

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي



المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
Ecole Nationale Polytechnique

ÉCOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE
Département d'Électrotechnique

Université d'Artois
Laboratoire Systèmes Électrotechniques et
Environnement

LSEE 
Laboratoire Systèmes Electrotechniques
et Environnement



UNIVERSITÉ D'ARTOIS

MÉMOIRE DE PROJET DE FIN D'ÉTUDES

pour l'obtention du diplôme d'ingénieur en Électrotechnique

Caractérisation du bruit d'origine magnétique des noyaux magnétiques de transformateurs

Réalisé par

Melle. Asma KALEM

Encadré par

M. Jean-Philippe LECOINTE

M. Omar TOUHAMI

Présenté et soutenu publiquement le 6 juillet 2023, devant le jury composé de :

M. Madjid TEGUAR

M. Jean-Philippe LECOINTE

M. Omar TOUHAMI

M. Kamel BOUGHRARA

Professeur ENP

Professeur Univ d'Artois

Professeur ENP

Professeur ENP

Président

Promoteur

Promoteur

Examinateur

ENP 2023

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي



المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
Ecole Nationale Polytechnique

ÉCOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE
Département d'Électrotechnique

Université d'Artois
Laboratoire Systèmes Électrotechniques et
Environnement

LSEE
Laboratoire Systèmes Electrotechniques
et Environnement



UNIVERSITÉ D'ARTOIS

MÉMOIRE DE PROJET DE FIN D'ÉTUDES

pour l'obtention du diplôme d'ingénieur en Électrotechnique

Caractérisation du bruit d'origine magnétique des noyaux magnétiques de transformateurs

Réalisé par

Melle. Asma KALEM

Encadré par

M. Jean-Philippe LECOINTE

M. Omar TOUHAMI

Présenté et soutenu publiquement le 6 juillet 2023, devant le jury composé de :

M. Madjid TEGUAR

M. Jean-Philippe LECOINTE

M. Omar TOUHAMI

M. Kamel BOUGHRARA

Professeur ENP

Professeur Univ d'Artois

Professeur ENP

Professeur ENP

Président

Promoteur

Promoteur

Examinateur

ENP 2023

ملخص: الغرض من هذا العمل هو توصيف الضوضاء المغناطيسية لمحولات الطاقة، خاصة في صفائح الحبوب الموجهة تبحث هذه الدراسة في صفيحة الحبوب الموجهة والضوضاء الصوتية والتأثيرات المغناطيسية وقوى ماكسويل. تم إجراء الاختبارات التجريبية على نماذج مختلفة من الألواح من أجل تحليل الضوضاء باستخدام إطار إيشتاين والنماذج الأساسية مع وبدون مفاصل. أجريت دراسة عديدة لتصوير التشوهات التي تسببها الاحتكاك المغناطيسي. بالإضافة إلى ذلك، فإن استخدام مقياس فيبروميتر الليزر للمسح أتاح تصور إزاحة مناطق القياس وتحديد الرنين الميكانيكي.

الكلمات المفتاحية: المحولات القوية، الضوضاء الصوتية، فولاذ ذو الحبيبات الموجهة، التشدد المغناطيسي، قوى ماكسويل

Abstract : The aim of this study is the characterization of the magnetic-origin noise in power transformers, particularly in grain-oriented steel laminations. This study examines grain-oriented steel laminations, acoustic noise, magnetostrictive effects, and Maxwell's forces. Experimental tests were conducted on different lamination models to analyze the noise using PULSE LapShop software, employing the Epstein frame and core models with and without joints. A numerical study was carried out to visualize the deformations caused by magnetostriction. Additionally, the use of a scanning laser vibrometer allowed for the visualization of displacement in measurement areas and determination of mechanical resonances.

Key words : Power transformers, acoustic noise, grain-oriented steel, magnetostriction, Maxwell's forces.

Résumé : Le but de ce travail est la caractérisation du bruit d'origine magnétique des transformateurs de puissance, particulièrement dans les tôles à grains orientés. Cette étude examine les tôles à grains orientés, le bruit acoustique, les effets magnétostrictifs et les forces de Maxwell. Des tests expérimentaux ont été réalisés sur différents modèles de tôles afin d'analyser le bruit à l'aide du logiciel PULSE LapShop, en utilisant le cadre Epstein et des modèles de noyau avec et sans joint. Une étude numérique a été menée pour visualiser les déformations causées par la magnétostriction. De plus, l'utilisation d'un vibromètre laser à balayage a permis de visualiser le déplacement des zones de mesure et de déterminer les résonances mécaniques.

Mots clés : Transformateurs de puissance, bruit acoustique, acier à grains orientés, magnétostriction, forces de Maxwell.

Remerciements

Je tiens tout d'abord à exprimer ma gratitude envers le Professeur Jean-Philippe LECOINTE, directeur du Laboratoire Systèmes Électrotechniques et Environnement (LSEE), pour m'avoir accueilli au sein du LSEE et pour avoir été mon encadrant durant mon stage de fin d'études. Je souhaite évidemment remercier toutes les personnes du LSEE pour leurs aides scientifiques, techniques et administratives et qui ont ainsi permis d'effectuer ce stage dans de bonnes conditions.

Je souhaite également adresser mes remerciements sincères à tous mes enseignants de l'ENP qui ont contribué à ma formation, notamment ceux du département d'Électrotechnique. Je tiens particulièrement à mentionner le Professeur TOUHAMI Omar, qui m'a co-encadré durant ce stage, ainsi que le Professeur TEGUAR Madjid pour son soutien et son aide inestimable.

Enfin, je tiens à exprimer ma reconnaissance envers tous les membres du jury pour l'examen de mon travail et leur participation à la soutenance.

Dédicaces

“Je dédie ce modeste travail à mes chers parents, à mes sœurs et à la mémoire de mon regretté grand-père, qui aurait aimé assister à ma soutenance.”

- Asma KALEM

Table des matières

Table des figures

Liste des tableaux

Liste des abréviations

Liste des symboles

Introduction générale 13

1	Un problème multiphysique à spectre large : des matériaux magnétiques au bruit de l'édifice magnétique	16
1.1	Introduction	17
1.2	Caractérisation et propriétés magnétiques des aciers électriques	17
1.2.1	Les aciers électriques	17
1.2.1.1	Présentation des tôles Fe-Si	17
1.2.1.2	Présentation des tôles à grains orientés	17
1.2.1.3	Spécificité des tôles à grains non orientés	20
1.2.1.4	Processus de fabrication des tôles à grains orientés	20
1.2.2	Propriétés magnétiques des tôles	23
1.2.2.1	Perméabilité magnétique	23
1.2.2.2	Induction à saturation	24
1.2.2.3	Anisotropie	25
1.2.2.4	Les pertes	25
1.2.3	Méthodes de mesure normalisées	28
1.2.3.1	Cadre Epstein	28
1.2.3.2	Cadre à bande unique SST (Single Sheet Tester)	30
1.3	Les transformateurs	30
1.3.1	Types de transformateurs	30
1.3.2	Assemblage	32
1.3.3	Types de joints	32
1.3.3.1	Configuration Butt Lap	33
1.3.3.2	Configuration Single Step Lap	33
1.3.3.3	Configuration Multi Step Lap	34
1.3.3.4	Cas des transformateurs triphasés	35
1.3.4	Le serrage	36
1.4	Bruit des transformateurs	37
1.4.1	Rayonnement acoustique	37
1.4.2	Sources de bruit acoustique	39

1.4.3	La magnétostriction	40
1.4.3.1	Présentation du phénomène	40
1.4.3.2	Mesure de la magnétostriction	42
1.4.4	Les forces de Maxwell	43
1.4.4.1	Effet d'une composante continue	44
1.5	Conclusion	45
2	Stratégie de caractérisation vibratoire de noyaux magnétiques	47
2.1	Introduction	46
2.2	Positionnement du problème et stratégie expérimentale	46
2.2.1	Utilisation du cadre Epstein	47
2.2.1.1	Avantages	47
2.2.1.2	Inconvénients	47
2.2.1.3	Critique de la méthode	48
2.2.2	Présentation du « core model »	49
2.2.3	Core model sans joint	50
2.2.3.1	Principe	50
2.2.3.2	Propriétés des core models sans joint	52
2.2.3.3	Avantages	52
2.2.3.4	Inconvénient	53
2.2.4	Core model avec joints	53
2.3	Présentation détaillée des noyaux magnétiques et de l'instrumentation	53
2.3.1	Dispositifs de mesure des bruits et vibrations	53
2.3.1.1	Chambre semi-anéchoïque	53
2.3.2	Sondes	54
2.3.2.1	Microphone	54
2.3.2.2	Accéléromètre	55
2.3.2.3	Vibromètre laser	56
2.3.2.4	Vibromètre laser à balayage	57
2.3.2.5	Analyseur de spectre	58
2.4	Caractérisation des propriétés magnétiques des tôles	59
2.5	Mesure des vibrations sur le cadre Epstein	60
2.5.1	Mesures vibratoires	61
2.5.1.1	Mesure par vibromètre laser	62
2.5.1.2	Mesure par vibromètre laser et accéléromètre	62
2.5.1.3	Mesure par vibromètre et deux accéléromètres	64
2.5.1.4	Collage des accéléromètres sur les tôles	64
2.6	Mesures vibratoires sur le core model sans joint	65
2.6.1	Mesure par vibromètres et accéléromètre	65
2.6.2	Mesure par vibromètres	65
2.7	Core model avec joint	67
2.8	Conclusion	68
3	Relevés expérimentaux et analyses des résultats	68
3.1	Relevés sur Cadre Epstein	69
3.1.1	Caractéristique magnétique des tôles	69
3.1.2	Relevés des mesures vibratoires	69

3.1.2.1	Cas des accéléromètres avec aimant	69
3.1.2.2	Cas des accéléromètres collés sans aimant	72
3.2	Relevés sur core model sans joint	74
3.2.1	Cas des vibromètres et accéléromètre	74
3.2.2	Cas des deux vibromètres	75
3.3	Relevés sur core model avec joint	76
3.4	Détermination expérimentale de la résonance mécanique	77
3.4.1	Excitation par impact	77
3.4.2	Excitation par pot vibrant	78
3.4.3	Description de la méthode "Sweep frequency"	79
3.5	Résonance mécanique du core model sans joint	80
3.6	Étude vibratoire par vibromètre à balayage laser	81
3.6.1	Résultats à 100Hz	82
3.6.2	Résultats à 200Hz	83
3.6.3	Comparaison des deux modes	84
3.7	Conclusion	85
4	Approche numérique de la caractérisation du comportement vibro-acoustique	85
4.1	Introduction	86
4.2	Approche du problème	86
4.2.1	Principe	86
4.2.2	Détermination numérique des fréquences de résonance	86
4.3	Modèle numérique simple	87
4.3.1	Cadre Epstein	87
4.4	Modélisation de l'anisotropie	89
4.4.1	Modèle de séparation des axes	90
4.4.2	Modèle des deux axes	90
4.4.3	Modèle elliptique	90
4.4.4	Modèles d'anisotropies empiriques	91
4.5	Modélisation de la magnétostriction	91
4.5.1	Les modèles microscopiques	91
4.5.1.1	Les modèles réversibles	92
4.5.1.2	Les modèles irréversibles	92
4.5.2	Modèle monovalent	93
4.5.3	Modèle basé sur un réseau de neurones	93
4.5.3.1	Modèle basé sur les réseaux de neurones	93
4.5.3.2	Le réseau de neurones	94
4.5.4	La méthode SMSM (Simplified multiscale model)	94
4.5.4.1	Stratégie globale de modélisation	94
4.6	Conclusion	95
	Conclusion générale	96
	Bibliographie	99

Table des figures

1.1	Structure magnétique d'un alliage FeSi poly-cristallin à grains orientés.	18
1.2	Variation des pertes fer spécifique d'une tôle GO selon l'induction et pour différents angles entre l'induction et la DL	19
1.3	Orientation des axes du cristal cubique par rapport à la DL dans l'acier à grain orienté	19
1.4	Procédé à chaud de fabrication des tôles GO - génération des brames	21
1.5	Procédé à chaud de fabrication des tôles GO - Laminage	22
1.6	Procédé à froid de fabrication des tôles GO	23
1.7	Caractéristiques d'un acier HGO 0,30 mm	24
1.8	Cycle d'Hystérésis et orientation des domaines	27
1.9	Effet Barkausen observé sur un matériau magnétique quelconque . .	27
1.10	Cadre Epstein	29
1.11	Cadre à bande unique (SST)	30
1.12	Transformateur monophasé	31
1.13	Transformateur triphasé à 3 colonnes	31
1.14	Transformateur triphasé à 5 colonnes	32
1.15	Assemblage en Butt Lap	33
1.16	Coin d'un joint step-lap	33
1.17	Schématisation d'un joint step-lap utilisé dans le core model	34
1.18	Assemblages en Butt Lap et en Single Step Lap	34
1.19	Schématisation de différentes structures de joints step-lap	35
1.20	Géométrie du T joint	36
1.21	L'effet du serrage dans distribution de flux avec détail de l'entrefer et des trous de la branche externe.	36
1.22	Différentes sources de bruit dans les transformateurs	39
1.23	Exemple de butterfly loop et variation des caractéristiques avec la polarisation crête	41
1.24	Principe de l'appareillage de magnétostriction	42
1.25	Différenciation des forces de Maxwell dans les joints	44
2.1	Schéma plan d'un joint à double recouvrement	47
2.2	Instrumentation du cadre Epstein par accéléromètres et vibromètres laser	48
2.3	Vue générale du cadre monophasé simplifié et d'un noyau	49
2.4	Un coin du core model sans joint	50
2.5	Instrumentation du core model sans joint	51
2.6	Instrumentation du core model avec joint	54
2.7	Chambre semi-anéchoïque (LSEE)	55
2.8	Microphone	55

2.9	Accéléromètre ($1mV/ms^{-2}$)[Brüel & Kjaer]	56
2.10	Vibromètre laser VH-1000-D	56
2.11	Vibromètre laser à balayage	58
2.12	Branchement et démarrage du vibromètre laser à balayage	58
2.13	Centrale d'acquisition Brüel & Kjaer	59
2.14	Dispositif pour les expérimentations au cadre Epstein	59
2.15	Exemple d'une bandelette Epstein	61
2.16	Banc de test	61
2.17	Mesure par vibromètre	62
2.18	Mesure par vibromètre après l'ajout d'un accéléromètre	63
2.19	Mesure par vibromètre après l'ajout de deux accéléromètres	64
2.20	Deux accéléromètres collés à la tôle	65
2.21	Mesure par vibromètres et accéléromètre	66
2.22	Mesure par vibromètres des coins	66
2.23	Core model avec joint type butt-lap	67
3.1	Tension au secondaire et courant au primaire	69
3.2	Cycle Hystérésis des tôles GO	70
3.3	Comparaison des mesures par vibromètre	71
3.4	Erreur relative de la mesure par vibromètre et accéléromètre	72
3.5	Comparaison des mesures par vibromètre	73
3.6	Erreur relative de la mesure par vibromètre	73
3.7	Mesure par deux vibromètres et un accéléromètre	74
3.8	Erreur relative entre les deux vibromètres	75
3.9	Déformation de chaque bras du core model	76
3.10	Exemple du signal généré par la méthode de balayage de fréquence.	77
3.11	Dispositif d'analyse modale par impact	78
3.12	Dispositif d'analyse modale par impact	79
3.13	Exemple du signal généré par la méthode de balayage de fréquence.	79
3.14	Spectrogramme de la résonance mécanique.	81
3.15	Quelques étapes du balayage laser	82
3.16	La déformation des tôles à 100Hz	83
3.17	La déformation des tôles à 200Hz	84
3.18	Illustration des déformations du core model à : (A) 100Hz (B) : 200Hz	85
4.1	Modélisation du cadre Epstein sur FEMM	87
4.2	Le maillage et les lignes de champ	88
4.3	Répartition de l'induction magnétique	88
4.4	Schéma de principe du modèle des deux axes	90
4.5	Schéma général du modèle basé sur les réseaux de neurones	93

Liste des tableaux

1.1 Répartition des pertes selon modèle de Bertotti	28
---	----

Liste des Abréviations

GO	Grains Orientés
NO	Non Orientés
DL	Direction (de) Laminage
DT	Direction Transversale
CGO	Conventionnel Grains Orientés
HGO	Haute (perméabilité) Grains Orientés
SST	Single Sheet Tester
SSL	Single Step Lap
MSL	Multi Step Lap
FFT	Fast Fourier Transform
ODS	Operational Deflexion Shape
IFFT	Inverte Fast Fourier Transform
dBA	décibel (de la norme CEI 61672-1) A

Liste des symboles

B	induction magnétique	T
H	champ magnétique	A m^{-1}
J	densité de courant	Am^{-2}
μ	perméabilité magnétique	Hm^{-1}

Introduction générale

Le transformateur est aujourd'hui largement utilisé comme convertisseur statique à noyau magnétique, que ce soit dans les réseaux électriques ou dans les applications de transport telles que les trains et les métros. Cependant, cette utilisation répandue dans les grands systèmes et les applications domestiques présente deux contraintes environnementales majeures : les pertes d'énergie associées à la conversion et le bruit acoustique émis par les transformateurs.

Les pertes, notamment les pertes fer dans le circuit magnétique des transformateurs, font l'objet d'une optimisation constante pour répondre aux normes de plus en plus strictes. Parallèlement, la problématique du bruit acoustique émis par les transformateurs reste un défi majeur, en particulier avec la multiplication des équipements électriques. Le confort sonore des personnes vivant à proximité des transformateurs ou des passagers de véhicules électriques est une préoccupation importante pour l'industrie. En fait, les critères acoustiques sont désormais inclus dans la désignation normalisée des transformateurs, et ces normes tendent à se renforcer encore davantage.

En fait, la problématique vibratoire et acoustique des transformateurs de puissance est très complexe du point de vue scientifique. En effet, le comportement sonore est tributaire de plusieurs facteurs interdépendants. Certains de ces facteurs sont propres aux noyaux magnétiques de transformateurs de puissance car les tôles à grains orientés (GO) qui les constituent ont des propriétés spécifiques. Aussi, les efforts d'amélioration sonore se concentrent principalement sur deux aspects : les propriétés de l'acier électrique d'une part et l'assemblage des tôles constituant le noyau magnétique d'autre part.

