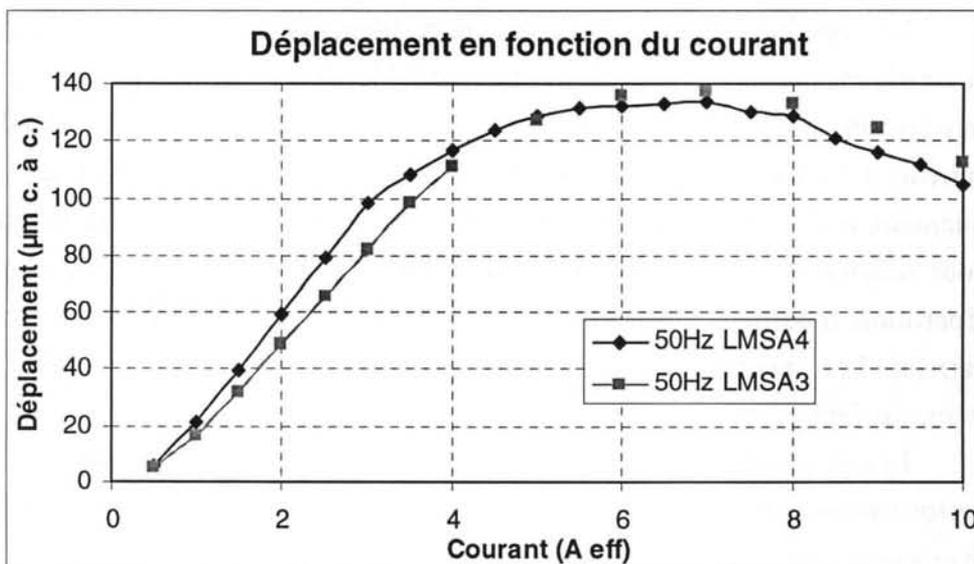


Figure IV-25 : LMSA3 and LMSA4, déplacement en fonction du courant pour une précontrainte de 20 MPa à 50 Hz.

Les caractéristiques de ces deux actionneurs sont très proches. Les différences dépendent des performances des barreaux utilisés et des aléas de fabrication. Chaque

barreau de Terfenol-D est différent et ses caractéristiques propres sont mesurées par le fabricant afin de s'assurer de ses performances. Nous constatons effectivement des différences dans les caractéristiques de déplacement fournies par le constructeur. La réalisation des différentes pièces constituant les actionneurs comme le circuit magnétique ou le système de précontrainte peut également influencer sur les résultats. Cette influence est très faible a priori.

IV.7 Conclusion

Le premier actionneur réalisé a été optimisé pour délivrer un déplacement maximal en utilisant le minimum d'énergie possible : c'est à dire une bobine la plus petite possible. Pour cela nous avons choisi un point de fonctionnement très bas à 15 kA/m avec une dynamique de +/- 15 kA/m. Cette dynamique ainsi que l'effet de saut magnétostrictif des matériaux préparés par la méthode FSZM choisi, permet d'obtenir une déformation importante à faible champ. La valeur maximale de la précontrainte permettant d'obtenir un déplacement le plus important possible est de 10 MPa. Ce choix s'est avéré intéressant en terme de déplacement, de consommation électrique et de linéarité. Mais les premiers résultats en terme de force soulignent que des valeurs de champ beaucoup plus élevées sont nécessaires.

Le deuxième prototype est une évolution du premier avec quelques modifications, telles qu'un sur-dimensionnement de la bobine afin de pouvoir pousser plus loin les limites d'utilisation de l'actionneur notamment pour les mesures de force.

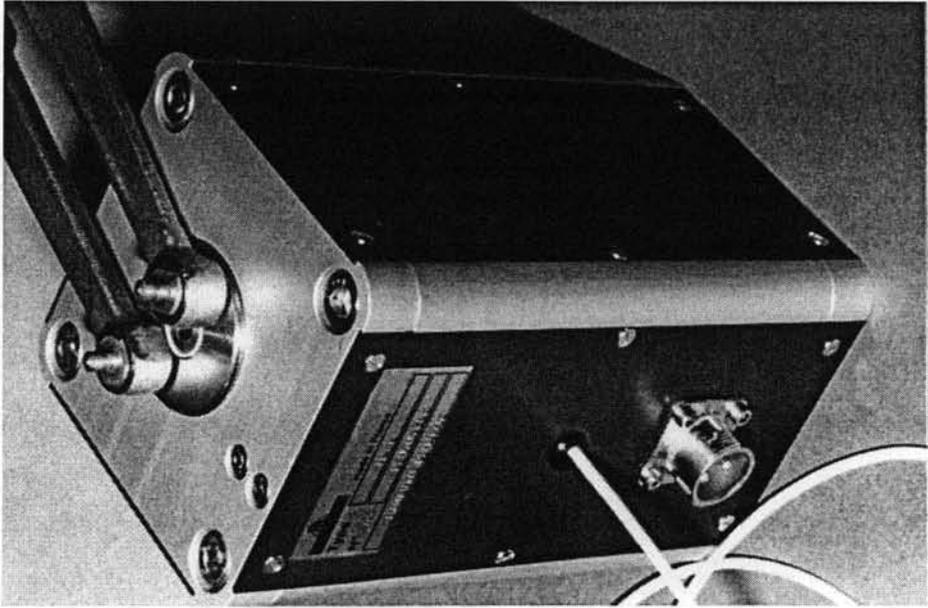
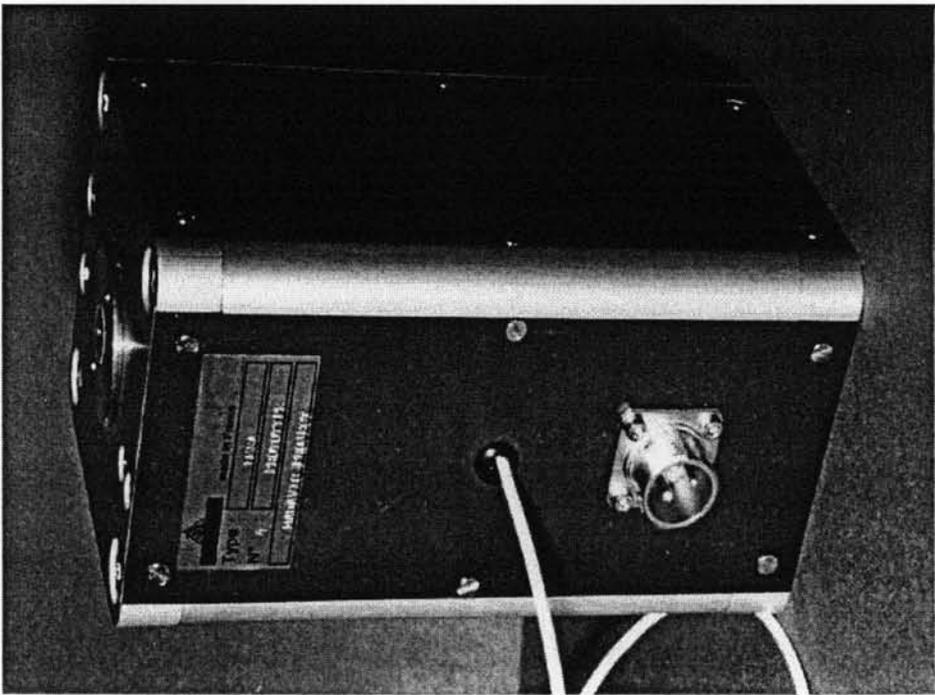
Les résultats obtenus avec les deux premiers prototypes nous ont permis de dimensionner les deux derniers (qui sont identiques) afin que leurs performances satisfassent le cahier des charges imposé par le contrat européen. La longueur du barreau a évolué de 47.5 mm à 100 mm et son diamètre est passé de 7,65 à 8 mm (diamètre maximal du barreau FSZM). Le point de fonctionnement est monté à 60 kA/m pour obtenir les forces désirées. Les aimants ont donc été re-dimensionnés et leur répartition modifiée afin d'obtenir une plus grande homogénéité du champ dans le barreau. Les spécifications requises pour l'actionneur « léger » ont été obtenues en terme de déplacement et de force.

Les prototypes LMSA3 et LMSA4 étant identiques, nous avons comparé leurs performances. En terme de déplacement, de consommation électrique et de grandeur magnétique, les caractéristiques sont similaires. Les faibles écarts sont en partie dus aux différences existant entre les caractéristiques des deux barreaux magnétostrictifs utilisés et des autres constituants dans une moindre proportion. Le comportement des deux derniers actionneurs étant très proche, cela permet d'affirmer une reproductibilité et une faisabilité du produit acquises. C'est, sur le plan industriel, une donnée importante. L'énergie nécessaire pour qu'il puisse délivrer des forces élevées est relativement

importante car les champs créés doivent être de 120 à 150 kA/m crête. Il est donc indispensable de disposer d'un amplificateur puissant par rapport à la taille de l'actionneur.

En conclusion, nous pouvons affirmer que les barreaux FSZM sont très bien adaptés pour les actionneurs de faible puissance souhaitant délivrer des déplacements importants sous faible champ. Pour les actionneurs de puissance tel que le nôtre (fournissant une force de 1000 N crête à crête), il peut être intéressant d'augmenter le diamètre du barreau (et donc d'augmenter le coût) et alors il faudrait acquérir préférentiellement des barreaux fabriqués selon la méthode Brigman. La force développée étant proportionnelle à la section du barreau, un rayon plus important permettrait, tout en gardant la même force, de réduire le courant dans la bobine, et de diminuer sa taille ainsi que celle de l'amplificateur.

prototypes 3 et 4



Chapitre V : Application au contrôle actif des vibrations d'une inductance de lissage

La tâche 7 du contrat européen MADAVIC concerne le contrôle actif des vibrations. Notre rôle consiste à démontrer la faisabilité d'un contrôle actif de vibrations par l'emploi d'un actionneur magnétostrictif. Ce type d'actionneur étant fortement non linéaire, il n'est pas, à priori, le mieux adapté pour ce genre d'utilisation.

Dans ce but, le LEG a entrepris la réalisation d'une expérience de réduction active des vibrations d'une inductance de lissage à l'aide du dernier prototype (LMSA4) d'actionneur magnétostrictif léger réalisé (il pourrait aussi être appliqué à un transformateur, un moteur ou à d'autres appareils utilisés en électrotechnique)

Au sein de cette tâche, la mise au point d'un système de contrôle électronique numérique a été, comme prévu, réalisée par notre partenaire anglais de l'université de Hull. Son rôle étant ensuite de le fournir aux différents partenaires afin de tester les prototypes mis au point. Nous avons donc effectué le contrôle actif des vibrations en utilisant leurs algorithmes de contrôle. Une maquette de contrôle analogique PID (Proportionnelle Intégrale Dérivée) a été réalisée avec les élèves de l'IUT Génie Electrique I de l'Université Joseph Fourier de Grenoble afin de comparer les résultats obtenus avec le contrôle numérique (cf. V.5).

Cette étude se divise en deux parties distinctes. La première partie détaille l'étude du comportement mécanique de l'inductance sur laquelle le contrôle actif des vibrations est testé en utilisant l'actionneur magnétostrictif léger. Il est indispensable de connaître les caractéristiques du système pour en effectuer le contrôle actif. La deuxième partie représente les résultats des mesures qui ont été réalisés sur la réduction des vibrations.

Après avoir étudié le procédé (dans l'ordre : l'amplificateur alimentant le LMSA4, le prototype LMSA4, l'inductance et l'accéléromètre) et évalué les résultats pouvant être obtenus, l'université de Hull en partenariat avec le LEG ont défini le cahier des charges suivant :

- Réduction des vibrations d'au moins 10 dB
- Contrôle en boucle fermée stable sur une bande de fréquence d'au moins 200 Hz.

V.1 Description du banc d'essai

Pour cette application le LEG a choisi de réduire les vibrations d'une inductance utilisée pour filtrer les fluctuations de tension du secteur. Lors d'une utilisation normale, le courant dans les enroulements de l'inductance crée des forces magnétiques qui sont source de vibrations. Les fréquences des vibrations sont généralement le double de la fréquence d'excitation ainsi que de ses harmoniques. Ainsi, si l'inductance est utilisée pour filtrer la tension du secteur (50 Hz), les principales vibrations créées seront aux fréquences 100, 200, 300, 400 et 500 Hz (au-delà les harmoniques deviennent faibles).