- Premièrement, les constructeurs essaient d'optimiser les joints des noyaux magnétiques des transformateurs. En effet, les circuits magnétiques sont constitués de bandelettes de tôles dont la jonction se fait par enchevêtrement pour des raisons magnétiques et mécaniques. Les bords des tôles se superposant, des forces de Maxwell se manifestent au niveau des joints des transformateurs ; les caractéristiques de ces forces dépendent à la fois de la géométrie des joints mais aussi des propriétés intrinsèques des tôles. Ces facteurs conditionnent la répartition de l'induction magnétique.
- Deuxièmement, les tôles qui sont magnétisées présentent la particularité de se déformer ; c'est le phénomène de magnétostriction. Les bandes de tôles se contractent ou s'allongent en fonction de l'angle de magnétisation et de l'induction. La magnétostriction contribue également au bruit acoustique.

Ainsi, on est en présence de deux phénomènes - magnétostriction et forces de Maxwell - à l'origine du bruit acoustique des noyaux magnétiques. L'une des problématiques posées par ces deux phénomènes porte sur la fréquence des composantes qu'ils génèrent. En effet, ils engendrent des déformations de même fréquence, ce qui rend leur identification particulièrement complexe.

On pourrait penser que les phénomènes sont plutôt localisés. Cependant, les forces qui agissent sur les coins au niveau des joints engendrent des déformations qui se propagent sur l'ensemble du noyau. Ainsi, les constructeurs s'attachent à optimiser les joints pour réduire les vibrations et donc les émissions sonores. Les fabricants de tôles essaient de contrôler le comportement magnétostrictif en sachant qu'une tôle peu magnétostrictive peut parfois être moins performante en termes de pertes. Le serrage des tôles conditionne également le comportement sonore à plusieurs titres : il peut modifier les résonances mécaniques, tant en amplitude qu'en fréquence, et il peut également impacter les propriétés énergétiques ou magnétostrictives des tôles .

Ainsi, la compréhension et l'optimisation du comportement vibratoire et acoustique des transformateurs nécessitent une approche multidisciplinaire prenant en compte les interactions complexes entre la géométrie, les propriétés magnétiques des matériaux et la sensibilité de l'édifice aux forces magnétiques. Aussi, les travaux de recherche visent à trouver des solutions efficaces pour réduire le bruit acoustique des transformateurs et améliorer le confort sonore des personnes concernées. Cette problématique pousse les fabricants de tôles magnétiques tels que **thyssenkrupp Electrical Steel (TKES)** à engager des recherches pour évaluer l'impact de leurs produits sur les performances acoustique des transformateurs. D'un point de vue économique, la bonne compréhension du comportement vibratoire et sonore des noyaux magnétiques a pour objectif d'évaluer la part des propriétés de la tôle magnétique sur la génération du bruit. Il s'agit pour le fabricant de pouvoir quantifier les facteurs d'influence de la magnétostriction, l'épaisseur du matériau, l'induction critique, l'induction à saturation et l'anisotropie et pour déployer des arguments commerciaux les plus fins possibles d'une part et, d'autre part, essayer d'adapter les process pour modifier le comportement de la tôle une fois exploitée dans un noyau magnétique.

Plusieurs chercheurs ont abordé notre problématique, mais leurs approches diffèrent. Dans les travaux de [1] ainsi que ceux de [2], l'accent est mis sur la magnétostriction en tant que seule source de bruit dans les transformateurs. En revanche, les auteurs de [3] et de [4] se sont intéressés à l'étude du bruit pour un seul type de joint de transformateur, qui n'est pas toujours considéré comme optimal dans l'industrie.

C'est donc dans ce contexte environnemental et scientifique que notre travail se positionne. Il s'agit de proposer des solutions de caractérisation du bruit d'origine magnétique de noyaux de transformateurs constitués de tôles GO. Pour ce faire,

notre approche s'articule autour de plusieurs points. Elle est présentée dans ce manuscrit en 3 parties.

La première partie propose une analyse bibliographique solide, nécessaire à la bonne compréhension des phénomènes mis en jeu.

La deuxième partie présente une analyse expérimentale de la caractérisation vibratoire et sonore de noyaux magnétiques en grains orientés. Dans une troisième partie, nous présentons une approche numérique de la caractérisation du comportement vibro-acoustique.

Chapitre 1

Un problème multiphysique à spectre large : des matériaux magnétiques au bruit de l'édifice magnétique

1.1 Introduction

Comme nous l'avons dit en introduction, la problématique vibro-acoustique des noyaux magnétiques de transformateurs englobe des notions à spectre très large. Il s'agit, pour caractériser le comportement du circuit magnétique, de bien connaître le matériau le constituant, des tôles à grains orientés dans notre cas. Connaître la distribution de l'induction dans le circuit est fondamental dans la mesure où elle conditionne les forces de Maxwell et les effets magnétostrictifs. Se pose également la problématique des effets engendrés par les forces en termes de déformations, de vibrations et de bruit des noyaux magnétiques. Cela sous-entend d'évaluer le comportement mécano-acoustique du noyau, ce qui est peu évident compte-tenu de la nature laminaire de l'assemblage.

Notre prise de connaissance des notions nécessaires à l'analyse du comportement vibro-acoustique des transformateurs passe donc par la description des tôles GO, en termes de processus de fabrication et de propriétés magnétiques, mais également en termes de caractérisation par des moyens de mesures normalisés. Nous proposons ensuite une analyse des édifices magnétiques, en termes d'assemblage. Enfin, nous nous penchons sur le bruit des transformateurs et des deux phénomènes à l'origine du bruit : les forces de Maxwell et la magnétostriction.

1.2 Caractérisation et propriétés magnétiques des aciers électriques

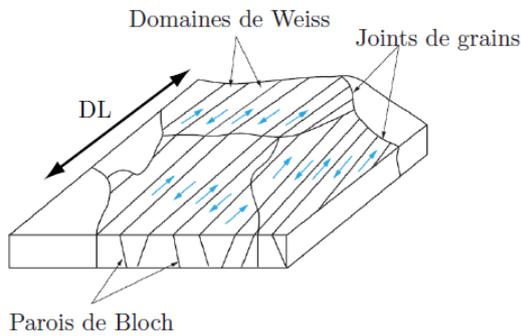
1.2.1 Les aciers électriques

1.2.1.1 Présentation des tôles Fe-Si

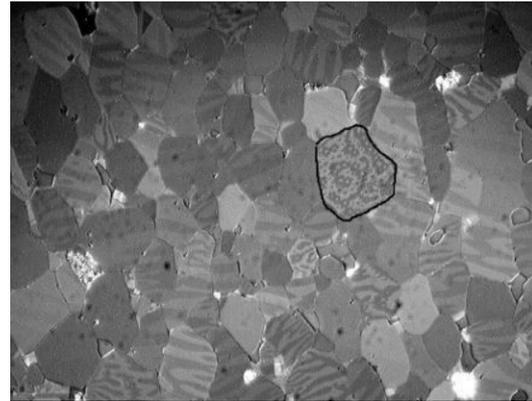
Une tôle Fe-Si est un acier électrique composé d'un alliage de fer et d'une proportion de silicium d'environ 3%, ce qui confère lui une excellente résistance mécanique et une faible coercivité magnétique [5]. Le silicium est ajouté à l'alliage de fer pour réduire les pertes par courants de Foucault, qui sont générées lorsque le matériau est soumis à un champ magnétique variable. Ces feuilles minces constituent alors un matériau magnétique conçu pour véhiculer le flux tout en minimisant les pertes d'énergie. Il existe deux grandes familles de tôles magnétiques utilisées dans la construction des équipements électriques : les aciers électriques à grains orientés (GO) et les aciers électriques à grains non orientés (NO).

1.2.1.2 Présentation des tôles à grains orientés

Les tôles à grains orientés sont constituées de grains allongés, orientés dans la direction de facile aimantation qui est parallèle à la direction de laminage (DL). Magnétiser les tôles GO dans la DL permet d'exploiter les propriétés magnétiques optimales des aciers GO. Elles deviennent alors un candidat idéal pour les applications électromagnétiques nécessitant de faibles pertes d'énergie et, donc, une



(A) Structure magnétique idéalisée d'un alliage FeSi polycristallin à grains orientés.



(B) Structure magnétique réelle d'un alliage FeSi polycristallin à grains orientés.

FIGURE 1.1 – Structure magnétique d'un alliage FeSi polycristallin à grains orientés.

grande efficacité énergétique [5]. Les grains sont composés de domaines magnétiques appelés domaines de Weiss et séparés par des parois de Bloch. Ces domaines se déplacent en fonction du niveau d'induction présent dans la tôle et de l'angle formé par le flux magnétique par rapport à la DL comme le montre la figure (1.1). Les grains des tôles GO sont assez spécifiques de par leur taille : ils peuvent atteindre des dimensions dans le plan de l'ordre de 4 à 5 cm, on parle de grains "géants".

Ainsi, lorsque les grains sont correctement orientés, leur structure magnétique est optimale. Cependant, lorsque l'orientation des grains s'éloigne de la direction idéale, la structure magnétique devient plus complexe, entraînant une diminution progressive des propriétés magnétiques. Ainsi, si les pertes dans le fer sont faibles pour un angle entre l'induction et la direction de laminage égal à 0° , elles sont maximales pour 55° , angle proche de la direction de difficile aimantation. C'est ce que montre la figure (1.2). Cette dernière illustre le phénomène d'anisotropie magnétique relevé à l'aide de bandelettes Epstein découpées dans différentes directions par rapport à la DL et magnétisées. Les pertes sont maximales à 55° dans un cadre Epstein.

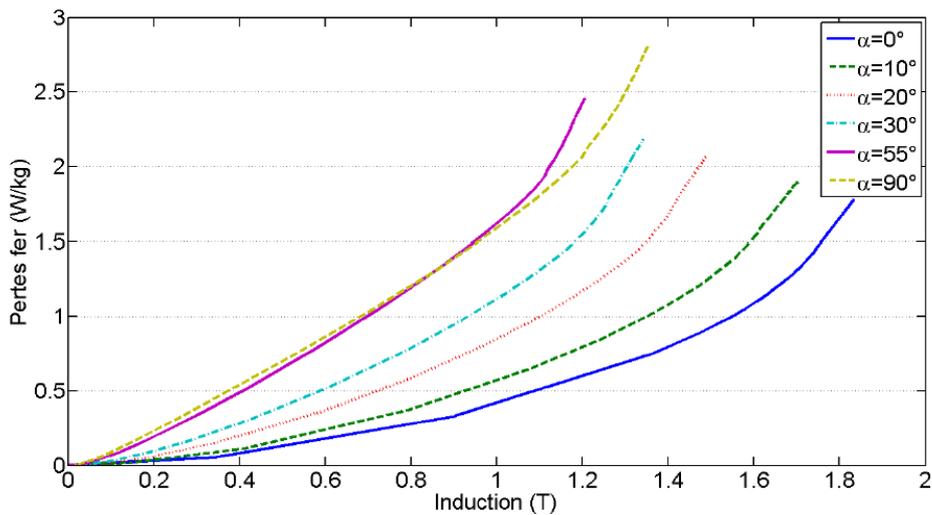


FIGURE 1.2 – Variation des pertes fer spécifiques d'une tôle GO pour différents angles entre l'induction et la DL [6]

La raison de cette anisotropie est atomique : les atomes de l'acier magnétique, dans le cas de tôles GO, forment une structure cristallographique cubique centrée appelée **texture de Goss** (Figure 1.3).

Ces structures ont une orientation très voisine de la DL, entraînant de meilleures performances énergétiques suivant l'arrête ([001]), et de plus mauvaises selon direction de difficile aimantation suivant ([111]). Deux autres directions peuvent être repérées : la direction transverse (DT) suivant ([110]), perpendiculaire au plan de la DL, et la direction normale (DN) perpendiculaire au plan. Les pertes sont faibles pour un angle α égal à 0° et maximales pour $\alpha = 55^\circ$, angle proche de la direction de difficile aimantation. Ainsi, ces tôles présentent des performances remarquables en termes de pertes dans la DL. Mais, en contrepartie, la forte anisotropie de la tôle la rend très énergivore lorsque le flux magnétique s'établit dans d'autres directions. En conséquence, d'importants écarts sur les performances énergétiques des tôles GO apparaissent en fonction de l'angle α entre la DL et le vecteur d'induction.

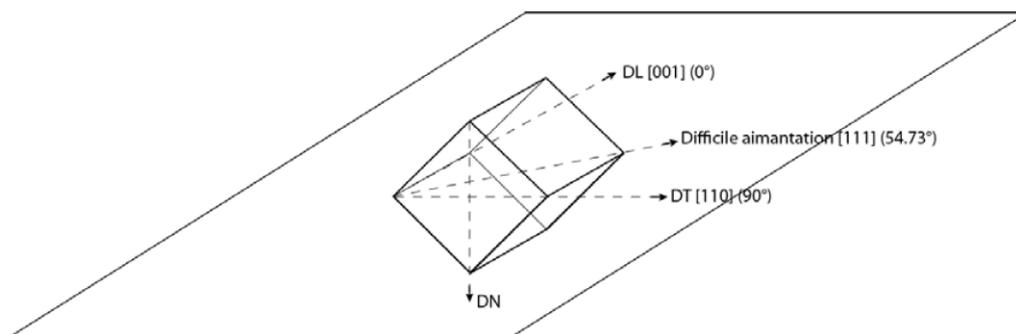


FIGURE 1.3 – Orientation des axes du cristal cubique par rapport à la DL dans l'acier à grain orientés [6].

Selon les caractéristiques et les performances des tôles GO, on distingue deux classes :

- les matériaux à grains orientés conventionnels (CGO);
- les matériaux à grains orientés à haute perméabilité (HGO).

1.2.1.3 Spécificité des tôles à grains non orientés

Les tôles à grains non orientés se distinguent des tôles GO par leur structure cristalline aléatoire, ce qui leur confère des propriétés magnétiques isotropes [7] : le comportement magnétique des tôles NO est similaires dans toutes les directions, contrairement aux tôles GO qui ont des propriétés magnétiques unidirectionnelles. Les tôles à grains non orientés sont plus faciles et moins coûteuses à produire que les tôles GO qui nécessitent une orientation spécifique des grains. Cependant, les tôles NO ont une perméabilité magnétique inférieure à celle des tôles GO et une induction à saturation plus faible, ce qui peut les rendre moins adaptées à certaines applications.

Les tôles GO présentent des propriétés magnétiques quasi-unidirectionnelles qui les rendent adaptées à une utilisation dans les circuits magnétiques des machines statiques (transformateurs de puissance ou de distribution), permettant l'échange d'énergie entre un enroulement primaire et un enroulement secondaire par l'intermédiaire d'un noyau magnétique dont l'axe est commun à ces deux enroulements. Les tôles NO sont souvent utilisées dans la construction des machines tournantes (moteurs, générateurs, alternateurs. . .) où une réponse magnétique uniforme dans toutes les directions est souhaitée [8].

1.2.1.4 Processus de fabrication des tôles à grains orientés

Le procédé de fabrication comprend de multiples étapes depuis l'élaboration de l'acier, le laminage à chaud, le laminage à froid et autres opérations (transformations thermomécanique) qui visent à obtenir une texture cristallographique spécifique (texture de Gauss). L'utilisation de ces procédés permet notamment d'obtenir une homogénéité de la composition chimique des brames dans le sens longitudinal, ainsi qu'une augmentation de la productivité grâce à la simplification des opérations et à la réduction des coûts de main-d'œuvre [9].

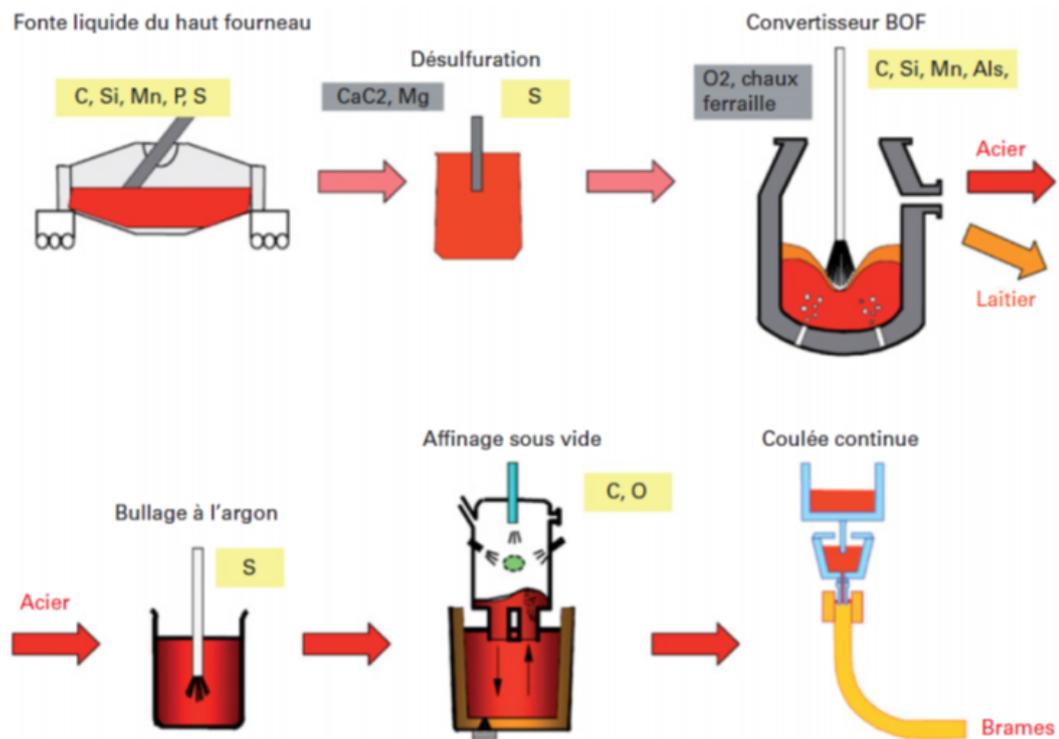


FIGURE 1.4 – Procédé à chaud de fabrication des tôles GO - génération des brames [9].

Le processus de production de tôles à grains orientés débute avec la fusion du minerai de fer dans des hauts fourneaux. Le fer fondu subit des traitements pour éliminer les éléments indésirables, tels que le soufre et le carbone, et pour y ajouter du silicium. Le silicium améliore les propriétés magnétiques du matériau en favorisant une orientation cristallographique préférentielle des grains. Une fois les traitements terminés, le liquide obtenu est coulé sous forme de brames en métal, la figure (1.4) décrit le processus à chaud de fabrication des brames.