La Figure V-1 montre le spectre de vibration entre 0 et 1000 Hz de l'inductance alimentée par un courant de fréquence 90 Hz. Les principales fréquences de vibration sont à 180 et 360 Hz mais les harmoniques restent importantes jusqu'à 900 Hz.

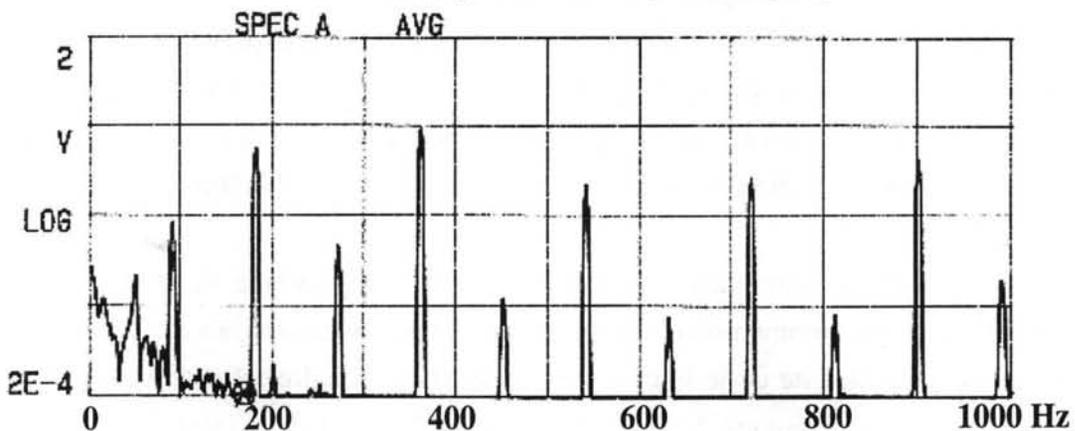


Figure V-1 : Spectre des vibrations de l'inductance alimentée par un courant de fréquence 90 Hz.

Nous pouvons utiliser soit une excitation électrique, soit une excitation mécanique. Nous avons opté pour une excitation mécanique car elle facilite la variation par vibration des divers paramètres liés à l'excitation de la structure. Pour ces séries de mesures, les vibrations de l'inductance ont été générées par un pot vibrant électrodynamique (Electro-Dynamic Shaker EDS). Il est piloté par l'intermédiaire de son amplificateur et d'un générateur de fonction arbitraire. Ainsi, il est possible de générer toutes formes de vibration (sinusoïdes à une ou plusieurs composantes fréquentielles, un bruit blanc...). Cette configuration offre un grand choix d'options pour notre expérience.

L'actionneur magnétostrictif est comme l'EDS, fixé (par vissage) contre l'inductance mais sur des faces opposées. Il produit des forces inertielles créées par leur propre masse en mouvement. L'actionneur magnétostrictif est alimenté par un amplificateur audio piloté par le système de contrôle.

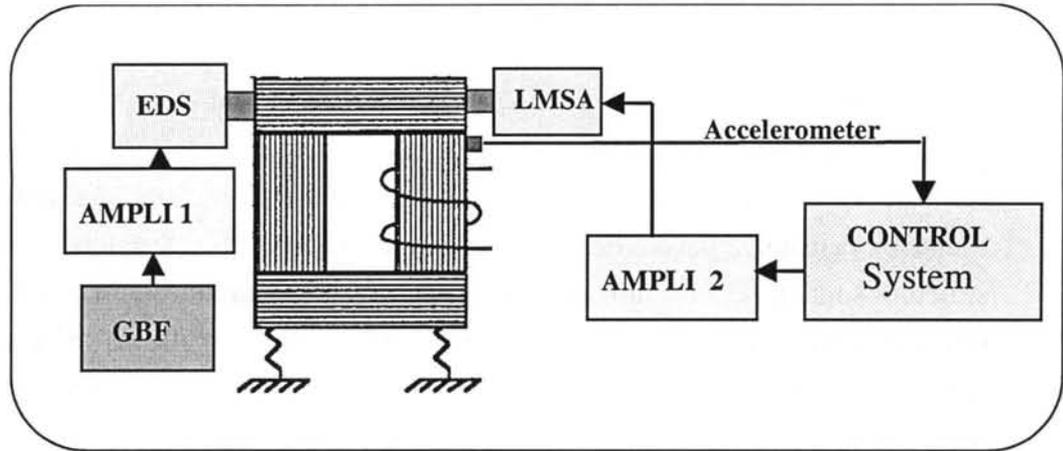


Figure V-2 : Schéma de l'expérience

Les principales caractéristiques des appareils utilisés pour cette expérience sont:

- *Le pot vibrant électrodynamique* : Force maximale $100 N_{rms}$, déplacement maximum 10 mm, bande passante comprise entre 0 à 14 kHz, poids 16.3 kg.
- *L'actionneur magnétostrictif* : Force maximale $350 N_{rms}$, déplacement maximum 0.1 mm, bande passante de 0 à environ 3 kHz, poids 4 kg.
- *Inductance* : Premier mode propre de vibration 8 kHz, poids 52 kg.
- *Amplificateur audio* : KEPCO, puissance de sortie 400 W, bande passante 10 kHz, tension de sortie maximale $\pm 36 V$, courant de sortie maximum $\pm 12 A$.
- *Accéléromètre* : marque METRAVIB, de technologie piézo-électrique 0.1 V/g, 1 V/g ou 10 V/g, bande passante de 10 Hz à 12 kHz.

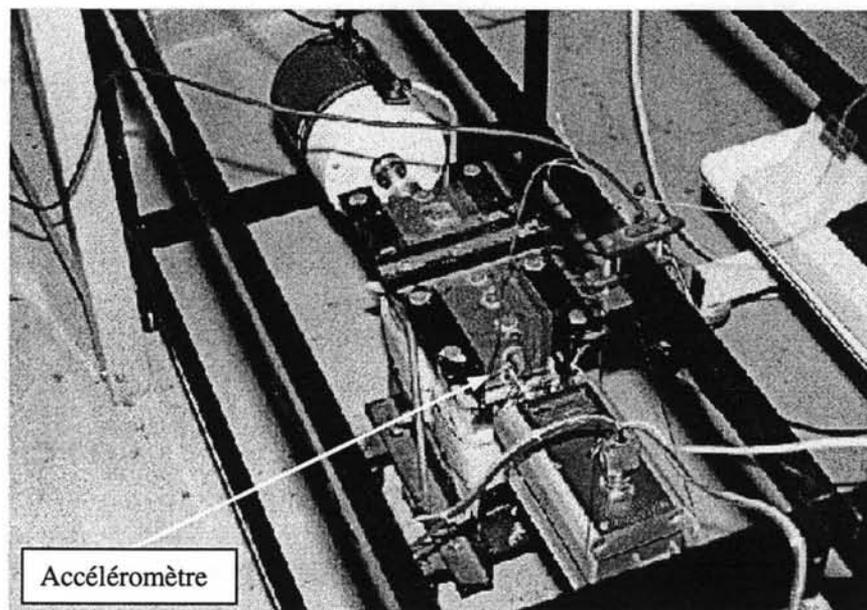


Figure V-3 : Photo de l'expérience. En haut, le pot vibrant électrodynamique. En bas, l'actionneur magnétostrictif (LMSA4). Et entre les deux, l'inductance de lissage. Autour, le portique sur lequel sont suspendus les actionneurs.

Détaillons maintenant les caractéristiques en terme de fréquence. La fréquence maximale d'utilisation de notre actionneur magnétostrictif se situe autour de 1000 Hz. Par conséquent, le contrôle des vibrations ne se fera pas au-delà de cette fréquence. Ce constat peut sans doute paraître limitatif pour certaines applications sauf lorsque le contrôle actif est utilisé quand les limites du contrôle passif sont atteintes. Dans le cas d'une suspension passive, des supports en caoutchouc sur lesquels vient reposer la structure sont en général utilisés. Ces supports se comportent comme des filtres passe-bas puisqu'ils absorbent très bien les hautes fréquences. Les basses fréquences peuvent elles, être supprimées par le contrôle actif en utilisant alors un actionneur magnétostrictif.

Les principaux avantages (détaillés au Chapitre IV) de l'actionneur magnétostrictif « léger » utilisé dans cette expérience sont : son faible poids, l'importante force délivrée et un déplacement maximum de 0.1 mm. En raison de son faible poids (relativement à l'inductance et à l'actionneur électrodynamique), la force qu'il peut fournir par inertie est donc limitée. Pour augmenter sa force par inertie, des mesures ont été réalisées avec l'ajout d'une masse sur l'actionneur magnétostrictif.

D'aucuns penseront avec raison, que l'expérience présentée sur la Figure V-2 n'est pas la meilleure configuration pour l'utilisation d'un actionneur magnétostrictif. En effet, comme nous l'avons vu précédemment, les principaux atouts de cet actionneur sont son faible poids et la force importante qu'il peut développer. Or dans notre configuration nous utilisons l'actionneur comme une masse inertielle (cf. Figure V-4). Vu son faible poids, il ne peut pas développer toute sa force. Cependant ne possédant qu'un seul actionneur, nous n'avons pas pu l'utiliser comme support de la structure. Cette utilisation semble pourtant nous la mieux adaptée.

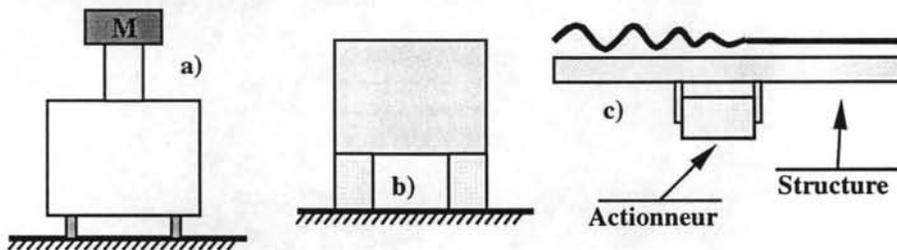


Figure V-4 : Utilisations possibles de l'actionneur pour le contrôle actif des vibrations :
a) masse inertielle (correspond à notre expérience), b) supports actifs, c) absorbeur d'onde.

V.2 Caractérisation de l'expérience

La caractérisation du procédé est une étape nécessaire en automatique pour pouvoir mettre en œuvre le système de régulation, car les paramètres de ce dernier dépendent fortement des caractéristiques du procédé.

V.2.1 Fonction de transfert expérimentale

La Figure V-5 montre l'expérience réalisée permettant de trouver la fonction de transfert du procédé. Le générateur de fonction balaye en fréquence du continu à 1000 Hz. L'analyseur enregistre les variables d'accélération (γ) et de tension (u) et trace la fonction de transfert du procédé :

$$TF_{pr}(f) = \frac{\gamma(f)}{u(f)}$$

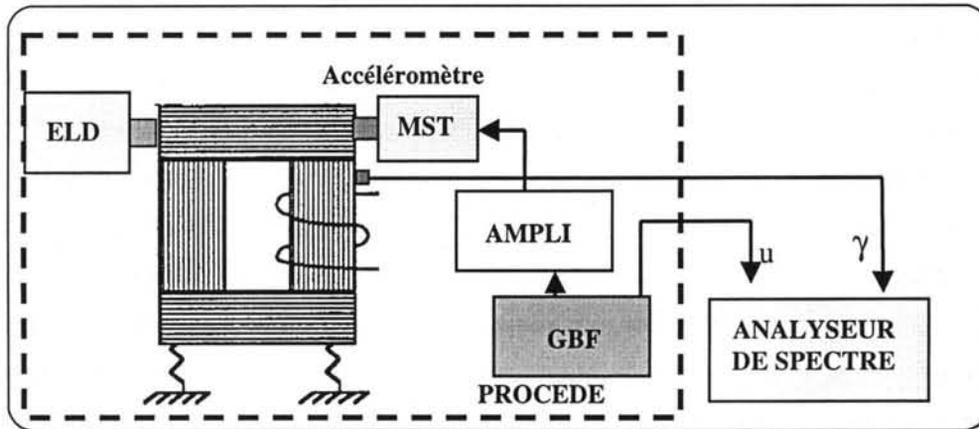


Figure V-5: Montage utilisé pour la mesure de la fonction de transfert du procédé.
ELD : pot vibrant électrodynamique. MST : actionneur magnétostrictif

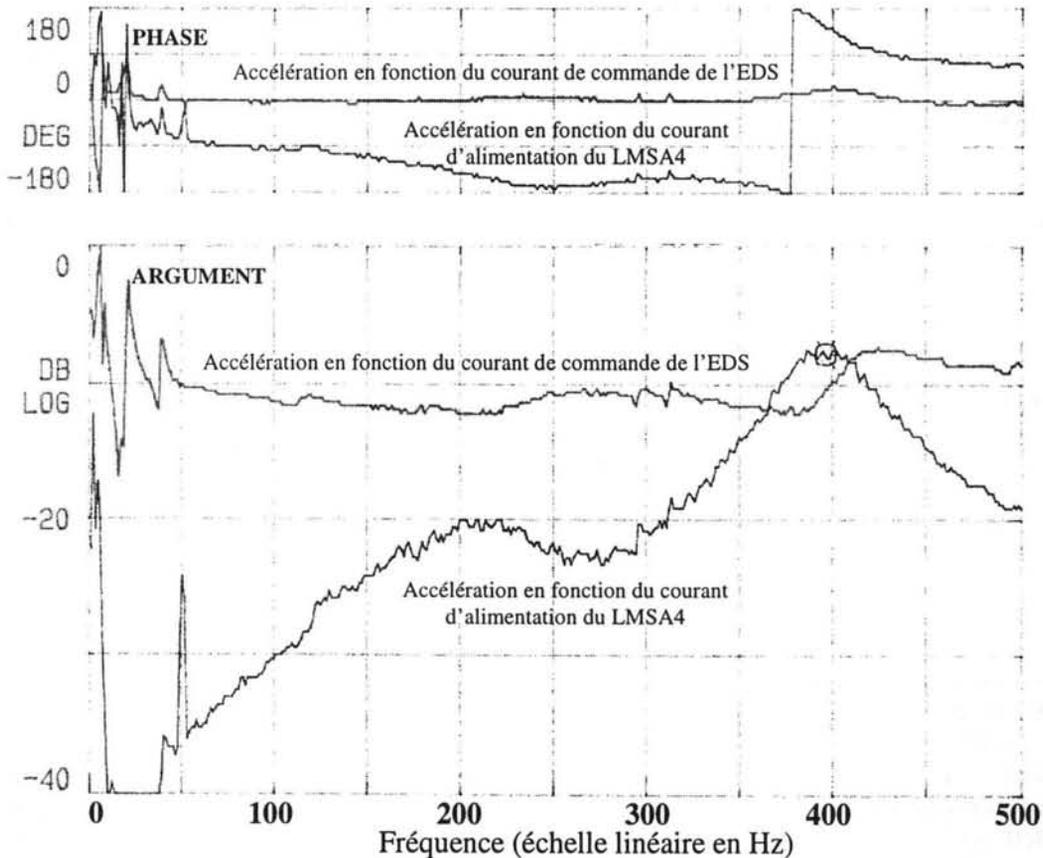


Figure V-6 : Les fonctions de transfert du pot vibrant électrodynamique et de l'actionneur magnétostrictif une fois montés sur le banc d'essai.

La fonction de transfert de l'accélération γ en fonction du courant d'alimentation du pot vibrant électrodynamique (EDS) (représentée Figure V-6⁹) est relativement plate, et l'accélération est indépendante de la fréquence. La force créée par l'EDS est une force magnétique proportionnelle au courant d'alimentation. Comme l'accélération est proportionnelle à la force appliquée, $F = m \cdot \gamma$, l'accélération et la force sont proportionnelles et indépendantes de la fréquence.

Le diagramme de Bode de la Figure V-6 montre deux fréquences de résonance du système (la fonction de transfert de l'actionneur magnétostrictif une fois monté sur le banc d'essai correspond à la fonction de transfert du système : mêmes grandeurs d'entrée et de sortie). L'échelle en fréquence est linéaire. La phase varie de 0 à 360°. En fonctionnement libre, autrement dit, non couplé à une masse, le LMSA4 a ses deux fréquences de résonance autour de 2 kHz. Mais dans l'expérience, l'actionneur magnétostrictif est couplé à la masse très importante de l'inductance (environ 10 fois la masse du LMSA4). Comme expliqué au chapitre II.4.2, ce couplage a pour conséquence la baisse des fréquences de résonance du LMSA4 et la diminution de ses coefficients d'amortissement. Ces fréquences avoisinent alors les 200 et 400 Hz.

V.2.2 Identification du modèle

La fonction de transfert du procédé peut se décomposer en trois fonctions de transferts : deux filtres passe bas du second ordre $H_1(s)$ et $H_2(s)$, et un filtre de pente +40dB/dec $H_3(s)$.

$$H_{pr}(s) = H_1(s) \cdot H_2(s) \cdot H_3(s) \quad \text{Eq. 50}$$

avec :

$$H_1(s) = \frac{1}{1 + 2 \cdot z_1 \cdot \frac{s}{\omega_1} + \left(\frac{s}{\omega_1} \right)^2} \quad \text{Eq. 51}$$

⁹ Deux fonctions de transfert peuvent être mesurées. L'une correspond à la perturbation, c'est la fonction de transfert de l'EDS (accélération divisée par le courant d'alimentation de l'EDS). L'autre correspond à la fonction de transfert du procédé (accélération divisée par le courant d'alimentation du MST). Cette dernière nous intéresse plus particulièrement car elle correspond à l'entrée et à la sortie du système de contrôle. Ses fonctions de transfert ont bien sûr été relevées une fois l'expérience montée et les actionneurs en place. Retirer un actionneur ou déplacer une masse reviendrait à changer la fonction de transfert du procédé. Il est important de connaître ces deux fonctions de transfert car elles permettent de comprendre l'évolution des amplitudes qui vont s'opposer. Pour mesurer la fonction de transfert d'un des actionneurs, l'autre est laissé inactif.

$$H_2(s) = \frac{1}{1 + 2 \cdot z_2 \cdot \frac{s}{\omega_2} + \left(\frac{s}{\omega_2}\right)^2} \quad H_3(s) = \left(\frac{s}{\omega_3}\right)^2 \quad \text{Eq. 52}$$

$$f_3 = 1260 \text{ Hz}$$

$$f_2 = 195 \text{ Hz} \quad z_2 = 0.18$$

$$f_1 = 400 \text{ Hz} \quad z_1 = 0.036$$

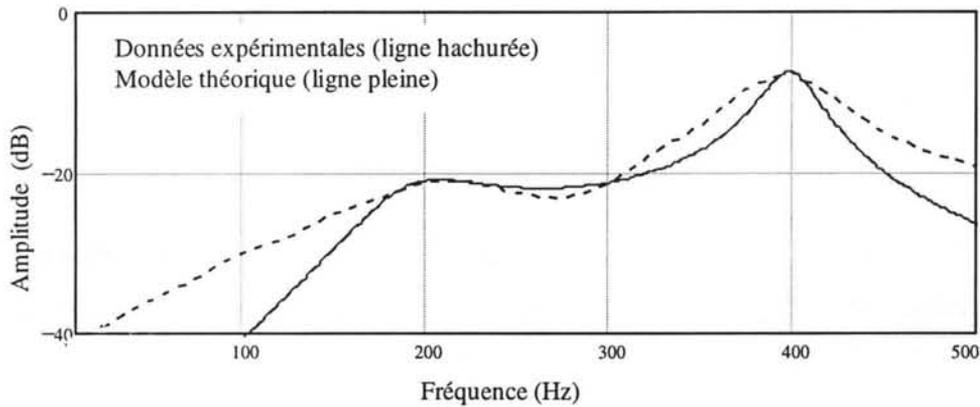


Figure V-7: Identification de la fonction de transfert expérimentale

De part sa technologie, le fonctionnement de l'actionneur magnétostrictif est complètement différent de l'EDS. Il fournit un déplacement (et non plus une accélération) proportionnel au courant d'alimentation. Comme $\gamma = \omega^2 \cdot \delta$, (sans tenir compte des décalages de phase) l'accélération est proportionnelle au carré de la fréquence. Cette équation justifie l'identification par la fonction de transfert $H_3(s)$ qui correspond à l'action de l'accéléromètre. $H_1(s)$ et $H_2(s)$ représentent les deux fréquences de résonance du second ordre de l'actionneur magnétostrictif couplé à la masse de l'inducteur. Cette fonction de transfert théorique correspond bien aux données expérimentales autour des fréquences de résonance. A faible fréquence (expérimentalement une pente de 10 dB) et haute fréquence, la courbe théorique ne suit plus correctement la courbe expérimentale. De toute manière, nous sommes en dehors de la plage de fréquence que nous souhaitons compenser et où il est nécessaire d'avoir un modèle satisfaisant.

V.2.3 Schéma du procédé et de l'algorithme de contrôle en boucle fermée

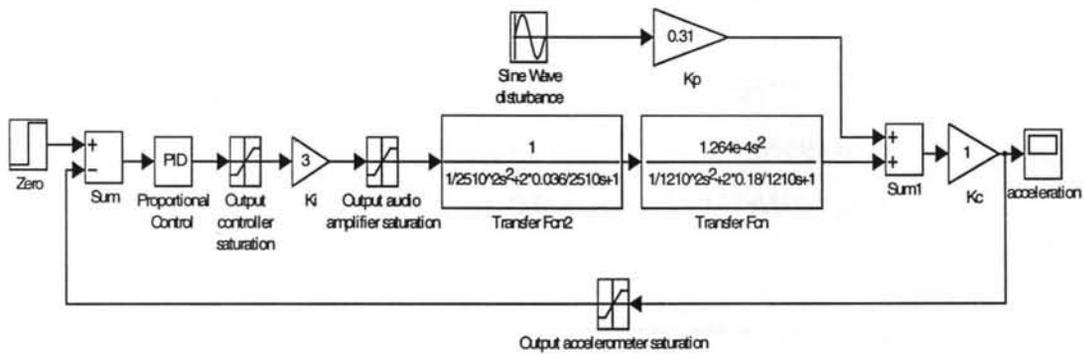


Figure V-8: Schéma du système en boucle fermée

Le schéma de la Figure V-8 représente le contrôleur et le procédé en boucle fermée. Il inclut les saturations des différents signaux, le modèle du procédé, les gains et les effets de la perturbation.

V.2.4 Choix de l'algorithme de contrôle.

Les algorithmes de contrôle sont très nombreux et parfois très complexes. Il ne s'agit pas ici d'un travail sur le système de contrôle et sur l'optimisation de ses performances. Il s'agit seulement de démontrer la faisabilité d'un contrôle actif des vibrations à l'aide de l'actionneur magnétostrictif, sans chercher à déterminer et à mettre en œuvre l'algorithme le plus performant. Notre premier choix se penchera donc sur une régulation Proportionnelle Intégrale Dérivée (PID) analogique.

Cette régulation a, bien sûr, ses limites puisqu'elle ne peut réguler exactement que des systèmes du second ordre. Or, notre procédé a un dénominateur d'ordre 4. Il est toutefois possible d'obtenir des résultats corrects avec ce type de régulateur sur une bande passante réduite.

Des régulateurs plus puissants comme les régulateur RST ou à placement de pôles, permettent de réguler des fonctions de transfert d'ordre supérieur à deux, mais leur mise en œuvre nécessite une connaissance en électronique numérique puisqu'ils nécessitent l'utilisation d'un micro-contrôleur ou d'un DSP (microprocesseur rapide optimisé pour le calcul).

La stratégie de contrôle est déterminée en fonction de l'étude comportementale du procédé. Premièrement, la sortie en boucle fermée est :

$$S(s) = E(s) \cdot \left(\frac{C(s) \cdot H_{pr}(s) \cdot K_i \cdot K_c \cdot K_p}{1 + C(s) \cdot H_{pr}(s) \cdot K_i \cdot K_c} \right) + P(s) \cdot \left(\frac{K_c \cdot K_p}{1 + C(s) \cdot H_{pr}(s) \cdot K_i \cdot K_c} \right) \quad \text{Eq. 53}$$

$S(s)$ est la sortie du procédé (accéléromètre), $P(s)$ représente la perturbation vibratoire et $E(s)$ la consigne.