Les brames sont ensuite transformées en tôles à grains orientés suivant le processus illustré sur la figure (1.5). Elles seront transportées au laminoir à chaud, où elles sont transformées en bobines de tôles de 2mm d'épaisseur et de plusieurs mètres de longueur. Deux technologies de laminage sont utilisées pour la fabrication de ces tôles : laminage à haute température (1400 °C : technologie spéciale) et laminage en coulée de brames minces (développée par ThyssenKrupp) [6].

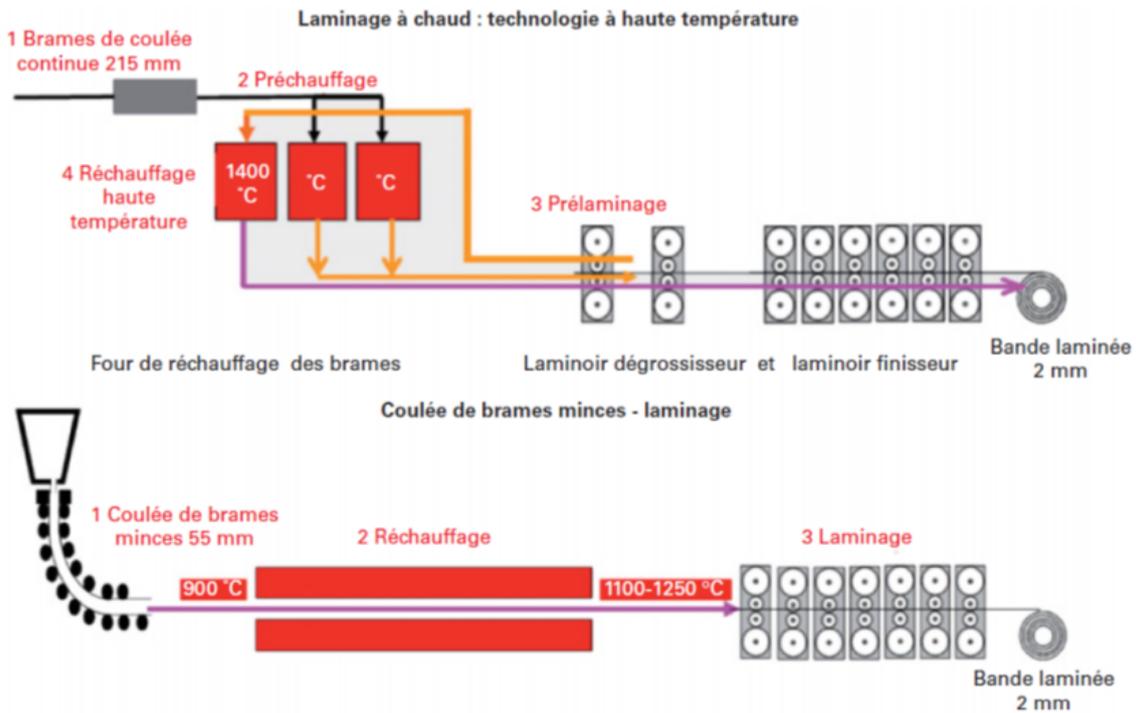


FIGURE 1.5 – Procédé à chaud de fabrication des tôles GO - Laminage [9].

Le procédé à froid vise à atteindre deux objectifs principaux dans le traitement des métaux : la recristallisation des grains bien orientés et la création d'une couche isolante composite. La recristallisation des grains permet d'améliorer les propriétés mécaniques du matériau en régénérant la structure cristalline, tandis que la couche isolante composite offre une protection contre les impuretés telles que le soufre, l'azote et l'oxygène.

Le laminage à froid implique plusieurs étapes pour parvenir à l'épaisseur finale et standardisée des tôles (0,23 mm, 0,27 mm, 0,30 mm et 0,35 mm). À la fin de ce processus, un revêtement mince en film de verre est appliqué sur les deux faces des tôles pour assurer une isolation électrique. De plus, ces tôles peuvent être soumises à un processus d'affinage des domaines magnétiques pour réduire les pertes spécifiques. Le scratching, effectué par un laser, permet d'améliorer les propriétés énergétiques des tôles.

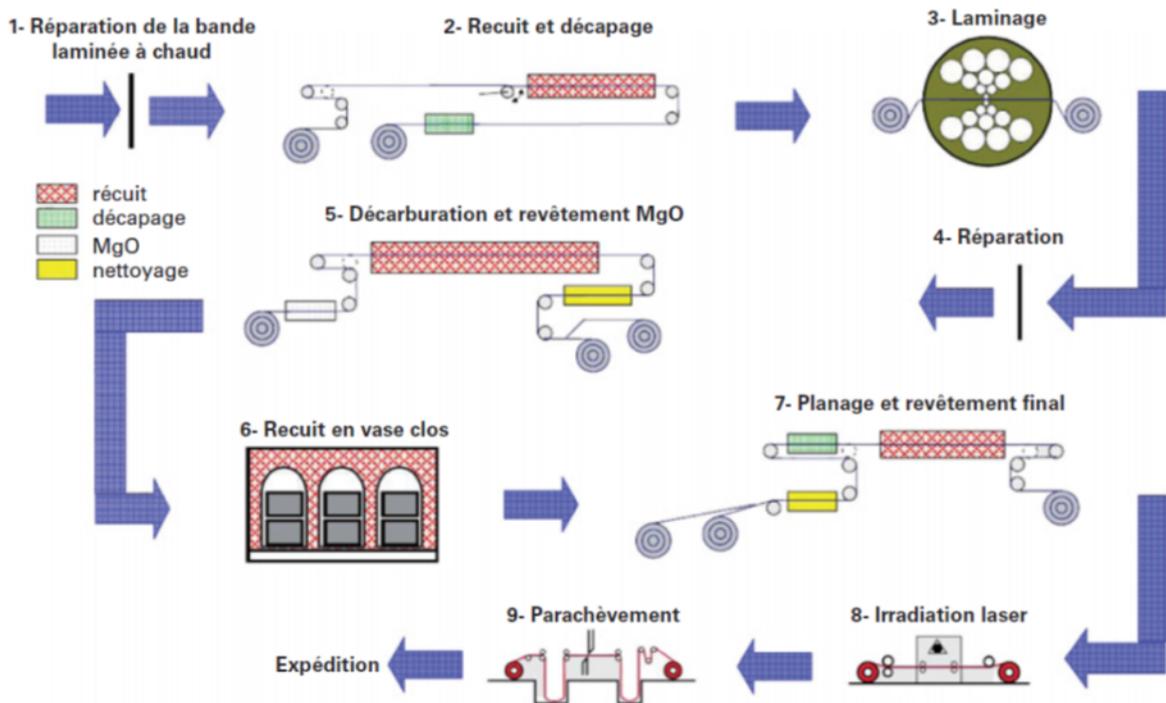


FIGURE 1.6 – Procédé à froid de fabrication des tôles GO [9].

Les tôles GO sont finalement réceptionnées par le fabricant de tôles ou de transformateurs sous forme de bobines, qui sont refendues pour correspondre aux largeurs des circuits magnétiques. Ensuite, les bobineaux sont déroulés puis découpés selon des formes différentes qui correspondent aux pièces constituant le circuit magnétique. Les bandes de tôles sont alors assemblées (excepté la partie supérieure) par un opérateur ou de façon automatisée. Le bobinage inséré autour des jambes du noyau, est constitué d'isolant et de conducteurs ronds, en méplats ou en feuillards [9].

1.2.2 Propriétés magnétiques des tôles

1.2.2.1 Perméabilité magnétique

La perméabilité est une grandeur qui traduit la capacité d'un matériau à se magnétiser sous l'influence d'un champ magnétique extérieur. En d'autres termes, elle quantifie la facilité avec laquelle un matériau peut être aimanté. Cette grandeur est importante pour le dimensionnement des noyaux magnétiques [9]. En effet, plus la perméabilité d'un matériau est élevée, moins il faut d'ampère tour pour le magnétiser, ce qui permet de réduire la fenêtre du circuit magnétique et, ainsi, de restreindre ses dimensions. Cela permet de réduire la taille des circuits magnétiques tout en maintenant une efficacité élevée.

La perméabilité dépend du type de matériau utilisé. Certains matériaux ont une perméabilité élevée, tels que le fer doux, le cobalt et le nickel, tandis que d'autres

ont une perméabilité faible, tels que l'aluminium et le cuivre. Par conséquent, le choix du matériau approprié pour le noyau magnétique dépendra des exigences de la conception du circuit magnétique.

Il existe différentes déclinaisons de cette propriété selon l'application et le régime de fonctionnement du matériau considéré. Pour les aciers électriques, c'est la perméabilité d'amplitude μ_a qui est la plus souvent utilisée. Elle est représentée par la perméabilité relative $\mu_{r,a}$, ramenée à la perméabilité du vide μ_0 (figure 1-7)[9]. Elle lie le champ crête à l'induction magnétique crête par la relation suivante (1.1) :

$$\mu_a = \frac{B}{H} = \mu_{(r,a)}\mu_0 \quad (1.1)$$

avec : $\vec{B} = \mu_0\vec{H} + \vec{J}$.

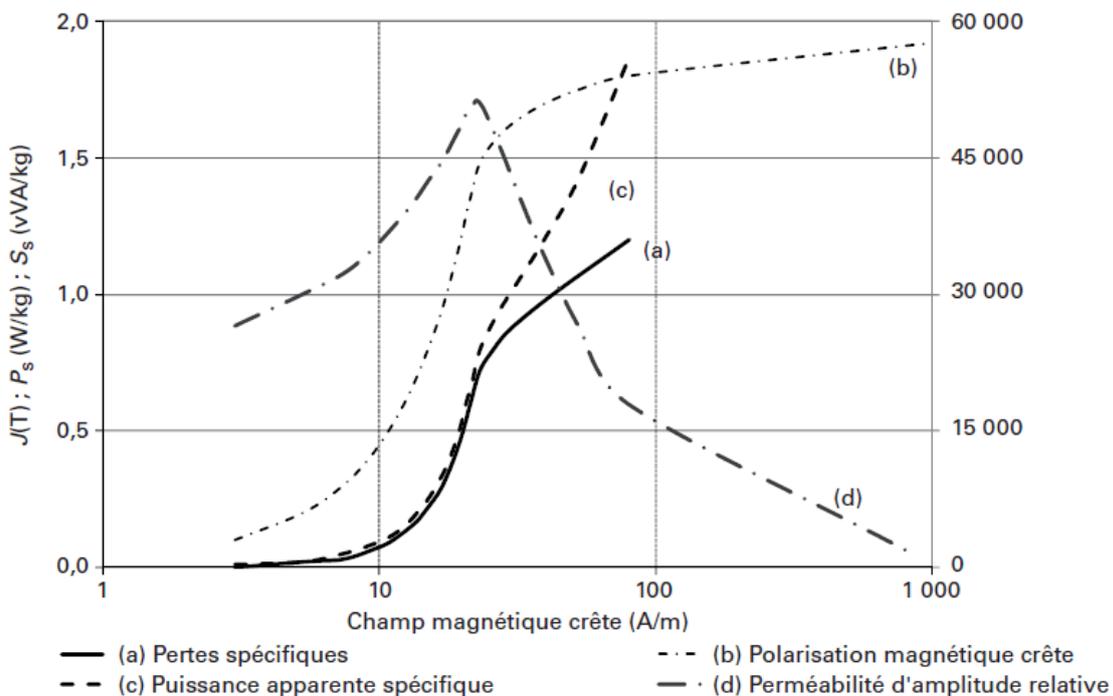


FIGURE 1.7 – Caractéristiques d'un acier HGO 0,30 mm (données thyssenkrupp)[9].

Plus la direction principale de la texture de Goss est proche de la direction de laminage et plus le champ magnétique nécessaire pour obtenir la polarisation magnétique souhaitée sera faible. L'excellence de la perméabilité est jugée par la valeur de la polarisation magnétique crête obtenue pour un champ crête appliqué de 800 A/m mesurée selon la DL.

1.2.2.2 Induction à saturation

Lorsque le bobinage d'un transformateur est alimenté par un courant alternatif, il produit un champ magnétique qui augmente et diminue avec le courant. Ce

champ magnétique est utilisé pour transférer de l'énergie vers le circuit secondaire. Cependant, il y a une limite à la quantité d'énergie qui peut être transférée. Cette limite est déterminée par la saturation du noyau magnétique du transformateur [9].

La saturation se produit lorsque l'augmentation du champ magnétique produit par le courant ne produit plus d'effet. À ce stade, le noyau est complètement magnétisé et ne peut plus véhiculer d'énergie magnétique supplémentaire. En conséquence le courant est augmenté au-delà de ce point, l'inductance diminue et la sortie du transformateur ou de la bobine diminue également. Cela peut entraîner une distorsion du signal de sortie et une perte d'efficacité.

Pour éviter cela, les transformateurs sont conçus pour fonctionner dans leur plage d'induction à la limite de saturation. Cela signifie que le noyau est dimensionné pour supporter le champ magnétique maximal qui sera produit par le courant alternatif. Ces dernières années, la tendance est d'ailleurs à la désaturation du noyau. On fait augmenter, quand c'est possible, le volume du fer et diminuer l'induction seuil pour réduire les pertes.

1.2.2.3 Anisotropie

L'anisotropie signifie que les matériaux présentent des propriétés physiques différentes selon l'orientation. Dans le cas des tôles GO, l'anisotropie magnétique est liée à la disposition des grains selon une orientation préférentielle, ce qui peut entraîner une variation des propriétés magnétiques en fonction de l'orientation de l'axe du matériau par rapport au champ magnétique appliqué [10].

Ce phénomène survient lorsque les axes de magnétisation des grains sont alignés dans une direction privilégiée, ce qui se traduit par une perméabilité magnétique plus élevée dans la direction d'alignement des grains et une répartition homogène du flux magnétique dans les coins [11].

Il a été observé que la perméabilité magnétique et les pertes d'énergie sont fortement influencées par les déviations de rotation par rapport à la texture Goss idéale ([100]).

De grandes déviations de rotation autour de la direction perpendiculaire à l'axe facile entraîne des pertes élevées, car les rotations autour des directions normale et transverse sont cristallographiquement identiques et peuvent provoquer des structures de domaine de fermeture magnétique différentes. On peut analyser les propriétés magnétiques et constater qu'il y a deux types : un type dans lequel les propriétés dépendent de l'orientation et de la microstructure (pertes de puissance) et dans le deuxième cas, elles dépendent uniquement de l'orientation (énergie magnétostatique au point de saturation) [12].

1.2.2.4 Les pertes

Les pertes du noyau magnétique sont une préoccupation majeure dans la conception et l'optimisation des machines électriques, en particulier des transformateurs de puissance. Ces pertes sont dues à la variation de l'aimantation dans le noyau

magnétique et se produisent à chaque cycle d'alternance du courant électrique. Elles peuvent être classées en plusieurs catégories : les pertes par hystérésis, les pertes par courants de Foucault et les pertes par excès.

Les pertes par courants de Foucault Les pertes par courants de Foucault sont causées par les courants électromagnétiques induits dans le matériau conducteur du noyau magnétique, et sont responsables des échauffements de la tôle qui résultent des variations de l'induction globale ou locale. Pour limiter les pertes par courants de Foucault, l'épaisseur des tôles à grains orientés est un paramètre clé. Les épaisseurs nominales de ces tôles varient généralement entre 0,35 mm et 0,23 mm [7].

Quand le parcours moyen entre deux parois est réduit, il y a un abaissement du niveau des pertes par courant de Foucault liées à la diminution de l'excursion des **parois de Bloch**.

Les pertes par hystérésis Les pertes par hystérésis sont causées par la friction interne des domaines magnétiques lors des cycles de magnétisation et de démagnétisation, ce qui entraîne une conversion d'énergie en chaleur. Elles dépendent des propriétés des matériaux magnétiques, notamment leur composition chimique, leur structure cristalline, leur texture et leur épaisseur. Les tôles HGO sont particulièrement efficaces pour réduire ces pertes, car elles présentent des pertes spécifiques significativement plus faibles que les tôles standard [7].

Sous l'effet d'un champ appliqué selon la direction de laminage, le mécanisme d'aimantation et la déperdition d'énergie associée peuvent être décrits schématiquement dans les tôles à grains orientés par l'enchaînement de phénomènes suivants (Figure 1.8) [13]. Lorsque le champ est appliqué de façon croissante le long de la direction de laminage, les moments magnétiques vont tendre à s'aligner selon cette direction. Le premier mécanisme, demandant le moins d'énergie, est le déplacement des parois de domaines à 180° . Lorsque l'ensemble des parois de domaines à 180° est consommé et transformé en assemblées de domaines orientés au plus proche de la direction de laminage, un accroissement du champ provoque une rotation de ces domaines pour s'aligner avec la direction du plan. Les domaines de fermeture dans le plan sont d'abord consommés, puis avec un accroissement supplémentaire du champ, les domaines de fermeture hors du plan entrent en jeu de façon à ce que l'aimantation soit parfaitement orientée dans le plan de la tôle, dans la direction du champ.

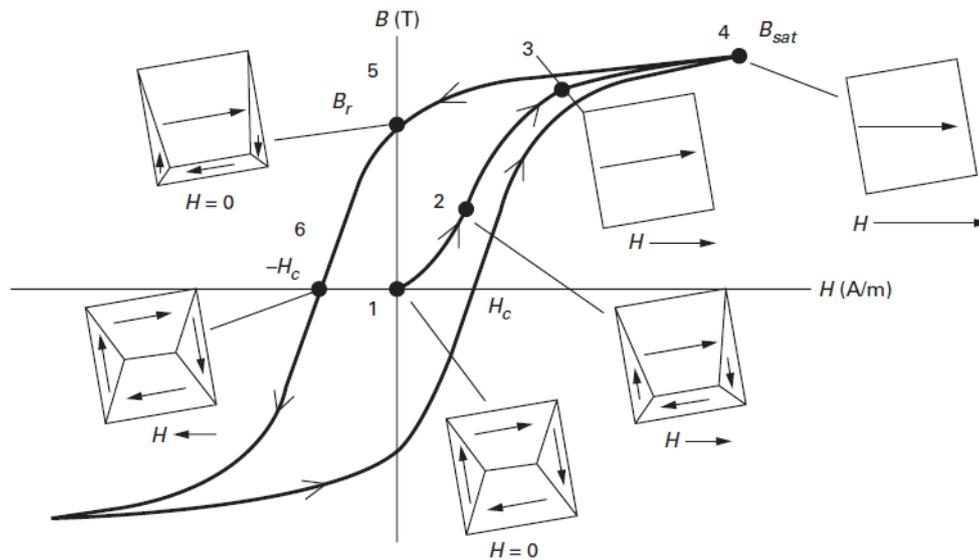


FIGURE 1.8 – Cycle d'Hystérésis et orientation des domaines [13].