- K_i : Gain de l'amplificateur audio
- K_c : Gain de l'accéléromètre
- K_p : Gain de la perturbation

$H_{pr}(p) = H_1(p) \cdot H_2(p) \cdot H_3(p)$: fonction de transfert électromécanique de l'actionneur magnétostrictif avec son capteur accélérométrique

- $E(s)$: signal de consigne (zéro pour la régulation)
- $C(s)$: fonction de transfert du contrôleur

Comme le but de la régulation est de réduire les vibrations, la consigne $E(s)$ est nulle et l'équation devient :

$$\frac{S(s)}{P(s)} = \frac{K_c \cdot K_p}{1 + C(s) \cdot H_{pr}(s) \cdot K_i \cdot K_c} \quad \text{Eq. 54}$$

Pour examiner la stabilité du système, nous étudierons les racines de l'équation caractéristique :

$$1 + C(s) \cdot H_{pr}(s) \cdot K_i \cdot K_c = 0 \quad \text{Eq. 55}$$

Pour vérifier la réalisation et améliorer la réponse, nous avons choisi de travailler d'abord seulement avec un gain proportionnel.

Ajouter une correction intégrale ou dérivée peut sous certaines conditions améliorer le système.

Nous donnons ci-après la courbe $\frac{S(t)}{P(t)}$ pour un gain proportionnel global :

$$K_i \cdot K_c \cdot C(s) = 15 \quad \text{Eq. 56}$$

Plus le gain proportionnel est augmenté, plus la réjection de la perturbation est importante en théorie. En pratique si le gain est trop important, il conduit à l'instabilité du système. Les premiers essais ont montré que pour garder la stabilité du système sur toute la bande de fréquence, le gain ne devait pas dépasser 15.

V.3 Etude théorique de la réduction active des vibrations

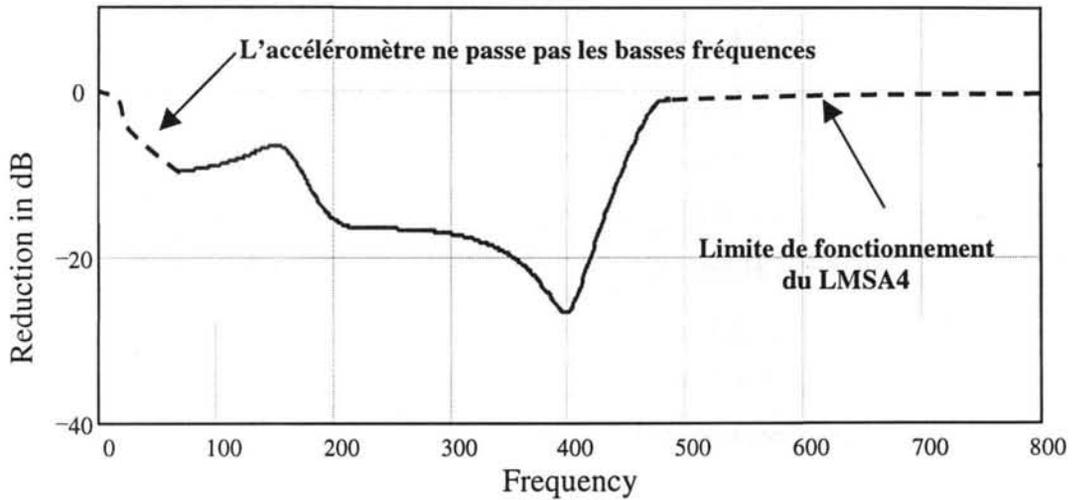


Figure V-9 : Réduction théorique des vibrations

Le but de cette étude est d'estimer les performances du système en boucle fermée pour évaluer l'amplitude de réduction des vibrations qu'il sera possible d'atteindre. Elle permet également de savoir si l'algorithme de contrôle choisi est adapté au système.

$\frac{S(s)}{P(s)}$ est présentée sur la Figure V-9. L'étude théorique prévoit une réduction

des vibrations d'un maximum de 28 dB, en supposant que la réponse est invariante dans le temps.

Il faut signaler que le capteur d'accélération est considéré comme parfait dans cette étude. En réalité l'accéléromètre ne passe pas les fréquences inférieures à 10 Hz, la réduction sera donc nulle en dessous de cette fréquence. De plus, l'amplitude des vibrations générées par le pot vibrant électrodynamique (l'accélération créée par ce pot est constante quelque soit la fréquence, pour que cela reste vrai, l'amplitude devient alors très grande à faible fréquence) deviendra trop importante à basse fréquence pour que l'actionneur magnétostrictif puisse la contrer. Quant aux fréquences supérieures à 500 Hz, la réduction des vibrations devrait être plus faible car les performances de l'actionneur magnétostrictif sont réduites.

V.4 Résultats expérimentaux

V.4.1 Réduction d'une vibration à une seule composante fréquentielle

L'inductance est excitée par une vibration sinusoïdale à une seule composante fréquentielle. La fréquence de cette vibration est balayée sur toute la bande de fréquence pour les relevés de mesures.

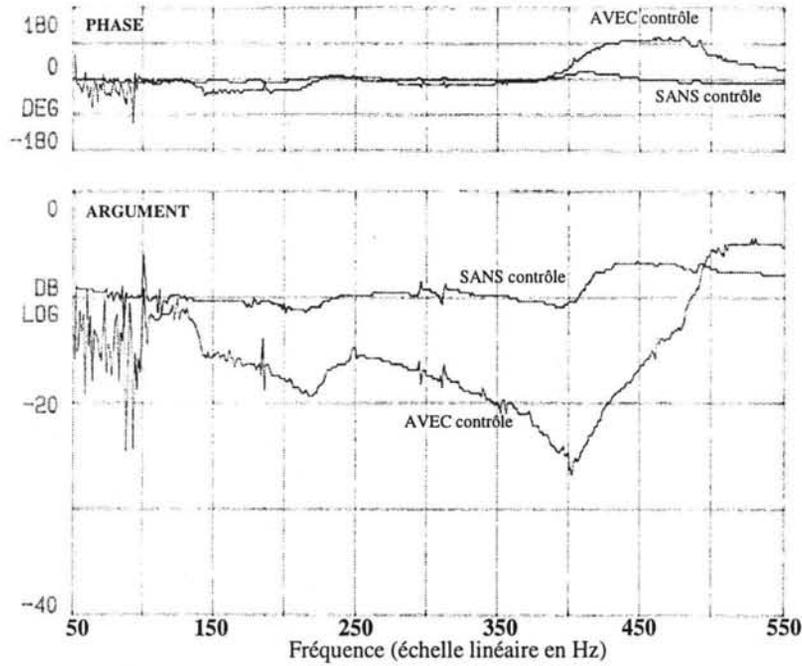


Figure V-10 : Perturbation à une seule composante fréquentielle. Bande de fréquence mesurée, 50 à 500 Hz

La Figure V-10 représente le niveau de vibration mesuré avec et sans contrôle (sans contrôle, l'actionneur magnétostritif est laissé inactif). La réduction maximum des vibrations obtenues est de 18 dB à la seconde fréquence de résonance du système, nous apercevons que la réduction des vibrations est efficace dans la bande de fréquence de 100 à 500 Hz.

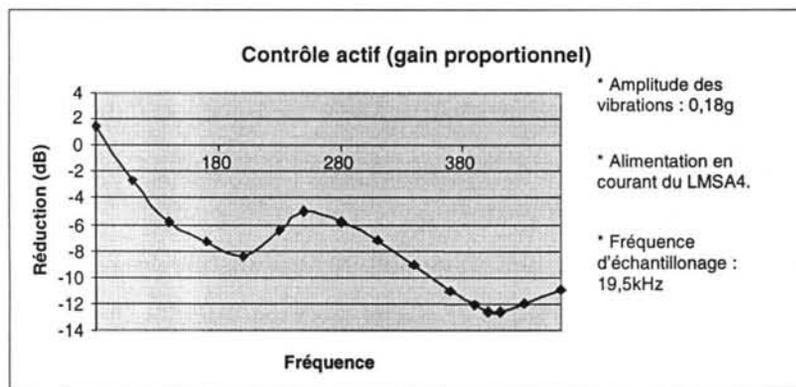


Figure V-11 : Perturbation à une seule composante fréquentielle, réduction des vibrations en dB en fonction de la fréquence. Utilisation de l'amplificateur audio en ampli de courant.

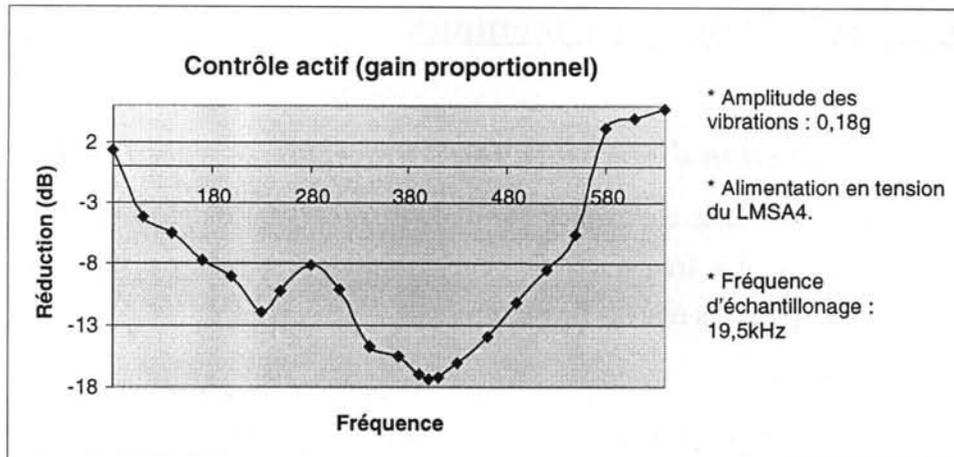


Figure V-12 : Perturbation à une seule composante fréquentielle, réduction des vibrations en dB en fonction de la fréquence. Utilisation de l'amplificateur audio en ampli de tension.

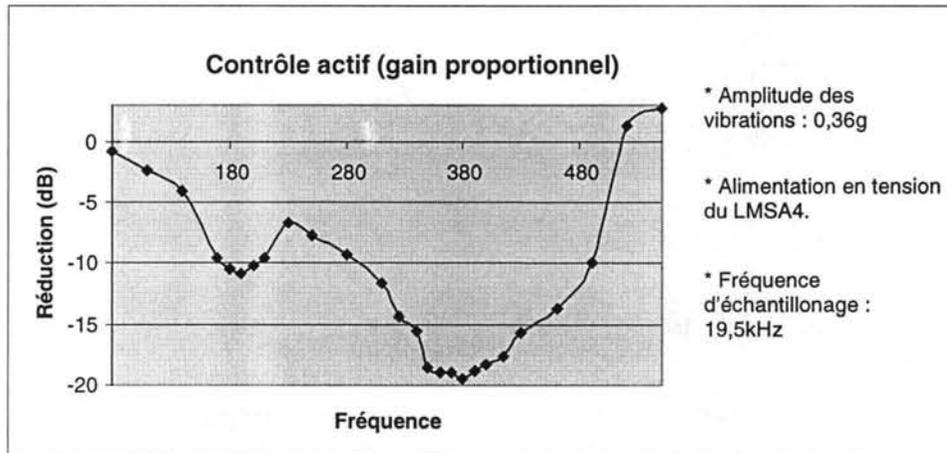


Figure V-13 : Perturbation à une seule composante fréquentielle, réduction des vibrations en dB en fonction de la fréquence. Utilisation en amplificateur de tension.

Les Figure V-11, Figure V-12 et Figure V-13 comparent différents résultats obtenus avec différents paramètres. Sur la Figure V-11, l'actionneur magnétostrictif est commandé en courant alors que sur les Figure V-12 et Figure V-13 il est commandé en tension. La différence entre les mesures faites Figure V-12 et Figure V-13 est le niveau d'amplitude de la vibration. Sur la Figure V-12 le niveau de vibration est égal à 0.18 g alors qu'il vaut 0.36 g sur la Figure V-13. Le meilleur résultat est obtenu avec une alimentation en tension du LMSA4 et l'amplitude de vibration la plus élevée (0,36 g). Cette accélération est la plus importante pouvant être créée par le pot vibrant électrodynamique. On s'aperçoit expérimentalement que le rapport signal utile sur le bruit (généré par l'électronique de contrôle et les

instruments de mesure) est plus important pour des niveaux de vibration plus élevés. Ceci peut expliquer les meilleurs résultats obtenus pour 0,36 g de vibration.

V.4.2 Réduction des vibrations induites par un bruit blanc.

Un bruit blanc désigne un signal composé de toutes les composantes fréquentielles comprises dans une certaine bande de fréquence. Cette vibration en bruit blanc est générée par l'EDS piloté par le générateur de fonction arbitraire. La mesure de vibration avec et sans contrôle est représentée sur la Figure V-14. Elle ressemble fortement à la Figure V-10 concernant la réduction d'une seule composante fréquentielle. Dans la bande de fréquence comprise entre 50 et 500 Hz l'actionneur magnétostrictif arrive aussi bien à réduire une perturbation à une composante fréquentielle qu'un bruit blanc. Comme nous travaillons en dessous des forces maximales pouvant être délivrées par l'actionneur, il peut aisément réduire des vibrations d'un spectre riche en énergie comme dans le cas d'un signal à plusieurs composantes ou d'un bruit blanc.

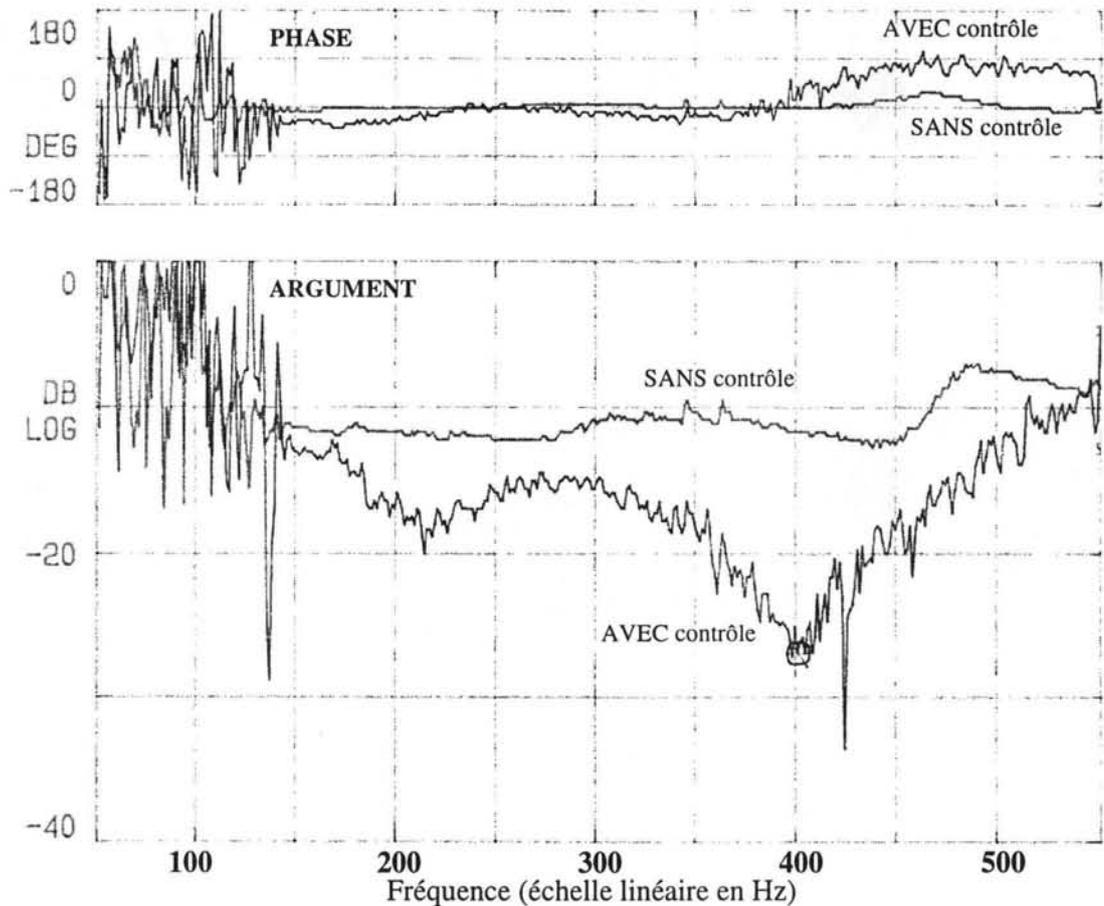


Figure V-14: Réduction des vibrations d'un bruit blanc. Mesure entre 0 et 500 Hz

La réduction des vibrations est donc efficace de 50 à 500 Hz. Au-delà de 500 Hz, les courants de Foucault deviennent importants (cf. Chapitre III et Chapitre IV). Par conséquent les performances de l'actionneur magnétostrictif, aussi bien en terme de force que de déplacements, sont considérablement réduites. En dessous de 50 Hz l'actionneur magnétostrictif n'arrive plus à suivre l'amplitude des vibrations générées par l'EDS. En effet nous avons vu que l'accélération délivrée par l'EDS est proportionnelle au courant d'alimentation. Autrement dit, l'amplitude du déplacement diminue proportionnellement au carré de la pulsation. Ceci explique qu'en dessous de 50 Hz, l'amplitude du déplacement devient trop importante pour être compensée par l'actionneur magnétostrictif.

V.4.3 Ajout d'une masse à l'actionneur magnétostrictif, réduction d'une perturbation à une seule composante fréquentielle.

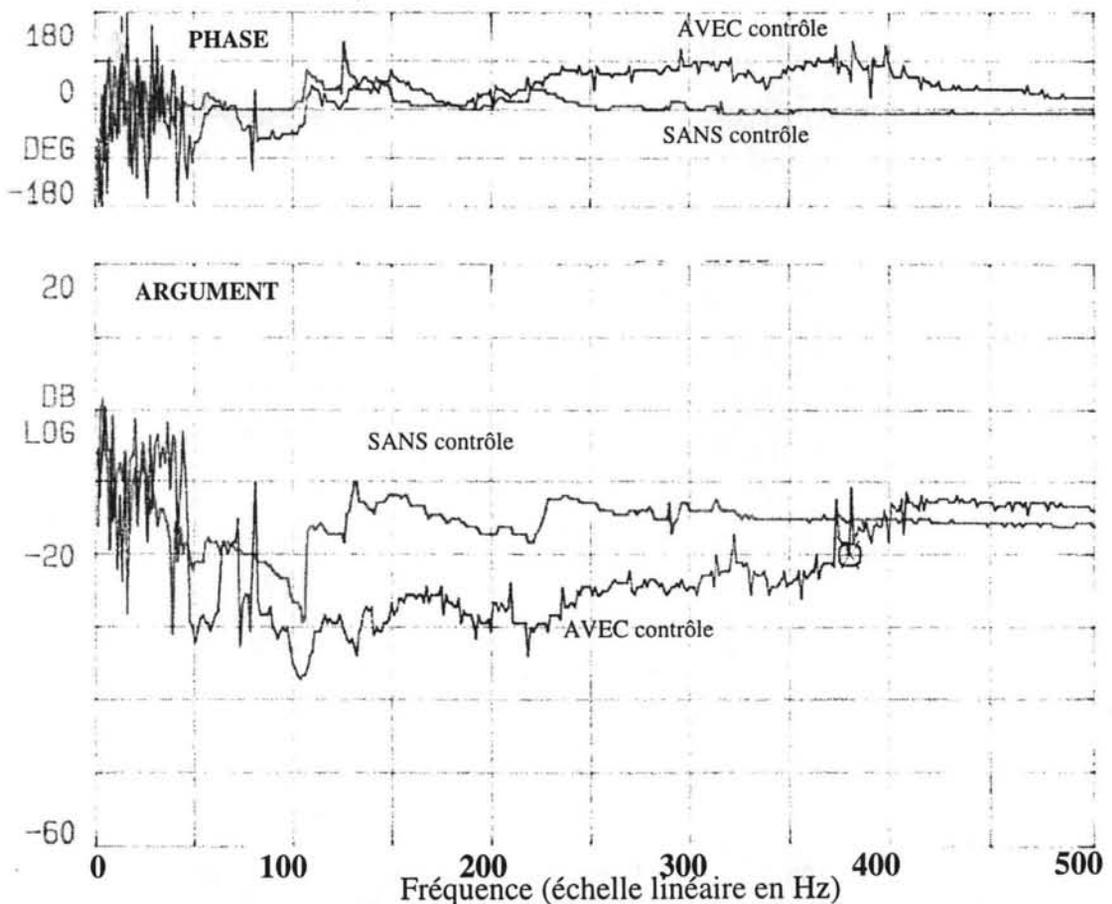


Figure V-15: Réduction des vibrations à une seule composante fréquentielle avec l'ajout de la masse.

A cause du faible poids de l'actionneur magnétostrictif, la force délivrée par inertie reste cependant faible. Elle dépend beaucoup des fréquences de résonances du système et des coefficients d'amortissement. Le gain proportionnel du contrôleur ne peut être trop augmenté pour des raisons d'instabilité et de saturation des différents signaux de la boucle de contrôle.

Pour augmenter la force, une masse d'environ 20 kg a été ajoutée à l'actionneur magnétostrictif. Le premier effet important vient du décalage des fréquences de résonances au-delà de la bande de fréquence désirée. La réduction des vibrations donc fluctue plus, comme c'était le cas auparavant à cause de ces fréquences de résonances. Le second effet se rapporte à la force inertielle. La masse en mouvement étant, dans ce cas, beaucoup plus importante, la force développée par l'actionneur magnétostrictif le sera aussi.

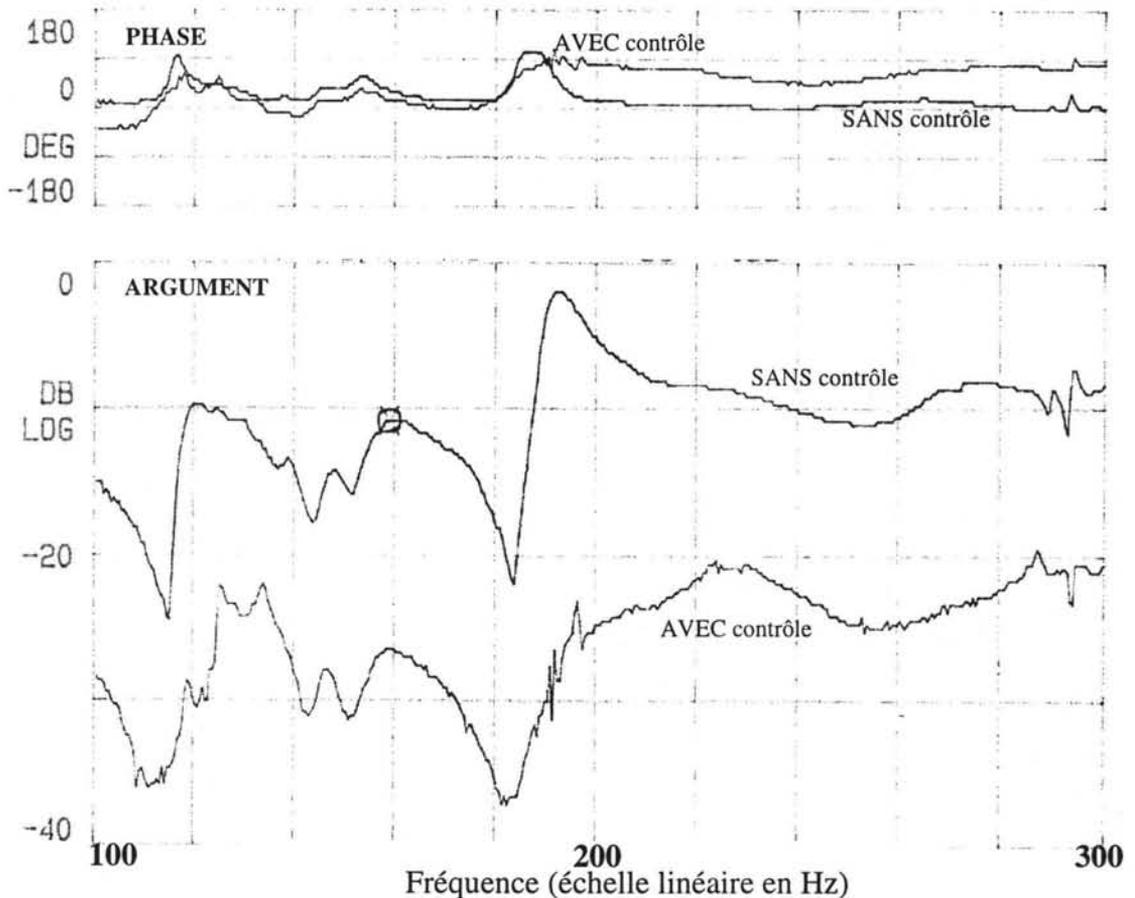


Figure V-16 : Réduction des vibrations à une seule composante fréquentielle avec l'ajout de la masse. Mesures comprises entre 0 et 300 Hz.