Les pertes par excès : Les pertes par excès sont causées par la répartition inégale des domaines magnétiques dans le matériau magnétique. Les sauts de Barkhausen, qui sont des mouvements aléatoires des parois de domaines magnétiques, créent des niveaux d'induction locaux différents entre les domaines, ce qui engendre des courants qui circulent autour des parois en mouvement. Ces courants dissipent de l'énergie sous forme de chaleur et contribuent aux pertes totales du matériau [14].

L'effet de ces pertes au niveau des courbes de première aimantation d'un acier GO sous forme de sauts d'amplitude, de durées différentes (Figure 1.9). Cet effet provient du mouvement des parois de Bloch, qui vont brutalement changer de position, créant des pics de courant localisés autour de ces parois [15].

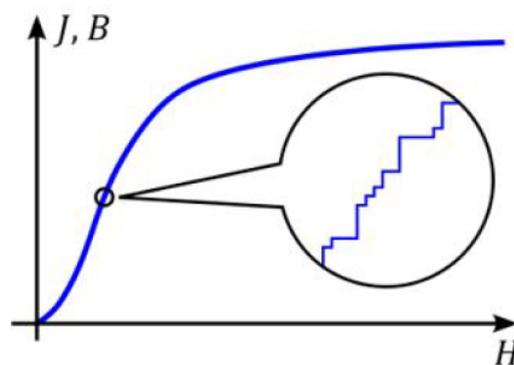


FIGURE 1.9 – Effet Barkausen observé sur un matériau magnétique quelconque [Figure issue de la page Wikipédia "Effet Barkausen"]

Le tableau ci-contre montre la répartition des pertes pour différents matériaux. Elles ont été évaluées selon le modèle de Bertotti :

TABLE 1.1 – Répartition des pertes selon modèle de Bertotti [9].

Répartition des pertes selon modèle de Bertotti (données ThyssenKrupp)			
	Hystérésis	Courant de Foucaults	Excès
CGO (0,30 & 0.27 mm) (catégorie S)	35%	15%	50%
HGO (0,30 & 0.27 mm) (catégorie P)	20%	15%	20%
HGO 0,23 mm avec affinement de domaines (catégorie P)	25%	25%	50%

La tôle HGO présente moins de pertes massiques que la tôle CGO pour les mêmes dimensions géométriques. De plus, l'affinement par laser (irradiation) et la diminution de l'épaisseur de la tôle réduisent encore les pertes totales. En parallèle, cette diminution de l'épaisseur de la tôle renforce l'anisotropie magnétique du matériau. Le tableau 1.1 montre également la répartition des différentes pertes (par hystérésis, par courant de Foucault et par excès). Cette répartition permet aux constructeurs d'optimiser et d'améliorer les propriétés magnétiques de l'acier pour chaque type de pertes :

Les deux classes des tôles GO, décrites précédemment, sont globalement obtenues par les mêmes procédés de fabrication. La grande différence réside au niveau de la partie laminage à froid où les tôles GO classiques passent par deux laminages d'un taux de réduction de 50 % à 70 % avec un recuit intermédiaire. En revanche, les tôles GO à haute perméabilité passent par un laminage à froid unique avec un taux de réduction d'épaisseur important supérieur à 80 %, qui conduit à une amélioration de la texture de Gauss. A l'échelle cristallographique, la taille des grains de recristallisation secondaire de la tôle à haute perméabilité est plus grande que celle de la tôle classique. En résumé, on minimise :

- les pertes par courant de Foucault : par l'amélioration de la résistivité du matériau ;
- les pertes par hystérésis : par l'excellence du procédé métallurgique (pourcentage des éléments chimiques) et la bonne orientation des textures de Gauss ;
- les pertes par excès : par l'amélioration du revêtement et autres procédés de fabrication.

1.2.3 Méthodes de mesure normalisées

1.2.3.1 Cadre Epstein

Ce cadre est constitué d'un circuit magnétique formé par des bandelettes rectangulaires de tôle à tester. Les bandelettes ont une largeur de 30 mm et une longueur

d'au moins 280 mm, avec le côté le plus long parallèle à la direction de laminage pour la qualification normalisée des tôles GO [14]. Les bandelettes sont introduites dans quatre fourreaux arrangés en carré, autour desquels sont enroulés un bobinage de tension (secondaire) et un bobinage de courant (primaire), chacun ayant 700 spires. Le nombre de bandelettes utilisé doit être un multiple de quatre et doit être suffisant pour assurer que la section du circuit magnétique offre une tension secondaire qui peut être mesurée avec une erreur minimale (un minimum de 28 bandelettes est recommandé).

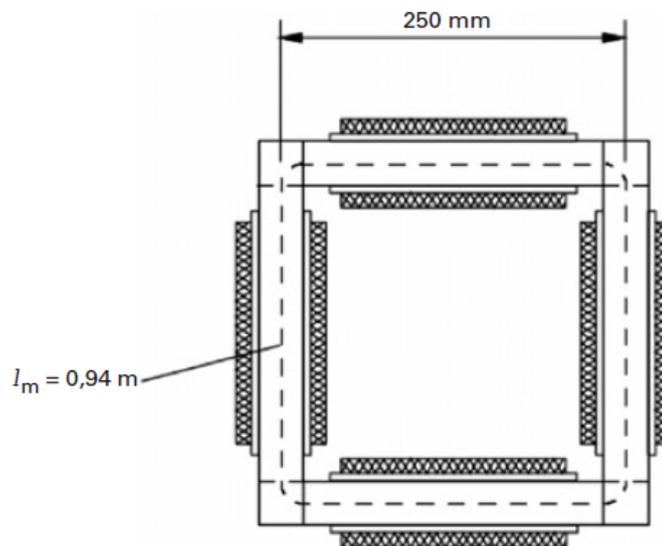


FIGURE 1.10 – Cadre Epstein [16].

Le cadre Epstein est utilisé pour simuler un transformateur monophasé à vide et mesure les grandeurs magnétiques à travers la ligne moyenne de champ. La ligne moyenne de parcours du champ a été définie à 0.94 m, une valeur qui est utilisée dans toutes les mesures réalisées au cadre Epstein de 25 cm (Figure 1.10). Les caractéristiques magnétiques mesurées avec le cadre Epstein résultent d'une combinaison des comportements magnétiques dans les coins et les parties linéaires du cadre. Pour accéder aux propriétés magnétiques des parties linéaires, il serait nécessaire d'utiliser des cadres Epstein de dimensions différentes et d'interpoler les propriétés magnétiques des parties droites [16]. Elles ne donnent pas non plus accès à la valeur des pertes du matériau dans un circuit plus complexe. C'est pour cela que les constructeurs de transformateurs définissent un facteur de construction égal au rapport entre les pertes mesurées sur le circuit de transformateur et les pertes Epstein.

1.2.3.2 Cadre à bande unique SST (Single Sheet Tester)

Le cadre à bande unique SST est une méthode de mesure de pertes magnétiques sur des échantillons de tôles. L'échantillon de tôle doit avoir une longueur minimale de 500 mm et une largeur maximale de 500 mm. Il est placé dans un fourreau autour duquel sont disposés un enroulement de tension et un enroulement de courant.

La polarisation magnétique est imposée par un contrôle de la tension secondaire, et le flux d'induction magnétique est refermé de façon symétrique aux extrémités de l'éprouvette à l'aide d'une paire de culasses. La réluctance des culasses doit être la plus faible possible pour minimiser la chute de potentiel magnétique. La ligne moyenne de champ est prise égale à 0,450 m pour la détermination du calcul des pertes, ce qui représente la distance interne entre les faces polaires des culasses. La section des culasses est très grande devant celle des éprouvettes, ce qui permet d'avoir une induction très faible dans les culasses.

Les pertes spécifiques de la culasse sont alors à un niveau très faible par rapport à celles de l'acier à grain orienté testé. La méthode présente une reproductibilité élevée, caractérisée par un écart type relatif de 1% pour la mesure des pertes [17].

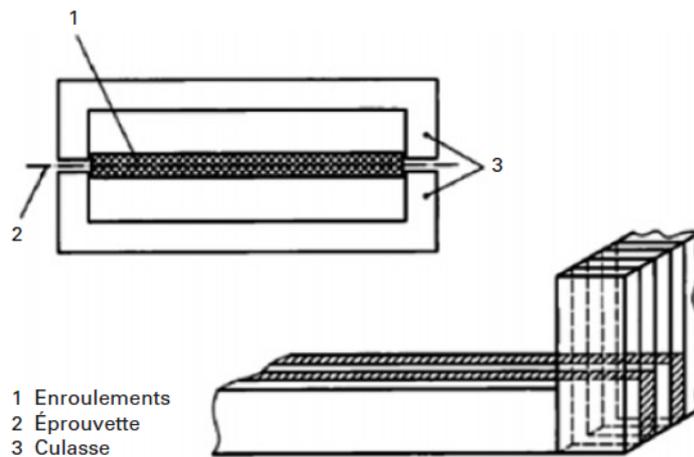


FIGURE 1.11 – Cadre à bande unique (SST) [17].

1.3 Les transformateurs

1.3.1 Types de transformateurs

Le transformateur monophasé : C'est un type de transformateur qui fonctionne avec une seule phase d'alimentation. Le transformateur monophasé est composé de deux enroulements : un enroulement primaire et un enroulement secondaire. L'enroulement primaire est connecté à la source d'alimentation,

tandis que l'enroulement secondaire est connecté à la charge. Le bobinage primaire est souvent positionné au dessus du bobinage secondaire pour minimiser l'inductance de fuite secondaire.

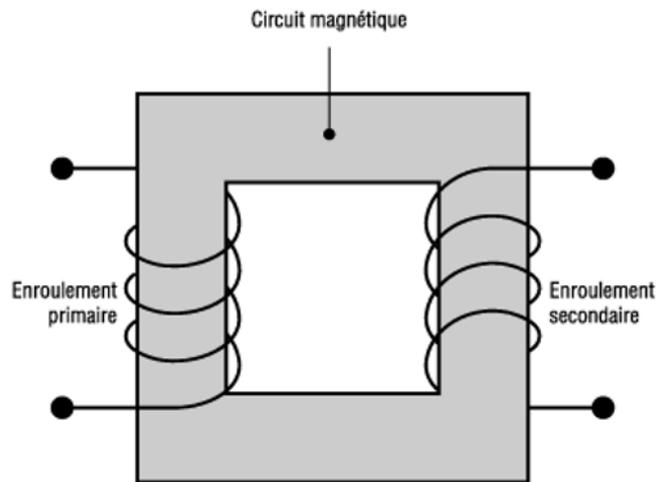


FIGURE 1.12 – Transformateur monophasé.

Le transformateur triphasé : C'est un type de transformateur utilisé dans les systèmes d'alimentation électrique triphasés. Il est composé de trois enroulements primaires et trois enroulements secondaires, correspondant à chaque phase du système triphasé. Les enroulements primaires sont connectés aux sources d'alimentation triphasées, tandis que les enroulements secondaires sont connectés aux charges.

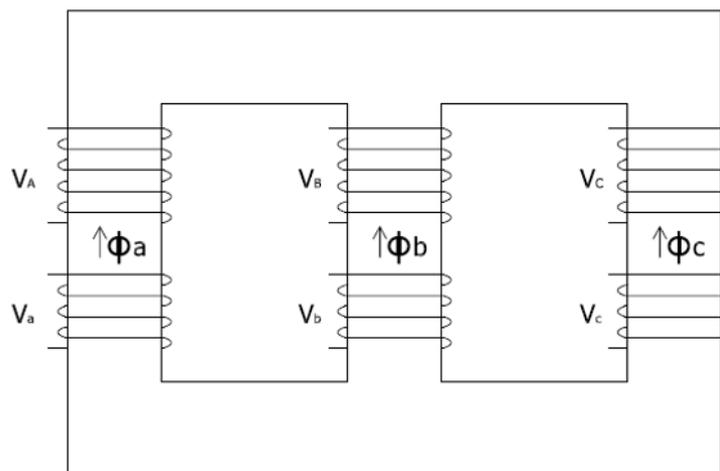


FIGURE 1.13 – Transformateur triphasé à 3 colonnes.

On retrouve deux types de transformateurs triphasés : les transformateurs à **trois colonnes** et à **cinq colonnes**. Un transformateur à noyau à cinq colonnes (Figure 1.14) désigne une configuration de conception spécifique dans

laquelle le noyau magnétique du transformateur est composé de cinq colonnes au lieu des trois colonnes traditionnelles que l'on trouve dans les transformateurs triphasés standards. Les deux colonnes supplémentaires sont positionnées sur les côtés extérieurs du noyau du transformateur.

L'objectif de la conception à noyau à cinq colonnes est de réduire le flux de séquence nulle, qui est associé à des courants déséquilibrés dans le système. En introduisant les colonnes supplémentaires, le flux de séquence nulle est dévié des enroulements primaire et secondaire, ce qui améliore les performances et réduit les pertes.

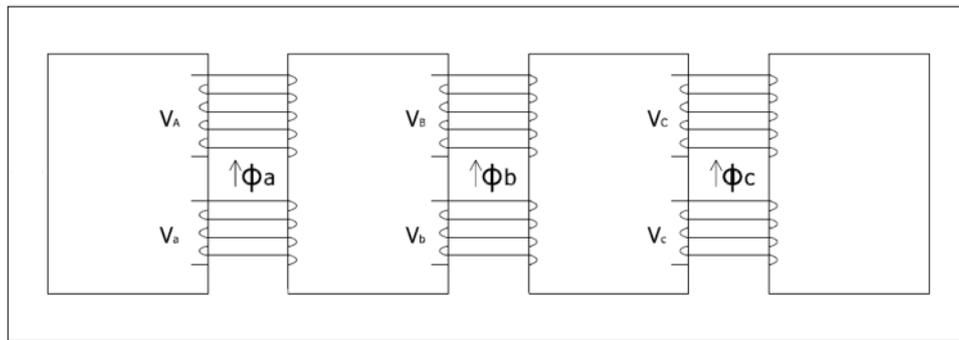


FIGURE 1.14 – Transformateur triphasé à 5 colonnes.

1.3.2 Assemblage

L'assemblage des tôles dans les circuits magnétiques des transformateurs est crucial pour assurer une efficacité optimale de la conversion d'énergie.

Les tôles sont utilisées pour canaliser le flux d'induction magnétique et sont généralement assemblées en empilant des segments de tôles découpées ou en enroulant une bande sous forme de tore. La plupart des assemblages comportent des entrefers, ce qui rend les géométries variées et les sollicitations magnétiques locales non homogènes ni forcément sinusoïdales, même si le transformateur est alimenté par un signal sinusoïdal [18].

Les géométries des assemblages de tôles peuvent varier considérablement, en fonction des exigences spécifiques du cahier des charges et des habitudes des constructeurs. Les entrefers sont souvent présents pour permettre l'assemblage mécanique.

1.3.3 Types de joints

Les noyaux étant constitués de bandelettes de tôles, leur association comporte naturellement des joints qui peuvent être configurés de différentes manières.

1.3.3.1 Configuration Butt Lap

L'une des configurations les plus courantes est le "Butt Lap", dans lequel les tôles se rejoignent à angle droit (90°). Cette configuration est souvent utilisée pour les applications où la résistance à la tension est essentielle [19]. En effet, dans cette configuration, les enroulements sont placés l'un à côté de l'autre. L'avantage de cette configuration est que la densité de courant est uniformément répartie sur l'ensemble de l'enroulement, ce qui permet une dissipation thermique uniforme.

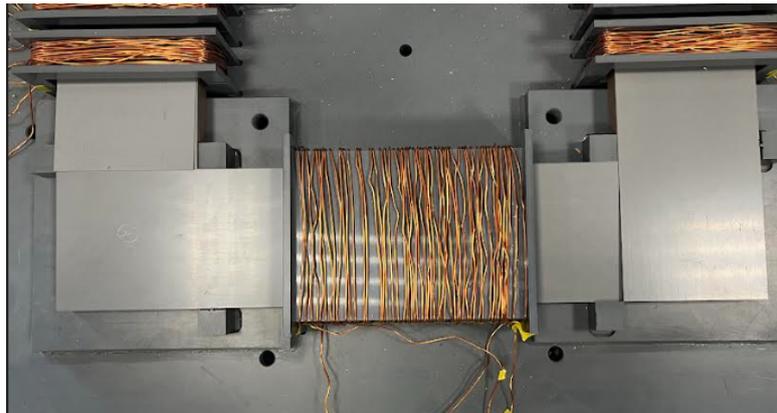


FIGURE 1.15 – Assemblage en Butt Lap

1.3.3.2 Configuration Single Step Lap

Une autre configuration est la "Single Step Lap". Dans ce type de joint, les tôles sont découpées avec un angle de 45° aux extrémités, le single step signifie qu'il y a une seule marche. Cette configuration permet de ne pas solliciter la tôle dans la direction transverse. La construction est plus complexe et difficile pour les opérateurs mais les pertes dans les coins sont très améliorées : la distribution de l'induction dans le coin est plus homogène et on évite les points chauds.



FIGURE 1.16 – Coin d'un joint step-lap

Les tôles de deux bras différents mais situées sur un même étage sont séparées par un entrefer faible mais variable, qui dépend de la découpe des tôles et de l'assemblage. [20].