La Figure V-15 souligne la réduction des vibrations obtenue entre 0 et 500 Hz. La bande de réduction des vibrations est réduite et elle est maintenant comprise entre 50 à 400 Hz. Mais sur cette bande de fréquence, la réduction des vibrations reste

presque constante et environ égal à -15 dB (cf. Figure V-16). Comme nous l'avons espéré, l'ajout d'une masse a permis d'améliorer les résultats. Grâce à cette masse, les fréquences de résonances sont relevées (au-delà de la bande de fréquence intéressée), et la réduction des vibrations est beaucoup plus constante entre 50 et 400 Hz.

V.4.4 Ajout d'une masse à l'actionneur magnétostrictif, réduction des vibrations induites par un bruit blanc

La bande passante dans laquelle les réductions sont effectives est encore réduite et devient comprise entre 80 à 300 Hz. Plus la fréquence augmente, plus le bruit devient important. Cet effet est de plus accentué par l'excitation en bruit blanc. Sur cette région la réduction est à peu près constante.

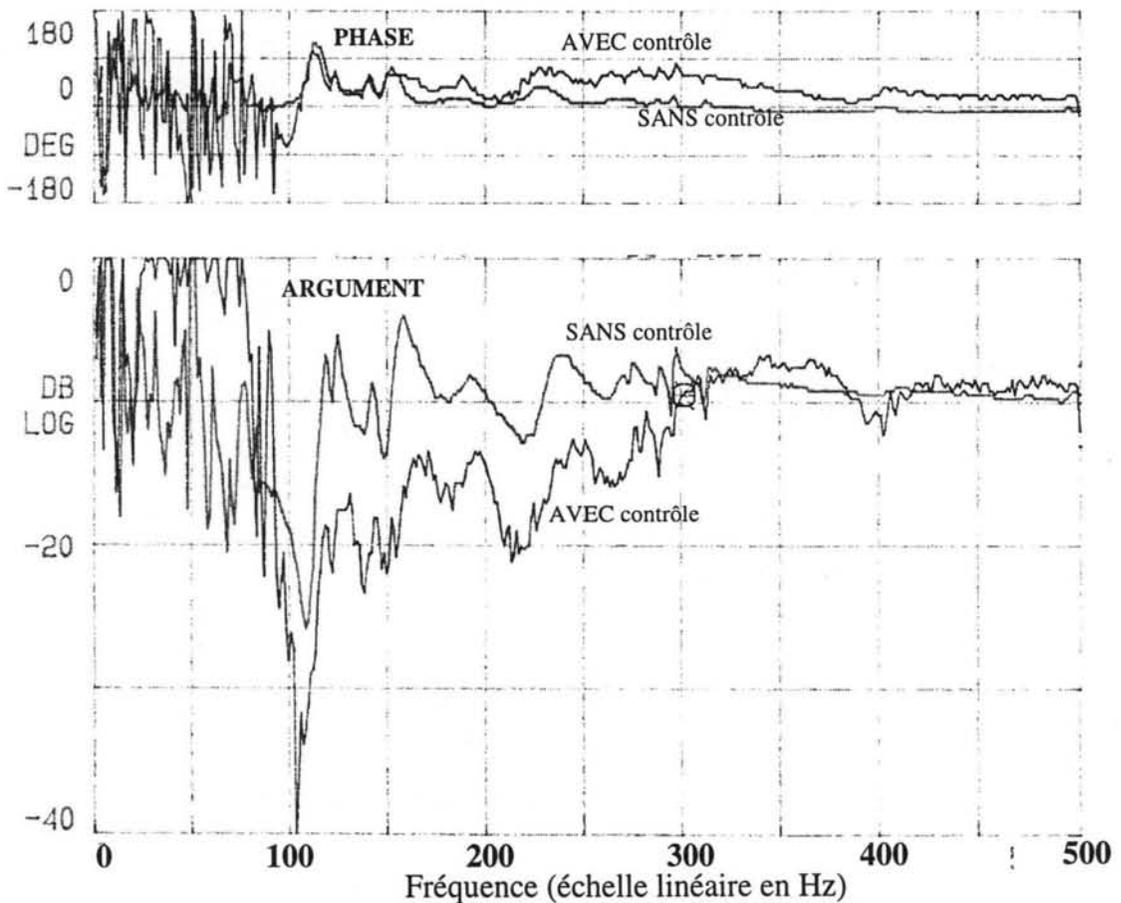


Figure V-17 : Réduction d'une vibration en bruit blanc avec l'ajout d'une masse.
Fréquences comprises entre 0 et 500 Hz.

V.5 Discussion et conclusion

Nous sommes parvenus dans le cadre du contrôle actif des vibrations à l'aide de l'actionneur magnétostrictif à des résultats intéressants. Des réductions de vibrations jusqu'à 20 dB et sur une bande de fréquences de 50 à 500 Hz ont été observées et reproduites sans instabilité. L'ajout d'une masse à l'actionneur magnétostrictif présente un intérêt certain pour augmenter sa force inertielle et s'affranchir des fréquences de résonance. La réduction est alors bien meilleure sur toute la bande passante.

La caractérisation de l'expérience a permis de déterminer un modèle. A partir de celui-ci, une analyse théorique a évalué les différents comportements du système et les résultats pouvant être obtenus. Les résultats théoriques et expérimentaux sont satisfaisants et les mesures de réduction des vibrations sont très proches de l'étude qui a été menée.

Nous avons également testé un contrôle proportionnel analogique. Les mesures ont donné les mêmes résultats mais avec des réductions inférieures de l'ordre de 3 à 4 dB. Le contrôle analogique est, de plus, moins stable en boucle fermée et plus susceptible d'osciller. Dans le contrôle digital un filtre passe bas est automatiquement introduit par l'échantillonnage du signal. Ce filtre peut expliquer l'obtention de meilleurs résultats avec le contrôleur numérique.

Comme vu au chapitre IV.3.3.1, il convient de choisir correctement la précontrainte mécanique de l'actionneur magnétostrictif. Celui-ci étant utilisé comme masse inertielle, la force de traction générée par le système de précontrainte doit être suffisamment importante pour permettre le rappel de la masse de l'actionneur. Cette force de rappel dépend de l'accélération créée par l'actionneur et de sa masse. Le déplacement maximum est obtenu autour de 15 MPa, ce qui représente une force de rappel d'environ 750 N en sortie de l'actionneur, suffisante pour notre application.

Cette expérience a permis de démontrer la faisabilité d'un contrôle actif de vibrations utilisant un actionneur magnétostrictif. C'était, rappelons le, le seul but de notre étude. Inscrite dans le cadre du contrat européen MADAVIC, elle a permis d'une part de démontrer, aux partenaires, les possibilités d'utilisation des actionneurs développés et d'autre part à l'ensemble du consortium d'afficher des résultats performants. Ses premiers résultats sont donc encourageants pour de futures applications industrielles.

L'utilisation de l'actionneur en tant que support actif d'une structure semble fort pertinente. Dans ce cas, l'actionneur, rigidement fixé et supportant tout ou partie du poids de la structure, pourrait alors développer toute sa force.

Conclusions et perspectives

Le contrat européen MADAVIC présenté dans la première partie, constitue le cadre dans lequel s'est déroulé ce travail. Ce contrat a permis de réunir des compétences diverses afin de mener à bien le développement d'actionneurs magnétostrictifs.

Les différents pots vibrants existant dans le commerce sont également présentés dans cette partie. La presque totalité du marché est occupée par les pots vibrants électrodynamiques. Au vu de leurs caractéristiques, en terme de poids et de consommation électrique, ces actionneurs sont mal adaptés aux systèmes embarqués comme dans l'aérospatial, l'aéronautique, le ferroviaire ou les véhicules routiers. Ces nouveaux besoins favorisent donc l'élaboration d'actionneurs magnétostrictifs qui sont par ailleurs encore peu étudiés dans l'industrie civile. Pour leur utilisation, nous nous sommes appuyé sur les deux applications répondant le mieux aux besoins supposés du marché et pour lesquelles des expériences ont été menées : le contrôle actif des vibrations et le test de vieillissement de structure.

La deuxième partie, de ce travail, détaille les différents phénomènes physiques impliqués dans l'étude des pots vibrants magnétostrictifs. La présentation de la magnétostriction nous a mené à comparer les caractéristiques des différents barreaux qui ont pu être obtenus sur le marché. Les caractéristiques statiques de ces matériaux ont montré qu'il est possible d'atteindre des déformations jusqu'à 2000 ppm. L'intérêt de l'optimisation de la précontrainte et de la prémagnétisation du barreau est certain et a été démontré.

Les différents matériaux magnétiques utilisés pour la fabrication des actionneurs magnétostrictifs ont été étudiés et des principes théoriques de thermique et de mécanique ont été présentés.

La troisième partie a été consacrée à la modélisation, au dimensionnement et à la conception des actionneurs magnétostrictifs. Dans le contrat MADAVIC deux types d'actionneurs ont été développés : un actionneur dit « lourd » et un actionneur dit « léger » pouvant respectivement développer des forces jusqu'à 10.000 N et 1.000 N crête à crête. Les cahiers des charges de ces actionneurs, définis en collaboration avec les partenaires du contrat, ont également été présentés.

De plus les différents éléments constituant un actionneur magnétostrictif ont été exposés. Ainsi leurs rôles et les différents choix de fabrication ont été discutés. Les modélisations magnétiques ont représenté une grande partie du travail. Elles ont permis de dimensionner les éléments magnétiques de l'actionneur et également d'argumenter les choix de conception.

Nous avons ensuite discuté des modélisations thermiques et mécaniques en expliquant les phénomènes intervenant dans l'étude d'un actionneur magnétostrictif. Cependant, l'absence de certaines données et d'outils adaptés n'a pas permis d'aboutir à des résultats quantitatifs. De plus, ces modélisations ne représentent pas l'élément principal de notre travail et nous n'avons pu y consacrer le temps nécessaire. Toutefois, je pense qu'elles fonderont de bonnes bases pour de futures recherches dans ce domaine.

Cette partie se termine sur un exemple de conception d'actionneur « léger ».

La quatrième partie est consacrée aux tests expérimentaux et à la caractérisation des prototypes d'actionneurs légers 3 et 4 dont les caractéristiques techniques sont présentées. Les mesures de façon générale ont permis de mettre en évidence l'importance de la baisse des performances générales avec l'élévation de la fréquence. Ce phénomène est dû en partie à l'utilisation de barreaux massifs. Pour des raisons de coût et de temps, aucun test n'a été réalisé sur des barreaux laminés. Il serait évidemment intéressant de pouvoir effectuer les mêmes mesures en utilisant un tel barreau sur ces mêmes actionneurs. Cela permettrait alors d'estimer les parts des pertes par hystérésis et par courants induits, cette estimation est actuellement impossible.

Les mesures mécaniques ont permis d'expliquer comment optimiser le point de fonctionnement suivant l'application désirée. Les mesures de déplacement soulignent le phénomène de doublement de fréquence. Elles montrent aussi l'influence de la fréquence sur l'hystérésis. Les conditions dans lesquelles ont été effectuées les mesures de force sont également détaillées. L'influence de la précontrainte sur la force développée a permis de choisir la précontrainte optimale pour notre application.

Les mesures thermiques permettent de séparer l'influence de la chaleur créée par effet joule dans la bobine et la source de chaleur due aux pertes dans le barreau. Les mesures de consommation électrique permettent de choisir l'amplificateur le mieux adapté à l'application future de l'actionneur magnétostrictif.

Enfin, les performances des prototypes 3 et 4, fabriqués à l'identique, ont été comparées. Même si leurs caractéristiques sont très proches, les quelques différences sont discutées.

L'ensemble de ces mesures a montré que le cahier des charges a été atteint aussi bien en termes de force que de déplacement avec un actionneur de seulement 4 kg et avec une bonne reproductibilité.

La dernière partie est consacrée au contrôle actif des vibrations d'une inductance de lissage. Les résultats encourageants démontrent l'intérêt de l'utilisation de ce type d'actionneur pour des applications industrielles. L'utilisation du système de contrôle permet de s'affranchir de la non-linéarité, excepté pour le phénomène de doublement de fréquence dont il convient de s'affranchir en limitant l'amplitude maximale du courant.

Cette recherche met en avant les atouts des actionneurs magnétostrictifs en éclaircissant certaines caractéristiques de leur fonctionnement comme le doublement de fréquence, l'influence de la précontrainte, et du champ statique, etc. Ces caractéristiques étaient souvent mal considérées jusqu'alors. Ce travail participe de près à l'avancement de cette nouvelle technologie prometteuse face à la demande industrielle croissante. Une diffusion vers les produits grand public est envisageable. En effet, l'amélioration des procédés de fabrication et une production de masse laisseraient présager une chute des prix des barreaux magnétostrictifs.

Sur le plan personnel, ce partenariat m'a permis d'assurer la gestion de ce projet en anglais : déroulement de réunion, rédaction de rapports, organisation, communication, échanges par Email, relation humaine, etc. Il m'a également beaucoup apporté, en travaillant avec des gens de diverses formations et de cultures variées sur des problèmes scientifico-industriels très concrets. C'est donc, pour moi, une très bonne formation comprenant de nombreux atouts que je ne manquerais pas de valoriser pour ma recherche d'emploi future.

Unités et notations

Pression

- $1 \text{ Pa} = 1 \text{ N/m}^2$
- $1 \text{ atm} = 1,013 \cdot 10^5 \text{ Pa}$

- $1 \text{ Oe} = \frac{10^3}{4\pi} \text{ A/m}$

Magnétisme :

- Dans l'air : $B = \mu_0 \cdot H$ avec $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ (H/m)
- B Induction (T, Tesla)
 $1 \text{ Tesla} = 1 \text{ Weber/m}^2 = 10^4 \text{ Gauss}$
- H Champ magnétique (A/m)
- M Aimantation (A/M)
- Tc Température de Curie (K)
- \mathfrak{R} Réductance (H^{-1})
- $[\nu]$, ν Reluctivité magnétique
- $[\nu_d]$ reluctivité différentielle
- $\langle H_c \rangle$ champ coercitif

Magnétostriction

- λ_s Coefficient de magnétostriction à saturation
- $\lambda_s = \frac{2}{3} \lambda^{\gamma,2}$
- b , $b^{\gamma,2}$ Coefficient de couplage magnétostrictif
- $b = \frac{2}{3} b^{\gamma,2} = \lambda_s \cdot \frac{E_f}{(1 + \nu_p)}$ (Pa)
- $\{\epsilon_{me}\}$, $\{\sigma_{me}\}$ Déformation et contraintes magnétostrictives

Mécanique

- T contrainte (N/m^2)
- S Déformation (sans unité, en % = 10^{-2} ; en ppm = 10^6)
- e Elasticité (m/N)

Electricité

- I Courant électrique (A)
- J Densité de courant électrique (A/m^2)
- L Inductance (H)
- P Puissance active (W)
- P_t Puissance réactive (VA)

Energie

- E Energie (J)
- ϵ Densité d'énergie (J/m^3)

Elastomagnétique

- s^H, s^B (m^2/N)
- c^H, c^B (N/m^2)
- d (m/A)
- g (T^{-1})
- e (T)
- h (A/m)
- μ^T, μ^S (T.m/A)
- ν^T, ν^S (A/mT)

Références

- [1] L. Lecce and F. Franco, Results and prospects for the project MADAVIC », ACTUATOR 98, 6th International Conference on New Actuators, 17-19 June 1998, Bremen, Germany, p 389.
- [2] Catalog 178, model ET-139, Labworks, Inc., Costa Mesa, CA, 92626, USA. <http://www.labworks-inc.com>
- [3] Documentation commercial, Nano positioning 1998, PI, Physik Instrumente.
- [4] F. Clayessen, N. Lhermet, R. Le Letty, « State of art in the field of magnetostrictive actuators », Actuator 92, p. 203-209, 1992.
- [5] R.C. Roth, « The elastic wave motor – a versatile Terfenol-D driven, linear actuator with high force and great precision », Actuator 94, p. 138-141, 1994.
- [6] Qiang Li, Y.L. Chang, Shixi Ouyang and X.H. Huang, « high precision actuator with Tb_{0.27}Dy_{0.73}Fe_{1.95} single crystal », Materials Research Society, Vol 360 , p 243.
- [7] M.W. Hiller, M.D. Bryant and J. Umegaki, « Attenuation and transformation of vibration through active control of magnetostrictive Terfenol-D », Journal of Sound and Vibration 134(3), 507-519, 1989.
- [8] M.G. Salloker, « Active vibration damping with magnetostrictive actuators », Actuator 98, Germany, p. 363-366, 1998.
- [9] D.L. Hall, A.B. Flatau, « Broadband performance of a magnetostrictive shaker », Active Control of Noise and Vibration, Vol. 38, p. 95-104, ASME 1992.
- [10] R.D. Greenough, A.G. Jenner, K. Prajapati, I.M. Reed, A.J. Wilkinson, « Actuation and control of giant magnetostrictive materials », Actuator 92, p. 218-223, 1998.
- [11] R.D. Greenough, A.G. Jenner, A.J. Wilkinson, « Actuation and control of giant magnetostrictive materials », Machines Actuators and Controls, p. 67-72, 1993.
- [12] E. du Trémolet de Lacheisserie, F. Claeysen, « Les magnétostrictifs, des matériaux qui bougent au gré des aimants », La recherche, Vol. N°26, 279 sept. 1995.
- [13] E. Quandt, A.E. Clark, « Giant magnetostrictive materials and applications », actuator 98, Germany, p353, 1998.

- [14] Jochen BETZ, « Magnétostriction géante de couches minces et micro-actionneurs magnétostrictifs pour des techniques intégrées », Thèse de l'université Joseph Fourier - Grenoble 1, Laboratoire de Magnétisme Louis Néel, 1997.
- [15] J.A. Dooley, C.A. Lindensmith, R.G. Chave « cryogenic magnetostrictive actuator : materials and applications », Actuator 98, Germany, p. 407, 1998.
- [16] J.R. Cullen, J.P. Teter, M. Wun-Fogle, J.B. Restorff, « Magnetic and Magnetoelastic Studies of Single Crystal $Td_{0.6}Dy_{0.4}Zn$ at Low Temperature », IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 33, N°5, p.3949-3951, 1997.
- [17] A.E. Clark, « Magnetostrictive rare earth Fe_2 compounds », chap. 7 in Ferromagnetic materials, vol.1, ed by E.P. Wohlfarth [North Holland 1980], pp 531-589.
- [18] C. Body, Rapport de thèse effectuée au Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble, « Modélisation des couches minces magnétostrictives, application aux microsystèmes », 1996.
- [19] W. Lee, « Magnetostriction and magnetomechanical effects », Rep. Prog. Phys., 1955, Vol. 18, p184-224.
- [20] G. Volluet, P. Hartemann, « Magnétostriction », les techniques de l'ingénieur électronique, V. 2, 1983, E1880, p. 14.
- [21] R.M. Bozorth, « Ferromagnetism », 2nd ed., New York, Van Nostrand, 1951, p. 980.
- [22] H.T. Savage, A.E. Clark, J.M. Powers, « Magnetomechanical coupling and DE effect in highly magnetostrictive rare-earth-iron alloys », IEEE Trans. Magn., Vol. 11, N°5, Sept. 1975. pp. 1355-1357.
- [23] A.E. Clark, M. Wun-Fogle, J.P. Teter, J.B. Restorff, S.F. Cheng, « Magnétization, Young's moduli and magnetostriction of rare-earth-iron eucletic alloys with $R=Tb_{0.6}Dy_{0.4}$ », J. Appl. Phys. 76[10], pp. 7009-7011, 1994.
- [24] S.W. Meeks, R.W. Timme, « Acoustic Resonance of a Rare Earth Iron Magnetostrictive Rod in the Presence of Large Eddy Currents », IEEE Transactions on Sonics and Ultrasonics, Vol. SU27, N°2, p. 60-65, mars 1980.
- [25] J.B. Restorff, H.P. Savage, A.E. Clark, M. Wun-Fogle, « Preisach modeling of Hysteresis in Terfenol », J. Applied Physics, 67, P. 5016-5018, 1990.
- [26] A. DeSimone, R.D. James, « A theory of magnetostriction oriented towards applications », J. Applied Physics, 81(8), P. 5706-5708, 1997.
- [27] Franck Claeysen, Rapport de thèse, « Conception et réalisation de transducteurs sonar basse fréquence à base d'alliages magnétostrictifs terres rares-fer », 1989.
- [28] Technical Committee on Transducers and Resonators, « IEEE Standart on Magnetostrictive Materials : Piezomagnetic nomenclature », IEEE std., N°319, 1971.

- [29] J.F. Nye, « Physical properties of crystal », Clarendon Press, Oxford Université Press, 1957.
- [30] E. Du Tremolet de Lacheisserie, J. Rouchy, « La détermination de la matrice élasto-magnétique et son domaine d'application dans le cas des alliages Terfenol-D », Le Brusac (Fr.) : Groupe d'Etudes et de Recherches en Détection Sous-Marine N°015980.
- [31] ESPCI, « Caractérisation d'alliage FeDyTb », Le Brusac (Fr.), Groupe d'Etudes et de Recherches en Détection Sous-Marine N°A26449, 1980, p. 40.
- [32] D. A. Berlincourt, D. R. Curran, H. Jaffe, « Piezoelectric and piezomagnetic materials », Physical Acoustics, principles and méthodes, Ed. W.P. Mason, New York : Academic Press, 1964, Vol. 1, Part A.
- [33] R.W. Time, S. W. Meeks, « Magnetostrictive underwater sound transducers », Jour. De Physique, Collque C5, mai 79. Supplément N°5, Tome 40, p. 180-185.
- [34] A.E. Clark, M. Wun-Fogle, J.P. Teter, J.B. Restorff, S.F. Cheng, « Magnétization, Young's moduli and magnetostriction of rare-earth-iron eutectic alloys with $R=Tb_{0.6}Dy_{0.4}$ », Jour. Appl. Phys. 76[10], p. 7009-7011, 1994.
- [35] H.T. Savage, R. Abbundi, A.E. Clark, M.L. Sapano, « Effect of stress on magnetostriction and magnetization of single crystal $Tb_{0.27}Ty_{0.73}Fe_2$ », IEEE Trans. on magnetics, 1984, Vol. 20, N°5, p. 1443-1445.
- [36] H.T. Savage, R. Abbundi, A.E. Clark, « Magneto mechanical coupling and magnetostriction in vertical zoned $Tb_{0.27}Ty_{0.73}Fe_2$ », Silver spring (USA) : Naval Surface Weapon Center, NSWC/WOL TR79-463, 1979, p. 50.
- [37] H.T. Savage, R. Abbundi, A.E. Clark, « Magnetostriction and characterization of Brigrman grown rare earth iron alloys », Silver spring (USA) : Naval Surface Weapon Center, NSWC/WOL TR81-29, 1980, p. 20.
- [38] H.T. Savage, A.E. Clark, « Magnetostriction and characterization of Brigrman grown rare earth iron alloys », Silver spring (USA) : Naval Surface Weapon Center, NSWC/WOL TR82-24, 1981, p. 26.
- [39] A.E. Clark, « Physics of highly magnetostrictive alloys », Proc. of sec. int. conf. On giant magnetostrictive and amorphous alloys for sensors and actuators, Edited by Carl Tyren. Lund (S.) : Sensglas Terfenol AB, 1988, ch. 4.
- [40] A.E. Clark, « Magnetostriction in twinned [112] crystals of $Tb_{0.27}Ty_{0.73}Fe_2$ », IEEE Trans. on magnetics, 1986, vol. 22, N°5, p.973-975.
- [41] X.G. Xhao, D.G. Lord, « Effet of twin boundaries on the magnetization processes in Terfenol-D », actuator 98, Germany, p395, 1998.
- [42] O. D. Mac Masters, « Terfenol-D : intriguing magnetostrictive alloy », A five day course on highly active magnetostrictive transducers, Ed.Carl Tyren, Lund (Suède) : Terfenol AB, 1986, p. 5.