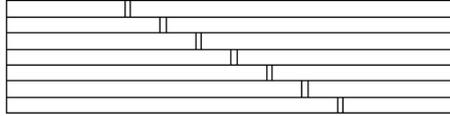


FIGURE 1.17 – Schématisation d'un joint step-lap vu de la tranche

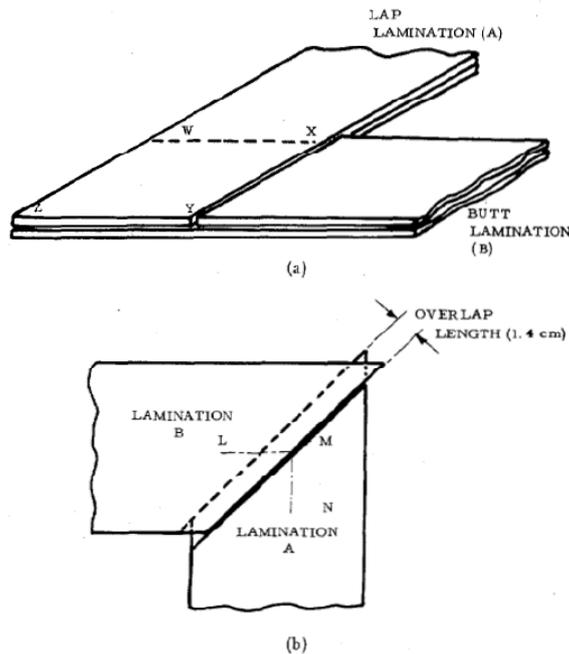


FIGURE 1.18 – Assemblages en (a) Butt Lap et en (b) Single Step Lap [19].

1.3.3.3 Configuration Multi Step Lap

Le "Multi Step Lap" est une configuration similaire au "Single Step Lap", sauf qu'il contient un nombre de marches supérieur à deux, et les tôles sont découpées avec un angle de 45° aux extrémités (Figure 1.19). L'intérêt du multi step-lap est d'augmenter la section du joint à travers laquelle le flux peut passer d'un bras à l'autre.

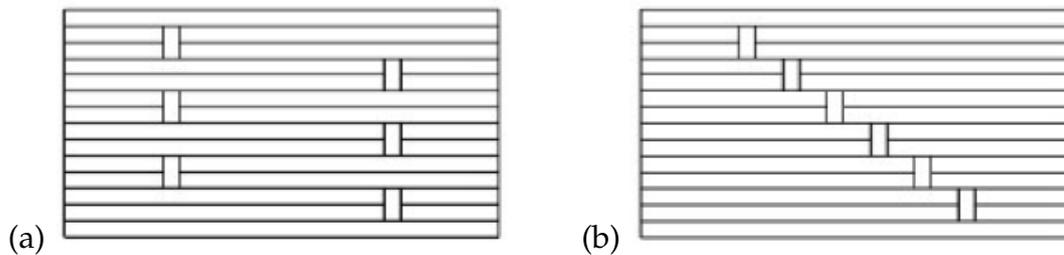


FIGURE 1.19 – Schématisation de différentes structures de joints step-lap : (a) Structure SSL avec deux tôles par marche - (b) Structure MSL avec six marches et deux tôles par marche [15]

1.3.3.4 Cas des transformateurs triphasés

Les transformateurs triphasés ont souvent des joints en T au niveau de la colonne centrale, également arrangés en "step lap" (Figure 1-17). Les paquets de tôles, organisés en couches de 1, 2 ou 3 tôles, sont décalés les uns par rapport aux autres au niveau du joint [18]. Cette disposition facilite la circulation du champ magnétique lorsqu'il change de direction, réduisant ainsi son excursion en dehors du plan de la tôle. De ce fait, les pertes et le bruit générés par le transformateur triphasé peuvent être considérablement réduits.

Les calculs de pertes dans [3] ont permis d'observer que le joint en T à 60° est la configuration la plus optimale, par rapport aux joints en T à 23° , 45° et 90° (Figure 1.20). Il a été déduit que l'augmentation des pertes dans le noyau du transformateur est due à des contraintes de compression internes dans les étriers et les branches, les étriers sont des extensions métalliques fixées à la bobine du transformateur, offrant ainsi des points de connexion supplémentaires pour les enroulements secondaires. Chaque étrier est généralement constitué de plusieurs bornes, permettant la connexion de plusieurs circuits ou charges distinctes. Pour minimiser les pertes dans le noyau, il est nécessaire de contrôler la distribution du flux. En ajustant la forme et l'angle du noyau, il est également possible de réduire le bruit lié aux forces électromagnétiques.

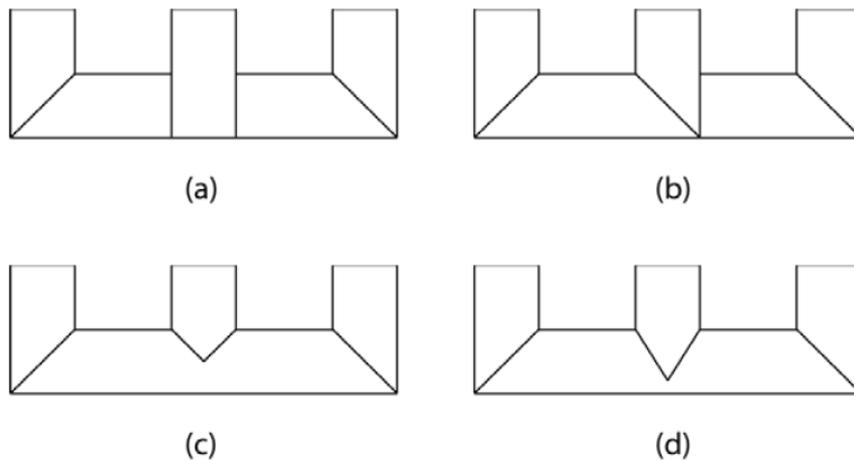


FIGURE 1.20 – Géométrie du T joint : (a) le joint à 90° , (b) le joint à 45° - 90° , (c) le joint à 45° et (d) le joint à 60° [3]

1.3.4 Le serrage

Les contraintes causées par le serrage ne sont probablement pas aussi importantes maintenant que les transformateurs sont construits avec peu, voire aucun, trou de serrage dans les noyaux eux-mêmes. Lorsque des trous sont utilisés pour maintenir les plaques de serrage de joug en position, ils génèrent des contraintes normales et planes localisées dans l'acier ainsi que la production de flux directionnel. Lorsque des trous sont utilisés pour fixer des plaques de serrage à de grands noyaux, il est maintenant courant de les placer à l'extérieur du noyau lui-même afin d'assurer une contrainte de serrage plus uniforme et plus faible. Certains noyaux sont construits avec des laminations entièrement maintenues ensemble à l'aide d'un ruban en fibre de verre imprégné de résine [21].

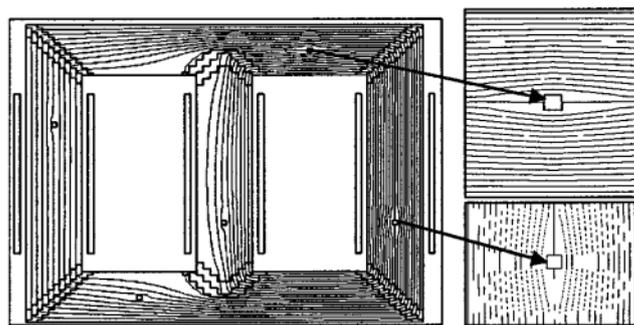


FIGURE 1.21 – L'effet du serrage dans distribution de flux avec détail de l'entrefer et des trous de la branche externe [21].

Lorsqu'ils sont présents, les trous dans les noyaux de transformateurs de puissance sont à l'origine d'une déviation du champ magnétique, le faisant contourner le trou avant de revenir sur sa trajectoire originale. Cette déviation peut causer une augmentation des pertes en raison des propriétés fortement anisotropes des aciers

GO utilisés dans ces noyaux. En effet, toute variation de l'orientation du champ par rapport à la direction de laminage peut engendrer une augmentation des pertes, et cette augmentation peut être plus importante lors du passage du flux magnétique à travers une zone de fer plus étroite, telle qu'une région située à proximité d'un trou [22].

1.4 Bruit des transformateurs

1.4.1 Rayonnement acoustique

Lors du fonctionnement d'un transformateur, plusieurs sources de bruit interviennent. Le bruit acoustique peut provenir de différentes parties du transformateur et peut avoir des origines diverses, on retrouve : des forces Lorenz qui agissent sur le bobinage, des champs de fuite qui affectent la cuve, les systèmes de refroidissement, ainsi que la variation de l'induction du noyau. Ils constituent un système complexe de sources de vibrations couplées, dont le comportement collectif des tôles dans le noyau est interdépendant.

Le bruit acoustique est dû à une variation de pression de l'air. Cette variation de pression résulte de forces engendrées par le transformateur lors de son fonctionnement. Par ailleurs, les pressions sonores, pour être gênantes à l'oreille humaine, doivent répondre à certaines conditions : leurs fréquence et niveau de pression acoustique sont respectivement compris entre 20 Hz et 20 000 Hz et entre 20 mPa et 200 Pa. Aussi une machine électrique peut-elle être considérée comme un haut-parleur dont on veut limiter le bruit. Le bruit émis par le noyau peut être particulièrement gênant lorsque le transformateur fonctionne à vide [23], pour l'expliquer, considérons B_e , l'induction dans l'entrefer interlaminaire de deux tôles et μ_0 la perméabilité du vide.

Si on considère B_e sinusoïdal alors :

$$B_e = B_m \cos(\omega t) \quad (1.2)$$

La pression de Maxwell est donnée par la relation [11] :

$$p = \frac{b^2}{2\mu_0} \quad (1.3)$$

Où :

- p est la pression mécanique des forces de Maxwell (N/m^2);
- b est l'induction (T);
- μ_0 est la perméabilité du vide ($4.\pi.10^{-7} h/m$).

Ce qui conduit à :

$$p = \frac{B_m^2}{2\mu_0} \cos^2(\omega t) \quad (1.4)$$

$$p = \frac{B_m^2}{4\mu_0} (1 + \cos(2\omega t)) \quad (1.5)$$

Si nous ne considérons que la composante alternative alors :

$$p = \frac{B_m^2}{4\mu_0} \cos(2\omega t) \quad (1.6)$$

L'expression (1.6) montre que p a une fréquence fondamentale égale au double de celle de la fréquence d'excitation. Si on considère le contenu harmonique de l'induction qui intervient dans le coin du noyau, c'est une multitude de composantes qui apparaissent.

Le bruit généré par la ventilation et systèmes de refroidissement est un bruit blanc, qu'on élimine par l'analyse spectrale. Cependant, le bruit généré par son alimentation est beaucoup plus complexe [15].

La figure (1.22) montre les différentes étapes de production de vibrations et de bruit dans les transformateurs. Ces vibrations peuvent être augmentées par les résonances mécaniques du circuit magnétique mais aussi par celles des différents accessoires de construction. Dans cette étude, nous allons seulement nous intéresser au bruit du circuit magnétique.

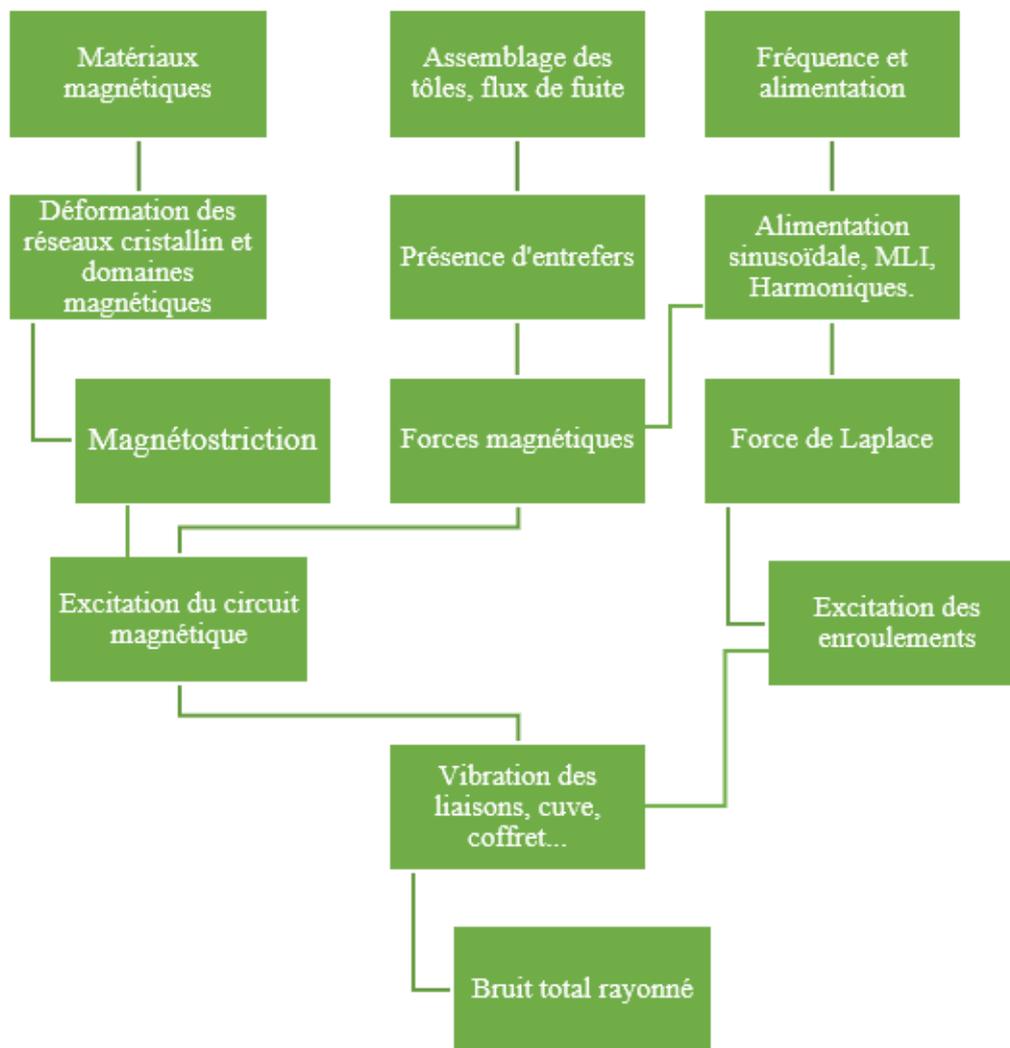


FIGURE 1.22 – Différentes sources de bruit dans les transformateurs [11].

1.4.2 Sources de bruit acoustique

Le rayonnement acoustique d'un système peut être divisé en plusieurs étapes distinctes, chacune ayant ses propres caractéristiques et implications.

- Les sources d'excitation électromagnétique sont à l'origine de forces ;
- La structure répond mécaniquement par des déformations ;
- Ces déformations sont à l'origine du rayonnement sonore.

Les forces électromagnétiques appliquées à la structure mécanique sont proportionnelles au carré de l'induction. Ces forces excitent la structure mécanique principalement à une fréquence deux fois plus élevée que la fréquence d'alimentation. De plus, des harmoniques de fréquences multiples s'ajoutent à cette excitation, ce

qui peut entraîner des vibrations supplémentaires de la structure. Si une composante continue est présente dans l'alimentation, elle contribue également à ces vibrations [23].

Ces forces électromagnétiques s'exercent à la fois sur les enroulements et sur le circuit magnétique du transformateur, ce qui entraîne des vibrations à la même fréquence d'excitation. Le bruit des transformateurs dépend de plusieurs facteurs, tels que la fréquence de l'alimentation, la fabrication et la conception du transformateur, ainsi que de la nature des matériaux utilisés. En effet, certains matériaux peuvent absorber ou atténuer les vibrations plus efficacement que d'autres, ce qui aura un impact sur le niveau de bruit produit par le transformateur.

Il a été montré dans [1] que le bruit excessif des transformateurs est dû aux vibrations du noyau magnétique, vibrations résultant de la magnétostriction et des forces magnétostatiques agissant entre les feuilles du noyau. Ces forces comprennent trois mécanismes :

- des forces répulsives interlamellaires entre les feuilles dues au flux dans le plan;
- des forces attractives dans le plan entre les extrémités des feuilles et donc entre les branches et les étriers;
- des forces attractives interlamellaires entre les extrémités des feuilles dans les régions de joint.

Le premier mécanisme des forces peut être négligé dans les régions en vrac du noyau, en raison de la très faible valeur des forces correspondantes. On reviendra plus en détail sur les aspects ultérieurement dans le manuscrit.

Une autre origine du bruit magnétique des transformateurs est celui des forces de Laplace. Ces forces sont générées par l'interaction entre le champ magnétique créé par le courant qui circule dans le bobinage et le champ magnétique externe, comme celui créé par un autre bobinage. Ces forces peuvent causer des vibrations et des déformations dans les bobinages des transformateurs, ce qui peut être préjudiciable à leur performance et à leur durée de vie.

Après avoir identifié les sources de bruit, attachons nous aux vibrations du noyau avec la magnétostriction et les forces de Maxwell.

1.4.3 La magnétostriction

1.4.3.1 Présentation du phénomène

Dans un transformateur, la magnétostriction est le phénomène qui se produit lorsque le noyau magnétique en fer est soumis à un champ magnétique alternatif [2]. Il apparaît avec l'aimantation de l'acier magnétique, lorsque les domaines doivent tourner pour s'aligner dans la direction du champ magnétique. Le phénomène est particulièrement présent au niveau des coins du transformateur compte tenu du virage que doit prendre le flux d'une part et, en raison de la géométrie du coin, d'autre part. Ainsi, le champ magnétique se concentre sur la partie intérieure des coins, ce qui conduit à des inductions d'amplitudes suffisantes pour déplacer

localement les domaines, que ce soit pour les parois de domaine à 180° ou pour les parois de domaines à 90° [11]. Pratiquement, il se traduit par un allongement ou une rétraction de la tôle.

Lorsque le champ magnétique est appliqué dans la direction de laminage, il n'y a pas de phénomène magnétostrictif résultant du mouvement d'une paroi de domaine à 180° . En effet, bien que la paroi change de place, la configuration des porteurs de moments magnétiques reste relativement similaire entre les voisins proches. Elle est généralement exprimée avec un rapport de déformation nommé $\Delta l/l$ ou λ . Au niveau cristallin, celle-ci dépend des coefficients λ_{001} λ_{111} magnétostriction à saturation selon les axes [001] et [111] du cube de valeur $2 \cdot 10^{-5}$ et $5 \cdot 10^{-6}$ dans le cas de la structure GO.

De plus, la magnétostriction peut causer des tensions et des contraintes dans le noyau, qui peuvent entraîner une déformation permanente du matériau et une réduction de la durée de vie du transformateur.