- [43] O. D. Mac Masters, « Preparation of Terfenol-D transducer elements by float zone solidification », A five day course on highly active magnetostrictive transducers, Ed. Carl Tyren, Lund (Suède) : Terfenol AB, 1986, p. 6.
- [44] O. D. Mac Masters, J.D. Verhoeven, E.D. Gibson, « Preparation of Terfenol-D by float zone solidification », Journal of magnetism and magnetic material, 1986, 54-57, p. 849-850.
- [45] Teruo Mori, Manager Material Research Center, TDK Corporation, Technical data sheet No. XMS-01, Japan, October 1997.
- [46] F. Claeysen, D. Colombani, A. Tessereau, B. Ducros, « Giant dynamic magnetostrain in rare iron magnetostrictive materials », IEEE transaction on magnetic, p. 5343, vol. 27, N°6, November 1991.
- [47] K. Prajapati, A. Wharton, R.D. Greenough, « Effect of cyclic stresses on Terfenol-D », IEEE transaction on magnetic, FP-05, 1996.
- [48] T. Yoshikawa, H. Wakiwaka*, D. Furihata*, F. Nakamura*, H. Kamata and H. Yamada* (Oki Electric Co.Ltd., *Shinshu University), « Optimal magnetic bias and pre-stress in giant magnetostrictive material ». Proceedings of INTERMAG '96, 9-12 April 1996, p FP24.
- [49] P.P. Pulvirenty, D.C. Jiles, « Enhancement of piezomagnetic response of highly magnetostrictive rare earth-iron alloys at kHz frequencies », J. Applied Physics **79** (8), p. 6219, 15 April 1996.
- [50] M. Wun-Fogle, J.B. Restorff, A.E. Clark, J.F. Lindberg, « Magnetic properties of giant magnetostrictive $Tb_xDy_yHo_zFe_{1.95}$ ($x + y + z = 1$) rods under compressive stress, Actuator 98, 6th International Conference on New Actuators, Bremen, Germany, p 403-406, June 1998.
- [51] T.S. Chin, F.M. Chen, J.S. Fang, « Magnetostrictive properties of $Tb_{0.3}Dy_{0.7}(Fe_{1-x}V_x)_2$ Alloys », IEEE Transactions on magnetics, Vol. 33, N°5, p. 3946-3948, Sept. 1997.
- [52] H. Janocha, J. Schäfer, « Design rules for magnetostrictive actuators », Actuator 94, 4th International Conference on New Actuators, p 152-157, 1994.
- [53] M.E.H. Benbouzid, G. Reyne, G. Meunier, S.A. Spornic, « Dynamic magnetic circuit design for magnetostrictive actuators », Actuator 92, 3th International Conference on New Actuators, Bremen, Germany, p 242-245-, 1992.
- [54] N. Lhermet, F. Claeysen, « Actuators based on biased magnetostrictive rare earth-iron alloys », Actuator 94, 4th International Conference on New Actuators, Bremen, Germany, p. 133-137, 1994.
- [55] F. Stillesjo and G. Engdahl, « A magnetic and mechanical evaluation of a force outlet design in magnetostrictive actuator », Actuator 98, 6th International Conference on New Actuators, Bremen, Germany, p 385, June 1998.

-
- [56] F. Stillesjö, G. Engdahl, A. Bergqvist, « A design technique for Magnetostrictive Actuators with Laminated Active Material », IEEE transaction on magnetic, vol. 34, N°4, p. 2141, July 1998.
- [57] J.L. Coulomb, « Analyse tridimensionnelle des champs électriques et magnétiques par la méthode des éléments finis », Thèse de doctorat d'état, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1981.
- [58] J.C. Sabonnadière, « La méthode des éléments finis. Du modèle à la CAO », Hermès, 1986.
- [59] M.E.H. Benbouzid, G. Reyne, G. Meunier, L. Kvarnsjö, G. Engdahl, « Dynamic modelling of giant magnetostriction in Terfenol-D rods by finite element method », IEEE Transaction of magnetics, 1995.
- [60] M.E.H. Benbouzid, « Modélisation de la magnétostriction géante et application aux dispositifs électromagnétiques à base de Terfenol-D », Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1994.
- [61] C. Body, « Modélisation des couches minces magnétostrictives. Application aux micro-systèmes », Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1996.
- [62] L. Gros, G. Reyne, G. Meunier, « Strong coupling magneto-mechanical methods applied to model heavy magnetostrictive actuators », IEEE Transactions on magnetics, Vol. 34, Num. 5, p. 3150-3153, 1998.
- [63] C. Body, G. Reyne, G. Meunier, « Modelling of magnetostrictive thin films, Application to micromembrane », Journal de physique III, p. 67-85, France (7), 1997.
- [64] C. Body, G. Reyne, G. Meunier, E. Quandt, K. Seemann, « Application to magnetostrictive thin films for microdevices », CEFC '96 Conference on Electromagnetic Fields Computation, Okayama March 1996, IEEE, Transaction on magnetic, Vol. 33, p. 2163-2166, mars 1997.
- [65] C. Body, G. Reyne, G. Meunier, « Non linear finite element modelling of magneto-mechanical phenomenon in giant magnetostrictive thin film », CEFC '96 Conference on Electromagnetic Fields Computation, Okayama March 1996, IEEE, Transaction on magnetic, Vol. 33, p. 1620-1623, mars 1997.
- [66] M.E.H. Benbouzid, L. Kvarnsjö, G. Reyne, G. Meunier, G. Engdahl, « Dynamic modelling of giant magnetostrictive in Terfenol-D rods by finite element method », Proc. IEEE-CEFC 1994 ou IEEE Transaction on Magnetism, Vol. 51, Mai 1995.
- [67] M.E.H. Benbouzid, G. Reyne, G. Meunier, « Modelling of magneto-mechanical coupling in linear magnetostrictive motors », Electromotion 3, 27-31, 1996.
- [68] M.E.H. Benbouzid, G. Reyne, G. Meunier, « Nonlinear finite element modelling of giant magnetostriction », IEEE Transactions on magnetics, Vol. 29, Num. 6, p. 2467-2469, 1993.

- [69] H. Wakiwaka, T. Umezawa and H. Yamada, IEEE Transaction on magnetic, 29, p 2443, 1993.
- [70] G. Engdahl and A. Bergqvist, « Loss simulation in magnetostrictive actuators », J. Appl. Phys. 79(8), 15 April 1996, p4689.
- [71] L. Sandlund, M. Fahlander, T. Cedell, « Magnetostriction, elastic moduli and coupling factor of composite Terfenol-D », J. Applied Physics, vol. 75(10), p. 5656, May 1995.

RESUME en français

Grâce à la découverte, il y a dix ans, de nouveaux matériaux magnétostrictifs, un nouveau type d'actionneurs est maintenant réalisable. Les actionneurs à magnétostriction géante sont caractérisés par une force développée importante, un faible déplacement, un faible poids et volume ainsi qu'un fonctionnement jusqu'à quelques kilohertz.

Ce travail de thèse a été effectué dans le cadre d'un contrat européen Brite Euram nommé MADAVIC. Il a conduit à la réalisation de plusieurs actionneurs à magnétostriction géante. Pour cela des outils logiciels de modélisation éléments finis développés au laboratoire ont été utilisés. Ils ont permis de comparer les différentes solutions s'opposant dans la conception de ces prototypes afin de les dimensionner de façon optimale et conformément au cahier des charges. Réalisés par l'entreprise METRAVIB-RDS, les prototypes ont été testés en terme de force et de déplacement dynamique afin d'évaluer leurs performances et de mieux comprendre le comportement des barreaux à magnétostriction géante représentant le cœur du système. Ce comportement non-linéaire décourage certain quant à l'utilisation de ce type d'actionneur. Nous avons donc réalisé une expérience de contrôle actif des vibrations utilisant un actionneur à magnétostriction géante. Les résultats obtenus ont permis de montrer l'intérêt d'utiliser ce type d'actionneur pour des applications industrielles.

TITRE en anglais

Modelling, design and test of giant magnetostrictive actuators.
Application to active vibration control.

RESUME en anglais

Giant magnetostrictive materials have been available in commercial quantities for over ten years, leading to the design of actuators for industrial and research applications. Magnetostrictive actuators are characterised by their high force capability, large displacements (1200ppm), low volume and operating frequencies up to a few kilohertz.

The research has been carried out within a European Brite-Euram project named MADAVIC. It has lead to the realisation of several giant magnetostrictive actuators intended for a number of applications. For all of them, finite element software developed at the laboratory has been used for magnetic modelling. Characterisation of the actuators has allowed the effects of actuator design trade-offs to be explored in order to determine the optimal configuration for a given specification. Constructed by METRAVIB-RDS, the prototypes have been tested in terms of dynamic force and displacement in order to obtain a 'figure of merit' for each actuator design, and to better understand the behaviour of the giant magnetostrictive rod at the heart of the system. As with all transducer materials the non-linear behaviour of magnetostrictive actuators discourages industrialists from using this technology for their applications. To address this problem active vibration control research was undertaken using magnetostrictive actuators. The results obtained demonstrate the capability of this type of actuators for industrial applications.

DISCIPLINE: Génie électrique

MOTS-CLES

Actionneur, magnétostriction géante, modélisation, conception, test, applications, contrôle actif des vibrations, pots vibrants, barreau magnétostrictifs

INTITULE DU LABORATOIRE

Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble, UMR CNRS 5529
BP 46, Domaine Universitaire
38402 St Martin d'Herès Cedex - France

RESUME en français

Grâce à la découverte, il y a dix ans, de nouveaux matériaux magnétostrictifs, un nouveau type d'actionneurs est maintenant réalisable. Les actionneurs à magnétostriction géante sont caractérisés par une force développée importante, un faible déplacement, un faible poids et volume ainsi qu'un fonctionnement jusqu'à quelques kilohertz.

Ce travail de thèse a été effectué dans le cadre d'un contrat européen Brite Euram nommé MADAVIC. Il a conduit à la réalisation de plusieurs actionneurs à magnétostriction géante. Pour cela des outils logiciels de modélisation éléments finis développés au laboratoire ont été utilisés. Ils ont permis de comparer les différentes solutions s'opposant dans la conception de ces prototypes afin de les dimensionner de façon optimale et conformément au cahier des charges. Réalisés par l'entreprise METRAVIB-RDS, les prototypes ont été testés en terme de force et de déplacement dynamique afin d'évaluer leurs performances et de mieux comprendre le comportement des barreaux à magnétostriction géante représentant le cœur du système. Ce comportement non-linéaire décourage certain quant à l'utilisation de ce type d'actionneur. Nous avons donc réalisé une expérience de contrôle actif des vibrations utilisant un actionneur à magnétostriction géante. Les résultats obtenus ont permis de montrer l'intérêt d'utiliser ce type d'actionneur pour des applications industrielles.

TITRE en anglais

Modelling, design and test of giant magnetostrictive actuators.
Application to active vibration control.

RESUME en anglais

Giant magnetostrictive materials have been available in commercial quantities for over ten years, leading to the design of actuators for industrial and research applications. Magnetostrictive actuators are characterised by their high force capability, large displacements (1200ppm), low volume and operating frequencies up to a few kilohertz.

The research has been carried out within a European Brite-Euram project named MADAVIC. It has lead to the realisation of several giant magnetostrictive actuators intended for a number of applications. For all of them, finite element software developed at the laboratory has been used for magnetic modelling. Characterisation of the actuators has allowed the effects of actuator design trade-offs to be explored in order to determine the optimal configuration for a given specification. Constructed by METRAVIB-RDS, the prototypes have been tested in terms of dynamic force and displacement in order to obtain a 'figure of merit' for each actuator design, and to better understand the behaviour of the giant magnetostrictive rod at the heart of the system. As with all transducer materials the non-linear behaviour of magnetostrictive actuators discourages industrialists from using this technology for their applications. To address this problem active vibration control research was undertaken using magnetostrictive actuators. The results obtained demonstrate the capability of this type of actuators for industrial applications.

DISCIPLINE: Génie électrique

MOTS-CLES

Actionneur, magnétostriction géante, modélisation, conception, test, applications, contrôle actif des vibrations, pots vibrants, barreau magnétostrictifs

INTITULE DU LABORATOIRE

Laboratoire d'Electrotechnique de Grenoble, UMR CNRS 5529
BP 46, Domaine Universitaire
38402 St Martin d'Herès Cedex - France