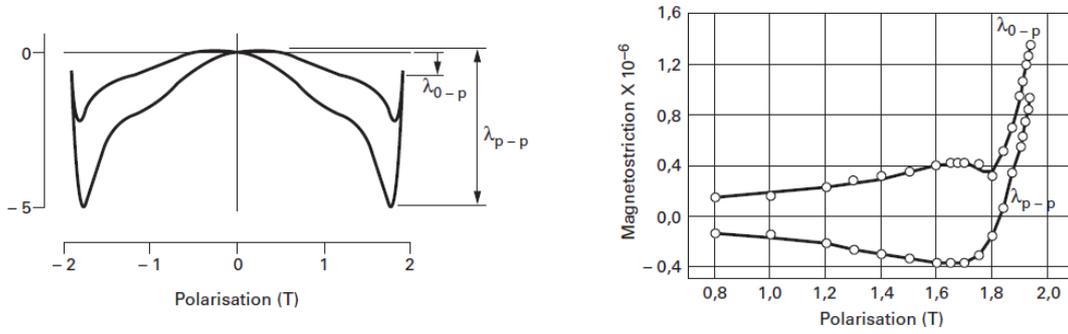


FIGURE 1.23 – Exemple de butterfly loop et variation des caractéristiques avec la polarisation crête [24]

Le phénomène de magnétostriction est caractérisé par deux paramètres principaux : l'amplitude crête à crête λ_{pp} , qui représente la déformation subie lors d'une alternance de la variation sinusoïdale de l'induction, et l'amplitude λ_{0p} , qui correspond à la déformation enregistrée entre une valeur d'aimantation nulle et la valeur d'aimantation maximum durant une alternance. Ces paramètres peuvent être déterminés à partir de la représentation graphique de la variation relative de longueur en fonction de l'induction imposée [24]. Des exemples de variation de λ_{pp} et λ_{0p} sont montrés à la figure (1.23). L'évolution en "Butterfly loop" est caractéristique du phénomène.

Le rapport de déformation à saturation peut alors s'exprimer par [11] :

$$(\Delta l/l)_s = \frac{3}{2} \lambda_{001} (\alpha_1^2 \beta_1^2 + \alpha_2^2 \beta_2^2 + \alpha_3^2 \beta_3^2 - \frac{1}{3}) + 3\lambda_{111} (\alpha_1 \alpha_2 \beta_1 \beta_2 + \alpha_2 \alpha_3 \beta_2 \beta_3 + \alpha_3 \alpha_1 \beta_3 \beta_1) \quad (1.7)$$

où :

- α_1, α_2 et α_3 : cosinus directeur de l'aimantation spontanée;
- β_1, β_2 et β_3 : cosinus directeur de la direction de l'allongement.

Néanmoins, la relation (1.7) s'applique seulement au niveau cristallin. La magnétostriction globale de la tôle est aussi fonction de la répartition des domaines magnétiques. Celle-ci est donc tributaire de la qualité des tôles

1.4.3.2 Mesure de la magnétostriction

La mesure de la magnétostriction est une opération complexe qui nécessite des équipements spécialisés. Les techniques de mesure varient en fonction de l'application et du type de matériau ferromagnétique étudié. La mesure de la magnétostriction peut s'opérer sur des échantillons seuls, notamment pour essayer de modéliser ses effets sur des noyaux magnétiques.

La méthode la plus courante pour mesurer la magnétostriction sur un échantillon est la technique de la mesure par interférométrie laser (figure 1.24). Cette technique utilise un faisceau laser qui est divisé en deux rayons, l'un servant de faisceau de référence et l'autre étant dirigé sur l'échantillon à mesurer. Les deux rayons sont ensuite réfléchis sur l'échantillon et se recombinent pour créer un motif d'interférence qui permet de mesurer les changements de longueur de l'échantillon à mesure qu'il est soumis à un champ magnétique alternatif.

Ce dispositif est également capable de mesurer les harmoniques du signal de magnétostriction qui ont des multiples pairs du fondamental de l'aimantation à 50 Hz. Ces données peuvent être utilisées pour calculer une pression acoustique en dBA, en prenant en compte le filtre de correction morphologique basé sur les vibrations de surface ou l'accélération du signal de magnétostriction [24].

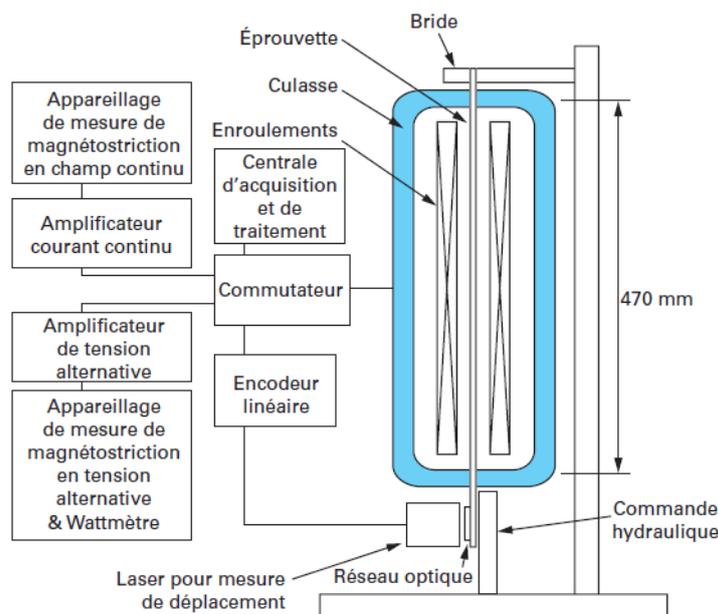


FIGURE 1.24 – Principe de l'appareillage de magnétostriction [24]

Concernant les transformateurs, on mesure la vibration et la déformation du noyau :

- au moyen d'accéléromètres qui donnent l'accélération de certains points [4].
- au moyen d'un vibromètre. Les plus évolués sont les vibromètres à balayage laser, donnant un champ 3D de la vitesse de surface [25].
- au moyen d'une jauge de contrainte qui convertit la contrainte mécanique en une modification de la résistance électrique et agissent comme des convertisseurs mécano-électriques.
- en utilisant des mesures directes, permettant la comparaison de différents noyaux de transformateurs et l'étude des influences des paramètres physiques, conduisant à une équation de calcul du bruit déduite de l'expérience [26], afin d'obtenir une relation précise entre les caractéristiques magnétostrictives du noyau avec des joints à plusieurs étages constitués de cinq ou six étages et la réduction de la vibration du noyau et de la réponse au bruit.

1.4.4 Les forces de Maxwell

Lorsque le flux magnétique traverse une surface de séparation de milieux magnétiques différents, des forces, appelées forces de Maxwell ou forces d'entrefer, sont engendrées. Nous pouvons donc dissocier deux types de forces de Maxwell [27] en fonction du passage du flux magnétique aux niveau des joints des tôles magnétiques.

- Dans le premier type, le flux est canalisé dans le plan des tôles et doit franchir un entrefer. Lorsque cela se produit, des forces d'attraction ou de compression se conjuguent avec la magnétostriction pour créer localement des forces dans ces entrefers. Cette force peut être bénéfique pour maintenir les tôles magnétiques ensemble, mais elle peut également causer des pertes d'énergie dans certains dispositifs électromagnétiques.
- Dans le deuxième type de forces de Maxwell, les flux ont une composante normale au plan des tôles au niveau des joints où les tôles se superposent. Les forces entre les tôles peuvent affecter la stabilité mécanique des dispositifs électromagnétiques. Par conséquent, il est essentiel de prendre en compte ces forces lors de la conception de ces dispositifs afin d'assurer leur durabilité et leur efficacité.

Ces deux types de forces n'interviennent pas aux mêmes inductions et on utilise la notion d'induction critique [27] pour définir la transmission entre les deux types de stress. L'induction critique représente l'induction globale dans les bras lorsque l'induction de saturation est atteinte au niveau de la section réduite du joint. En dessous de cette limite, le flux magnétique suit le chemin hors du plan, tandis qu'au-dessus, le flux magnétique suit à la fois le chemin hors du plan et le chemin dans le plan. L'induction critique peut être exprimée par l'équation :

$$b_c = 2T \frac{N}{N+1} \quad (1.8)$$

Elle dépend du nombre de marches présentes dans le joint du transformateur, et de l'induction à saturation des tôles magnétique (2T). La figure 1.25 montre les deux sources potentielles pour de forces de Maxwell : dans le plan (Figure 1-25 (a)) en raison de l'espace d'air distribué de l'arrangement step-lap et hors du plan (Figure 1-25 (b)) en raison de l'espace d'air créé par la couche d'isolation intrinsèque à l'acier. Ces forces vont créer des attractions entre les tôles et ainsi mettre en vibra-

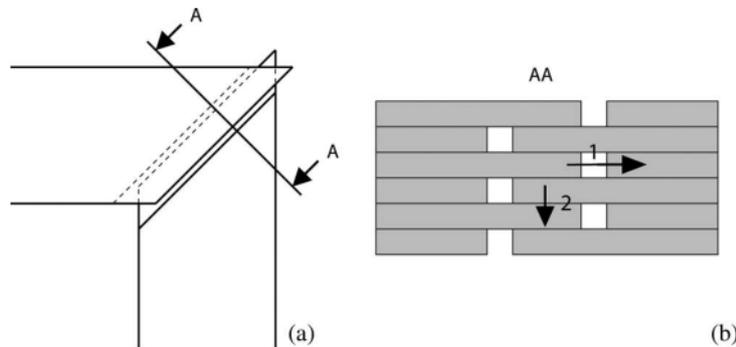


FIGURE 1.25 – Différenciation des forces de Maxwell dans les joints [11]

tion le circuit magnétique [28]. La pression s'exerçant à la surface liée à ces forces peut être exprimée par la relation (1.3).

1.4.4.1 Effet d'une composante continue

L'utilisation d'un convertisseur électronique de puissance pour alimenter un transformateur peut entraîner, à cause des éventuels déséquilibres inhérents à ce genre de dispositif, l'apparition d'une composante continue d'induction dans le circuit magnétique [11]. Considérons le fondamental $b = \hat{b} \cos(\omega t)$ et une composante continue B_c . L'application de la relation (1.7) conduit à écrire :

$$p = \frac{(b + B_c)^2}{2\mu_0} = \frac{[\hat{b} \cos(\omega t) + B_c]^2}{2\mu_0} \quad (1.9)$$

$$p = \frac{1}{2\mu_0} \left[2B_c \cos(\omega t) + \frac{\hat{b}^2}{2} \cos(2\omega t) + \frac{\hat{b}^2}{2} + B_c^2 \right] \quad (1.10)$$

L'expression (1.10) montre l'apparition d'une composante de force stationnaire, n'engendrant pas de bruit acoustique, et une composante de force à la fréquence fondamentale de l'onde d'induction. Ainsi, la composante continue va donner naissance à des composantes additionnelles.

Il est généralement admis que les forces de Maxwell dépendent de l'induction électromagnétique. On pense que l'élévation au carré explique l'apparition d'une composante vibratoire à 100 Hz, ce qui a conduit de nombreuses personnes à supposer que le bruit d'un transformateur se manifeste principalement à cette fréquence. Cependant, en réalité, le contenu spectral du bruit est bien plus complexe. Les coins du transformateur sont souvent le lieu de saturations locales, qui génèrent des composantes sonores à des fréquences supérieures à 100 Hz, même lorsque la tension secondaire est sinusoïdale. Ainsi, il est important de reconnaître que le bruit d'un transformateur est plus diversifié et présente un spectre fréquentiel plus étendu que ce qui est souvent présumé.

1.5 Conclusion

Ce chapitre constitue une recherche bibliographique approfondie sur les tôles GO, en mettant l'accent sur leurs propriétés magnétiques et leur processus de fabrication. De plus, il explore les différentes configurations de joints utilisées dans les transformateurs. En outre, ce chapitre traite des sources de bruit magnétique dans les transformateurs, notamment la magnétostriction, les forces de Maxwell et le rayonnement sonore.

Dans la première partie de ce chapitre, nous avons examiné en détail les caractéristiques des tôles GO, telles que leur orientation cristalline préférentielle et leurs propriétés magnétiques spécifiques, qui les rendent adaptées à une utilisation dans les noyaux magnétiques des transformateurs. Nous avons également étudié les différentes étapes du processus de fabrication des tôles GO, qui implique des techniques telles que la solidification dirigée et le laminage à froid pour obtenir une structure granulaire orientée.

La deuxième partie de ce chapitre a abordé les différentes configurations de joints utilisées dans les transformateurs. Nous avons examiné les types de joints les plus couramment utilisés, tels que les joints bout à bout, les joints à chevauchement et les joints en T, en mettant en évidence leurs avantages et leurs inconvénients respectifs. Nous avons également discuté de l'influence du joint sur les pertes fer et le bruit acoustique généré par les transformateurs.

Enfin, la troisième partie de ce chapitre a porté sur les sources de bruit magnétique dans les transformateurs. Nous avons étudié en détail deux de ces sources principales : la magnétostriction et les forces de Maxwell. La magnétostriction, qui est la déformation élastique des tôles magnétiques sous l'effet de la magnétisation, contribue de manière significative au bruit acoustique émis par les transformateurs. Les forces de Maxwell, quant à elles, sont générées aux joints des tôles et peuvent provoquer des vibrations et des déformations supplémentaires, contribuant ainsi au bruit magnétique.

Chapitre 2

Stratégie de caractérisation vibratoire de noyaux magnétiques

2.1 Introduction

L'objectif « pieux » des mesures effectuée sur des circuits magnétiques de transformateurs est de pouvoir séparer expérimentalement les effets des forces de Maxwell des effets liés à la magnétostriction. Comme nous l'avons vu précédemment, ces effets interviennent à des endroits différents du transformateurs mais à des fréquences similaires et avec des effets qui se propagent et se combinent. Les séparer est donc particulièrement complexe avec une mesure globalisée.

L'objectif de notre travail porte sur la définition de l'identification des sources de bruit des noyaux magnétiques. Si la plupart des études commencent par des modèles numériques, notre approche se distingue par une première orientation expérimentale. En effet, traiter simultanément des effets de la magnétostriction et les effets des forces de Maxwell est retorse si on le fait de manière exclusivement numérique. La littérature montre que retranscrire les lois magnétostrictives dans un code ne donne pas de bons résultats. Notre approche est donc hybride : elle s'appuie surtout sur une analyse expérimentale et sur des calculs numériques.

Le but de cette partie est donc de définir des dispositifs expérimentaux qui permettent de distinguer la magnétostriction des forces de Maxwell. Nous verrons que notre approche est très graduelle et progressive : nous nous sommes attachés à travailler avec un dispositif bien connu, le cadre Epstein qui, si on l'exploite bien, permet d'imaginer des manipulations originales. Puis, nous avons mis en œuvre un cadre noyau magnétique original un peu hybride : à mi-chemin entre le cadre Epstein et le véritable noyau magnétique de transformateur.

2.2 Positionnement du problème et stratégie expérimentale

Notre travail repose sur des mesures de bruits et vibrations réalisées sur deux types de noyaux magnétiques distincts : un cadre Epstein et un circuit que nous nommerons "core model". Dans notre étude, nous avons utilisé deux types de core models, un sans joint et un avec joint.

Notre analyse va inciter à réaliser des mesures vibratoires en utilisant un vibromètre et des accéléromètres positionnés sur les tôles des noyaux. Le vibromètre sera utilisé comme référence pour mesurer les vibrations à distance sans contact physique, tandis que les accéléromètres seront fixés directement sur les tôles pour mesurer les vibrations. Ils présentent l'avantage d'être plus nombreux au laboratoire et ils sont facilement positionnables.

Ces dispositifs de mesure ont été positionnés stratégiquement sur les tôles des noyaux magnétiques, permettant ainsi de capturer les réponses vibratoires générées par les différentes configurations. En utilisant le vibromètre, nous avons obtenu des mesures de vibrations globales qui nous serviront de référence pour l'ensemble de l'analyse. Les accéléromètres, quant à eux, nous ont fourni des mesures

plus spécifiques et localisées des vibrations sur les tôles.

2.2.1 Utilisation du cadre Epstein

Le cadre Epstein, bien qu'il ne soit pas le dispositif optimal pour analyser les bruits et vibrations, présente néanmoins un avantage important. Les joints à double recouvrement présents dans cette configuration permettent, dans une certaine mesure, d'évaluer les effets magnétostrictifs. De plus, contrairement aux joints utilisés dans les noyaux magnétiques des transformateurs, les tôles dans le cadre Epstein ne sont pas clampées.

2.2.1.1 Avantages

L'une des particularités des joints à double recouvrement (Figure 2.1) est que les forces de Maxwell s'exercent de manière normale au plan des tôles au niveau de ces joints. Cependant, les bandelettes qui dépassent des joints ne sont pas contraintes dans leur plan par les forces de Maxwell. Cela offre ainsi la possibilité de mesurer les effets d'allongement ou de rétractation des tôles dans le cadre Epstein.

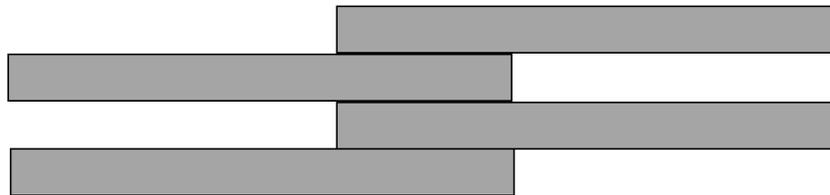


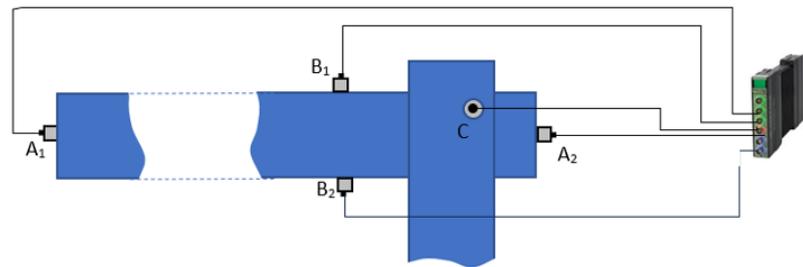
FIGURE 2.1 – Schéma plan d'un joint à double recouvrement

2.2.1.2 Inconvénients

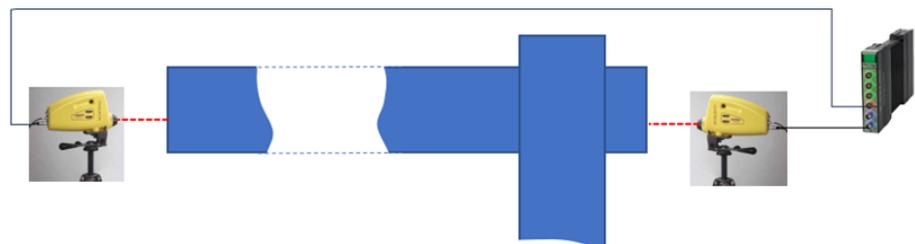
Il convient de souligner que cette évaluation des effets magnétostrictifs dans le cadre Epstein est réalisée dans des limites. D'autres facteurs, tels que la géométrie des joints, les propriétés mécaniques des tôles et les conditions de fixation, peuvent également influencer les déformations observées. Par conséquent, il est essentiel de prendre en compte ces limitations et de réaliser une analyse approfondie pour interpréter correctement les résultats obtenus.

L'objectif de la mesure sur cadre Epstein est donc de mesurer des déformations liées à la magnétostriction tout en s'affranchissant des forces de Maxwell et de corréler ces mesures avec celles classiquement relevées sur des bandelettes seules.

Nous pouvons donc instrumenter le cadre de la manière décrite à la figure (2.2). Les déformations des tôles seront relevées par des accéléromètres très légers (2 grammes) pour ne pas ajouter de masses additionnelles susceptibles de perturber la mesure. L'emplacement des accéléromètres vise à mesurer les vibrations latérales et normales au plan des tôles. Un vibromètre laser permettra de vérifier si des artefacts de mesures sont engendrés par la masse et l'aimant des accéléromètres d'une part et, d'autre part, à cause de leur fixation par collage avec de la colle chaude.



(A) Mesure par accéléromètres



(B) Mesure par vibromètres

FIGURE 2.2 – Instrumentation du cadre Epstein par accéléromètres et vibromètres laser

2.2.1.3 Critique de la méthode

En ce qui concerne les critiques de l'essai, il convient de reconnaître que la technique proposée constitue une approche intéressante. Cependant, nous pouvons formuler 2 critiques :

- Les effets des forces agissent simultanément : certes nous découplons une partie du problème mais les forces de Maxwell engendrent une vibration orthogonale au plan de la tôle. Cette vibration peut engendrer une déformation de l'échantillon dans les 3 dimensions, venant ainsi superposer des effets aux déformations d'origine magnétostrictives.
- Les accéléromètres risquent, même s'ils sont très légers, de perturber la mesure.

Ces vibrations induites par les forces de Maxwell peuvent, à leur tour, causer des déformations de l'échantillon dans les trois dimensions de l'espace, ce qui vient

superposer des effets supplémentaires aux déformations d'origine magnétostrictive. Il est donc essentiel de prendre en compte cette interaction entre les vibrations induites par les forces de Maxwell et les déformations magnétostrictives lors de l'interprétation des résultats.

2.2.2 Présentation du « core model »

Le "core model" est un modèle de noyau magnétique identique à un noyau de transformateurs. Son utilisation nous permet d'étudier les effets magnétiques et les interactions dans des configurations plus complexes, ce qui nous offre une meilleure compréhension du comportement des transformateurs et nous permet d'affiner nos conclusions. Les tôles sélectionnées pour le core model ont une largeur de 130 mm. Pour répondre aux besoins d'un projet antérieur axé sur la mesure de bruit, des cadres en plastique ont été spécialement conçus. Ces cadres sont fabriqués en matière adaptés à l'assemblage des tôles.

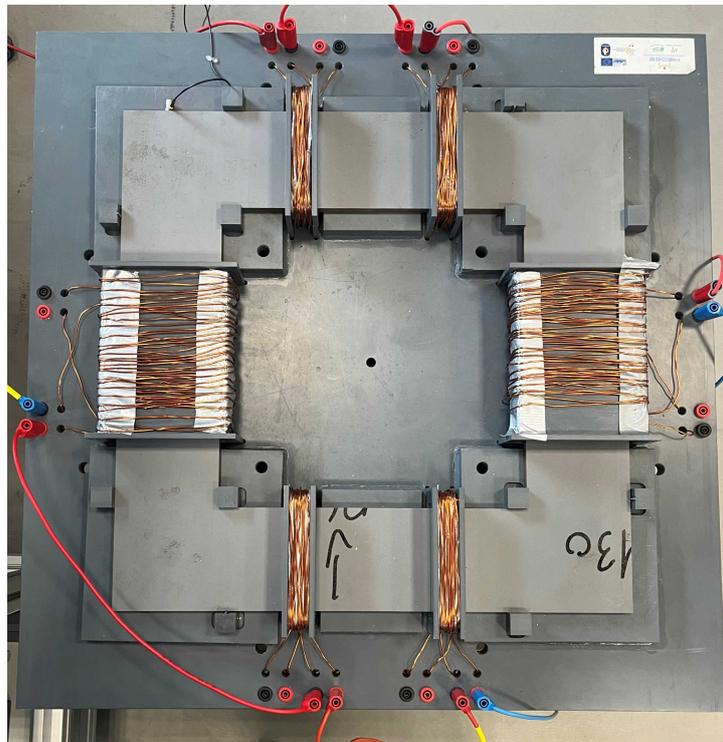


FIGURE 2.3 – Vue générale du cadre monophasé simplifié et d'un noyau

Chaque cadre est composé de cales lisses qui permettent d'aligner précisément le paquet de tôles, garantissant ainsi une configuration stable. De plus, des cales à ergot sont intégrées pour ajuster la longueur de chevauchement entre les tôles, assurant une mise en positionnement adéquat. Ces caractéristiques de conception contribuent à minimiser les vibrations indésirables et à optimiser la mesure du bruit. Dans chaque cadre, des fourreaux sont prévus pour accueillir les bobinages

primaire et secondaire. Deux grands fourreaux sont présents, permettant d'enrouler les bobinages sur une plus grande longueur, tandis que quatre petits fourreaux sont utilisés pour des mesures locales spécifiques notamment au milieu des jambes. Chaque bobinage, qu'il soit primaire ou secondaire, est constitué de 104 spires, offrant ainsi une configuration précise et reproductible.

Il convient de noter que chaque bras du cadre, y compris le grand fourreau, compte 26 spires, tandis que chaque petit fourreau en compte 13. Cette répartition équilibrée assure une répartition homogène du champ magnétique et permet une mesure précise des vibrations et du bruit dans différentes parties du cadre

Les dimensions extérieures du noyau présenté sur la figure (2.3) sont de 500 mm x 500 mm, ce qui en fait une structure relativement compacte. La découpe des tôles a été réalisée avec précision à l'aide d'un laser YAG, garantissant des résultats de qualité. Quel que soit le type d'essai présenté dans les essais suivants, le noyau est toujours constitué de 36 tôles par bras. Cette configuration permet d'obtenir des résultats cohérents et reproductibles lors des différentes expérimentations menées.

2.2.3 Core model sans joint

2.2.3.1 Principe

Le core model sans joint est un noyau magnétique spécifiquement conçu pour éliminer les joints (Figure 2.4), offrant ainsi un circuit magnétique continu (Figure 2.3). Contrairement aux configurations précédentes, les cadres utilisés dans ce modèle sont constitués de tôles découpées d'une seule pièce.



FIGURE 2.4 – Un coin du core model sans joint

Ces cadres une pièce sont fabriqués selon des dimensions extérieures de 0,5 m sur 0,5 m, avec des bras mesurant 0,1 m de largeur. Chaque cadre est composé de 36 tôles de la même qualité, soigneusement assemblées pour former un ensemble cohérent.

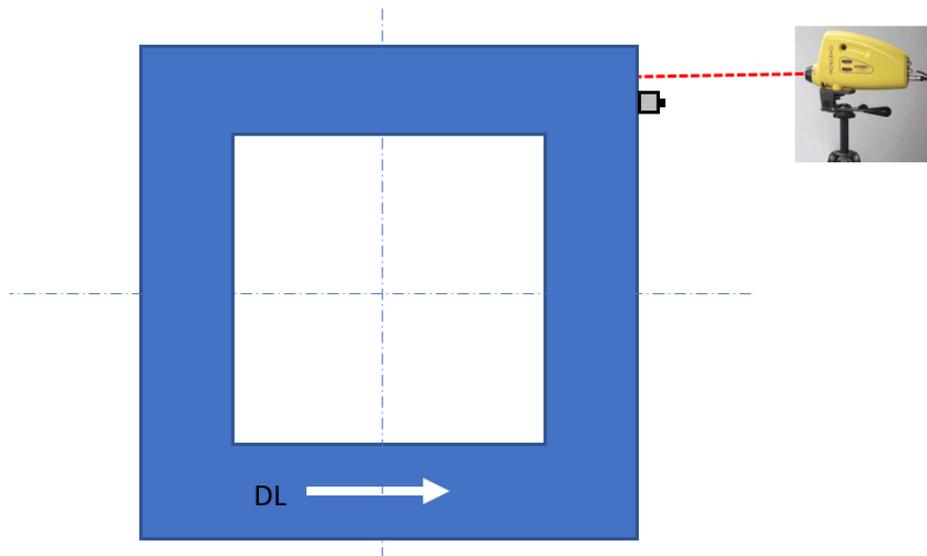


FIGURE 2.5 – Instrumentation du core model sans joint

2.2.3.2 Propriétés des core models sans joint

- Les tôles sont découpées d'une seule pièce. Les dimensions externes et internes sont respectivement de 500 mm et 300 mm;
- Le bobinage est enroulé autour du noyau;
- Les tôles sont assemblées de la même manière : les DL d'une part et les DT d'autre part, sont dans les même bras.

2.2.3.3 Avantages

- Les dimensions de tôles permettent de faire travailler l'acier de manière plus optimale que pour le cadre Epstein. En effet, avec la bandelette Epstein, les grains sont souvent coupés car il sont de dimensions supérieure à 3cm. Avec 10cm de large, le problème est moindre et on s'approche plus de noyaux magnétiques réels;
- L'absence de joints et donc de force de Maxwell. On peut raisonnablement supposer qu'il n'y a pas d'échange de flux entre les tôles. On peut donc évaluer uniquement les effets magnétostrictifs;
- Avoir la DL dans deux des quatre bras et la DT dans les deux autres bras. Cela permet de mesurer les effets dans la DL et la DT.
- L'élimination des joints dans ce modèle présente plusieurs avantages. Tout d'abord, cela permet d'éviter les sources potentielles de bruit et de vibrations associées aux joints magnétiques. En éliminant ces discontinuités, le core model sans joint offre la possibilité d'étudier la magnétostriction uniquement, sans les forces de Maxwell. Cela permet de mieux comprendre les phénomènes magnétostrictifs propres aux tôles utilisées, sans les effets confondants liés aux joints.

2.2.3.4 Inconvénient

- Les quatre coins subsistent avec un « virage » dans lequel le flux doit passer de la DL à DT;
- La DL ne peut pas être magnétisée jusqu'à la saturation, les bras voyant la DT saturent à des inductions plus faibles. On pourra donc tirer des analyses jusqu'à des inductions plus faibles dans la DL que pour la DT.

En effet, les core models sans joint constituent une approche plus réaliste pour l'analyse des effets magnétostrictifs. En comparaison avec le cadre Epstein, ces modèles permettent de travailler avec des dimensions de tôles plus optimales, se rapprochant ainsi des noyaux magnétiques réels. L'absence de joints dans ces core models élimine les forces de Maxwell, ce qui permet de se concentrer exclusivement sur les effets magnétostrictifs.

2.2.4 Core model avec joints

Pour la configuration avec joint, nous reprenons la même configuration que précédemment, mais avec l'ajout de bandelettes formant un joint butt-lap. Cette configuration nous permet de mesurer les effets couplés de la magnétostriction et des forces de Maxwell, mais uniquement lorsque la tôle est magnétisée dans DL, à l'exception des coins.

En utilisant cette configuration (Figure 2.6), nous mesurons les déformations aux mêmes emplacements que dans le cas du cadre à une seule pièce. Cela nous permettra d'évaluer, dans certains cas, la contribution des coins avec joints. En comparant les mesures de déformation obtenues dans ces zones, nous pourrions déterminer l'impact spécifique des joints sur les déformations observées.

En étudiant les déformations dans les zones identiques entre les deux configurations (cadre à une pièce et cadre avec joint), nous pourrions évaluer l'influence des joints sur les propriétés mécaniques de la tôle. Cette analyse nous permettra de mieux comprendre les effets du joint butt-lap sur les déformations et de quantifier sa contribution aux résultats globaux.

2.3 Présentation détaillée des noyaux magnétiques et de l'instrumentation

2.3.1 Dispositifs de mesure des bruits et vibrations

2.3.1.1 Chambre semi-anéchoïque

Une chambre semi-anéchoïque, appelée également chambre sourde, est une chambre construite pour absorber autant de sons que possible, évitant ainsi les réflexions. Elle est souvent utilisée pour effectuer des mesures acoustiques précises telle que l'étude du bruit. Elle peut être utilisée pour évaluer la qualité sonore d'un

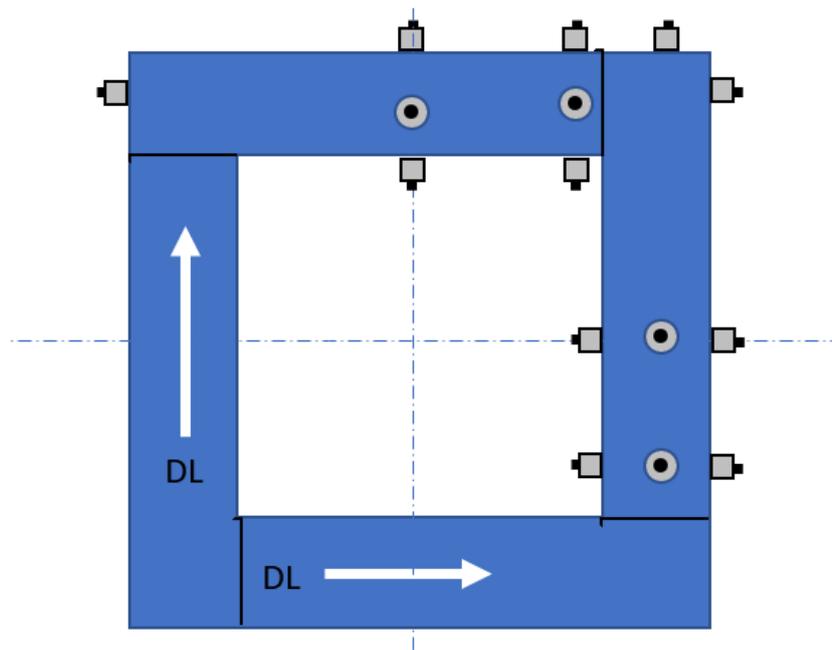


FIGURE 2.6 – Instrumentation du core model avec joint

produit ou la réponse en fréquence d'un microphone. Les murs, le sol et le plafond sont recouverts et tapissés de cônes en fibre de verre d'1 mètre d'épaisseur et de mousses en polymères, absorbants spécifiques afin d'obtenir une absorption acoustique maximale. Ces substances sont conçues pour absorber les ondes sonores plutôt que de les réfléchir.

La chambre semi-anéchoïque offre un environnement contrôlé pour les essais et les études sonores en réduisant l'impact des réflexions sur les mesures acoustiques, mais elle ne peut pas les éliminer complètement.

2.3.2 Sondes

2.3.2.1 Microphone

Dans la mesure du bruit, le microphone joue un rôle essentiel. Il est utilisé pour capter les variations de pression acoustique dans l'environnement et les convertir en signaux électriques correspondants. Le microphone est un capteur sensible qui détecte les ondes sonores et les transforme en une représentation électrique du signal sonore.

Dans le contexte de la mesure du bruit des tôles, le microphone est positionné de manière stratégique pour capturer les vibrations acoustiques générées par les tôles. Sa position dépendra de l'objectif de la mesure et de la zone de la tôle où le bruit est le plus pertinent.

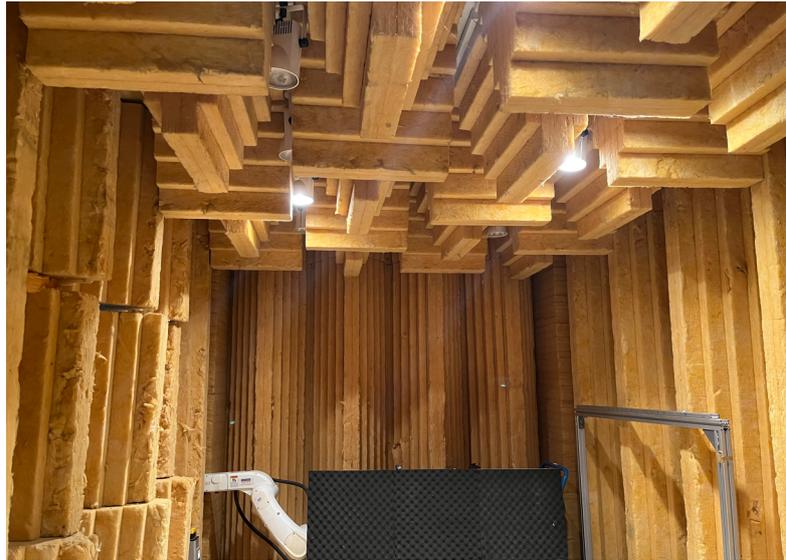


FIGURE 2.7 – Chambre semi-anéchoïque (LSEE)



FIGURE 2.8 – Microphone

Pour obtenir des mesures précises et représentatives du bruit, le microphone doit être placé de manière optimale. Cela peut impliquer de le positionner à proximité des tôles pour capter directement les vibrations ou de le placer à une certaine distance pour obtenir une mesure plus globale du bruit ambiant. Le choix du positionnement du microphone dépendra donc de l'objectif de la mesure, de la zone de la tôle que l'on souhaite analyser et des spécifications propres à chaque dispositif de mesure utilisé.

2.3.2.2 Accéléromètre

L'accéléromètre ($1mV/ms^{-2}$) est un capteur de mesure de l'accélération qui se caractérise par sa petite taille et sa sensibilité élevée. Il est conçu pour être compact, ce qui le rend adapté aux applications où l'espace est limité. Sa petite taille lui permet d'être intégré facilement dans des dispositifs ou des systèmes de petite

taille sans compromettre les performances. Il a une sensibilité élevée de 1 millivolt par milliseconde carrée ($1mV/ms^{-2}$), cela signifie qu'il peut détecter de faibles variations d'accélération avec une grande précision, ce qui le rend approprié pour des mesures précises dans des environnements où des niveaux d'accélération réduits sont attendus. Il peut détecter les variations d'accélération dans différentes directions et fournir une sortie électrique proportionnelle à l'accélération mesurée.



FIGURE 2.9 – Accéléromètre ($1mV/ms^{-2}$)[Brüel & Kjaer]

2.3.2.3 Vibromètre laser

Le vibromètre laser est un dispositif de mesure des vibrations qui offre l'avantage de ne pas nécessiter de contact physique avec l'objet mesuré. Il se compose de deux éléments principaux : une source de lumière monochromatique, généralement un laser, et un interféromètre.



FIGURE 2.10 – Vibromètre laser VH-1000-D

Principe de fonctionnement :

Le *VH – 1000 – D* mesure la vitesse vibratoire selon le principe de l'interféromètre à hétérodyne, qui génère un détecteur d'interféromètre à hétérodyne à haute fréquence avec un objet d'alignement et un faisceau de lumière.

Le signal porté par le faisceau lumineux est réfléchi par l'objet vibrant, ce qui génère une variation de fréquence due à l'effet Doppler. La vitesse et l'amplitude de l'objet vibrant génèrent une rétrodiffusion. Le faisceau d'objet est donc soumis à une petite variation de fréquence, qui est décrite comme le "décalage Doppler". La fréquence Doppler est fonction de la composante de vitesse v dans la direction du faisceau objet.

L'équation décrit la relation entre la fréquence Doppler f_0 et la longueur d'onde laser λ , où $f_0 = 2v/\lambda$. Le cellule de Bragg génère également un décalage de fréquence optique f dans le faisceau de référence. Après la superposition du faisceau de mesure et du faisceau de référence, un signal électrique est généré au niveau du photodétecteur avec la fréquence instantanée.

Il s'agit d'un signal de fréquence porteuse avec une fréquence centrale, qui est modulée en fréquence avec la fréquence Doppler signée. Grâce à la démodulation de fréquence, le signal de vitesse peut être décodé. Dans le *VH – 1000 – D*, la démodulation du signal Doppler est basée uniquement sur un processus numérique. Par conséquent, contrairement aux vibromètres analogiques conventionnels, la précision de mesure est pratiquement indépendante du vieillissement et des influences environnementales. La technologie DSP de pointe permet d'obtenir d'excellentes propriétés métrologiques, malgré la conception compacte et la consommation d'énergie minimale.

Pour le traitement du signal, une sortie de signal analogique avec une résolution d'amplitude de 24 bits est disponible.

2.3.2.4 Vibromètre laser à balayage

Le principe de fonctionnement du vibromètre laser à balayage repose sur l'interférométrie optique. Le faisceau laser est balayé sur la surface de l'objet, et les variations de la position du faisceau induites par les vibrations de l'objet sont détectées. Ces variations de position sont converties en signaux électriques, qui sont ensuite analysés pour obtenir des informations sur les caractéristiques vibratoires de l'objet, telles que la fréquence, l'amplitude et la forme d'onde.

Ce vibromètre nous permet d'effectuer des mesure des vibrations sans contact et surfacique avec une résolution spatiale de type FEM, même sur des structures minuscules grâce au plus petit spot laser, avec une évolution vers un système 3D. Ce vibromètre est accompagné d'une junction box, d'un ordinateur et d'un contrôleur OFV-5000. La tête du vibromètre laser à balayage est pilotée par le contrôleur. Il est relié à la Junction box via un câble BNC et à l'ordinateur par un câble RS232.



FIGURE 2.11 – Vibromètre laser à balayage

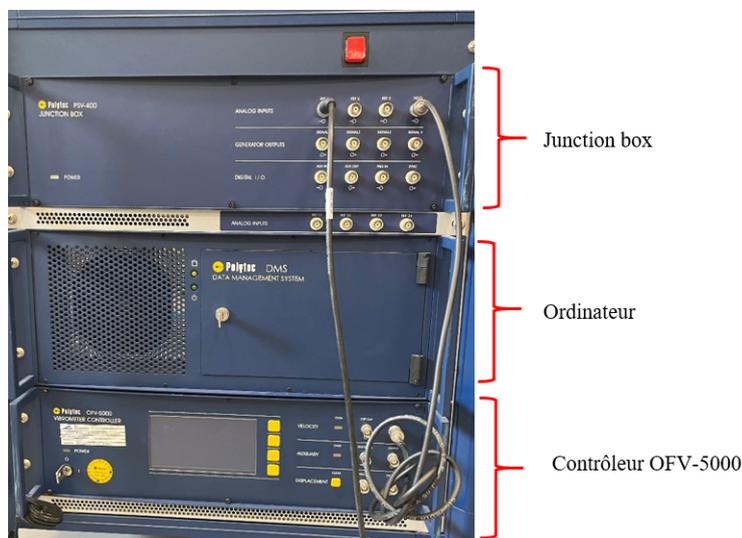


FIGURE 2.12 – Branchement et démarrage du vibromètre laser à balayage

2.3.2.5 Analyseur de spectre

Dans nos essais, nous avons utilisé un système d'acquisition PULSE (Bruel & Kjaer). Il s'agit d'une centrale d'acquisition Labshop avec option « analyse modale », permet de déterminer et de visualiser la réponse fréquentielle. Cette méthode a l'avantage d'être simple, rapide et souple dans le choix de la zone excitation.

PULSE LabShop est un logiciel conçu spécifiquement pour l'acquisition de données acoustiques, l'analyse et la génération de rapports dans le domaine de l'acoustique et des vibrations, il gère les analyseurs de spectre, les microphones, les accéléromètres, les transducteurs et bien d'autres dispositifs de mesure couramment utilisés. Ce logiciel offre une interface qui permet d'effectuer des mesures en temps réel avec une grande précision. Nous pouvons également appliquer des filtres pour



FIGURE 2.13 – Centrale d'acquisition Brüel & Kjær

éliminer les bruits indésirables ou isoler des fréquences spécifiques afin d'obtenir des résultats plus précis. Les analyses de fréquence avancées sont également possibles, nous permettant d'identifier les pics de fréquence, les modes de résonance et d'autres caractéristiques importantes des signaux acoustiques et vibratoire. De plus, le logiciel propose des outils d'évaluation modale, qui permettent d'analyser et de caractériser les modes de vibration d'une structure.

2.4 Caractérisation des propriétés magnétiques des tôles

Le cadre Epstein nous permet d'abord de déterminer les propriétés magnétiques des tôles.

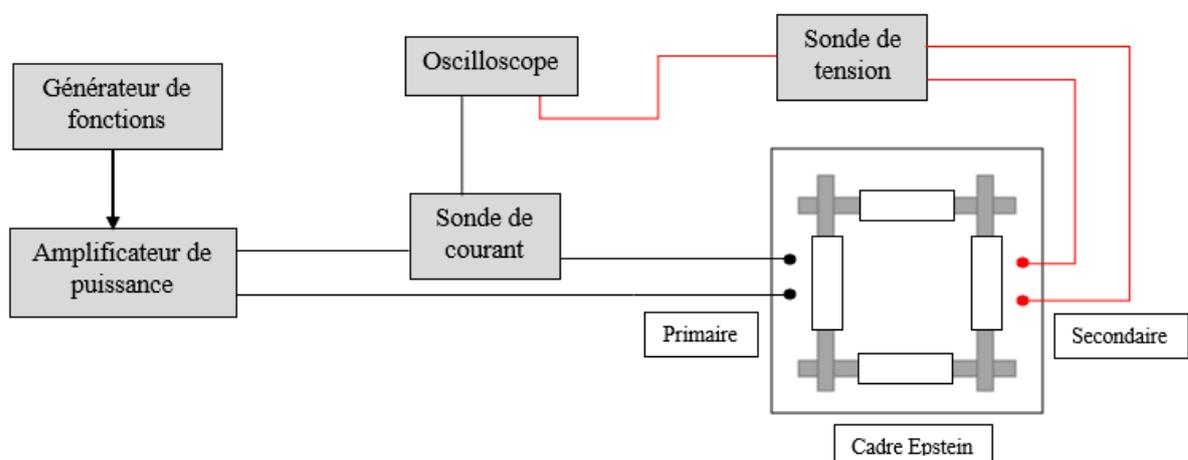


FIGURE 2.14 – Dispositif pour les expérimentations au cadre Epstein

Après avoir récolter les données nécessaires pour le tracé du cycle d'hystérésis, nous procédons de la manière suivante :

Premièrement, le champ magnétique est déterminé à partir du courant au primaire, en effet, le courant au primaire est l'image du champ :

$$H.L = N.I \quad (2.1)$$

- H : Le champ magnétique.
- L : La longueur moyenne du circuit magnétique définie par la norme à une valeur de 0,95m.
- N : Nombre de spires, dans notre cas $N = 700$ spires.
- I : Le courant au primaire.

Ainsi :

$$H = \frac{N}{L}I \quad (2.2)$$

Deuxièmement, l'induction magnétique est déterminée a partir de la tension au secondaire suivant la relation suivante :

$$\phi = N.A.B \quad (2.3)$$

Avec :

- ϕ : Le flux magnétique.
- A : La section de la tôle.
- N : Nombre de spires, dans notre cas $N = 700$ spires.
- B : l'induction magnétique.

D'autre part nous avons :

$$V = \frac{d\phi}{dt} \quad (2.4)$$

En remplaçant l'équation (3.3) :

$$V = N.A.\frac{dB}{dt} \quad (2.5)$$

Nous déterminons l'induction en intégrant :

$$B = \frac{1}{N.A} \int V dt \quad (2.6)$$

2.5 Mesure des vibrations sur le cadre Epstein

Le cadre Epstein est utilisé pour effectuer les mesures vibratoires et de caractérisation sur des bandelettes GO (Figure 2.15). Il est conçu pour accueillir un noyau avec des dimensions externes de 280 mm x 280 mm. La ligne moyenne géométrique du flux est de 1 mètre. Les bobinages primaire et secondaire sont tous chacun composé de 700 spires. La mesure du courant au primaire nous permet de quantifier l'intensité du courant électrique entrant dans le transformateur. Le courant primaire est mesuré à l'aide d'une pince ampèremétrique. D'autre part, la tension au

secondaire est mesurée pour évaluer la tension de sortie du transformateur. L'ensemble du dispositif expérimental (Figure 2.16) est le même que celui montré à la figure (2.14).

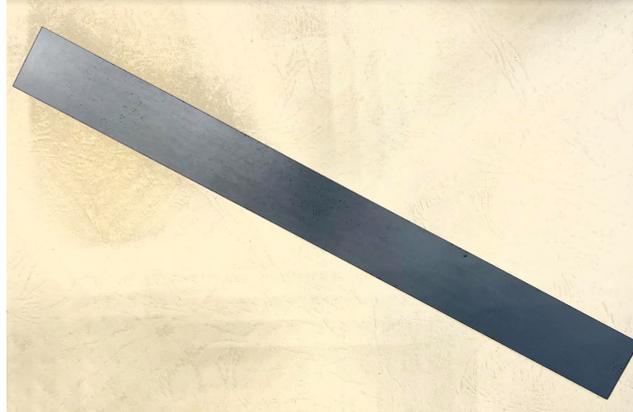


FIGURE 2.15 – Exemple d'une bandelette Epstein

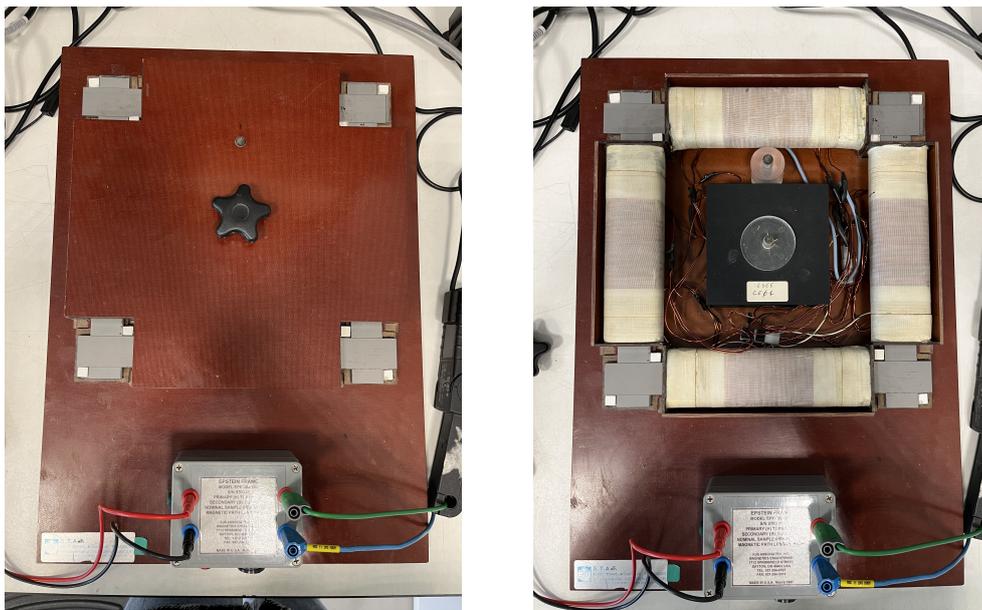


FIGURE 2.16 – Cadre Epstein utilisé

2.5.1 Mesures vibratoires

L'étape suivante consiste à mesurer le niveau sonore des mêmes bandelettes de tôles présentes sur la figure 2.15, en particulier dans les coins du cadre Epstein, car ils sont les plus accessibles. Cependant, la mesure du bruit sur les bras du cadre s'avère plus difficile en raison de leur couverture par les bobinages. Nous ferons appel à la fois à l'accéléromètre et au vibromètre. Notre objectif est d'explorer plusieurs scénarios afin de couvrir un large éventail de conditions et d'évaluer la fiabilité et la cohérence des méthodes utilisées.

Pour s'assurer de la validité de nos mesures vibratoires et de la réponse fréquentielle des tôles GO, il est essentiel de prendre en compte l'influence des dispositifs utilisés, tels que le vibromètre et l'accéléromètre. Cette étape préliminaire permet d'évaluer la pertinence des instruments de mesure et de garantir un cadre approprié pour nos analyses.

2.5.1.1 Mesure par vibromètre laser

Un avantage clé du vibromètre est qu'il permet des mesures sans contact. Cela signifie qu'il n'interfère pas avec la réponse vibratoire des tôles lors des mesures. Contrairement à d'autres méthodes de mesure qui nécessitent un contact physique, telles que les accéléromètres, le vibromètre mesure la vitesse des vibrations à distance, ce qui élimine les influences indésirables sur le comportement vibratoire de la structure. Cette mesure nous sert de référence et à partir de ce spectre, nous pouvons analyser les variations qui interviennent dans les cas suivants après l'ajout des accéléromètres.

Après avoir vérifié que le vibromètre est correctement calibré selon les paramètres de mesure requis, tels que la fréquence et la sensibilité, on aligne le faisceau laser perpendiculaire à la surface latérale de la tôle à mesurer (Figure 2.17). Ensuite, on enregistre les vibrations en sélectionnant le mode de mesure de la vitesse.

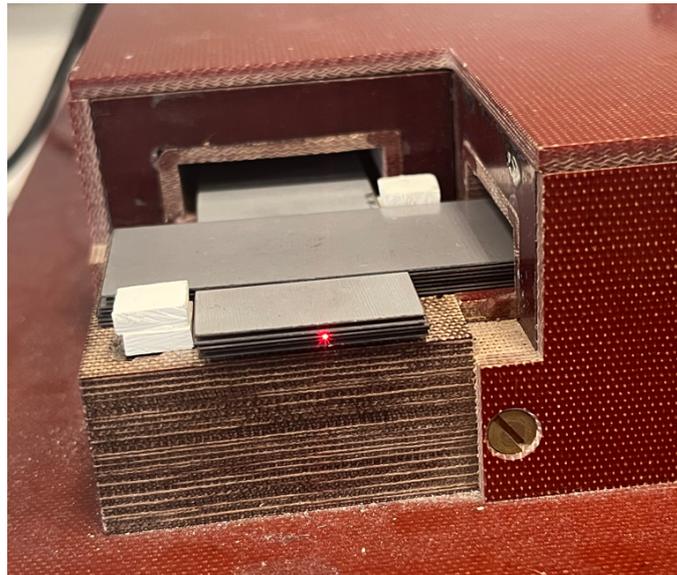


FIGURE 2.17 – Mesure par vibromètre

2.5.1.2 Mesure par vibromètre laser et accéléromètre

Dans cette configuration, nous avons placé un accéléromètre sur le plan de la tôle (Figure 2.18), fixé à l'aide d'un aimant pour mesurer les vibrations les plus infimes. L'objectif de cette configuration est d'évaluer l'influence de l'ajout de l'accéléromètre sur la réponse vibratoire des tôles. Nous souhaitons déterminer si la masse de l'accéléromètre et la présence de l'aimant ont un impact significatif sur

nos mesures. En analysant la réponse vibratoire des tôles avec et sans l'accéléromètre, nous pourrions évaluer la stabilité et la fiabilité de notre système de mesure, notamment en termes de poids et de force magnétique de fixation.



FIGURE 2.18 – Mesure par vibromètre après l'ajout d'un accéléromètre

Le masse de l'accéléromètre, même si elle est petite, peut avoir un impact sur le comportement vibratoire de la tôle, car il ajoute une masse supplémentaire au système. En fonction de la flexibilité de la tôle et de la fréquence des vibrations, cette masse supplémentaire peut influencer les modes de résonance et les niveaux d'amplitude des vibrations. La mesure de la réponse vibratoire avec l'accéléromètre permettra donc d'évaluer cet impact et de prendre en compte le poids de l'accéléromètre lors de l'analyse des résultats.

2.5.1.3 Mesure par vibromètre et deux accéléromètres

En ajoutant un deuxième accéléromètre du côté latéral de la tôle, la configuration de mesure devient plus complexe mais permet une analyse plus approfondie de l'influence des accéléromètres sur la réponse vibratoire. Cette configuration permet de comparer les mesures de vibrations prises à différents points de la tôle et d'analyser le spectre obtenu par le vibromètre pour évaluer les différences entre le spectre du vibromètre après l'ajout des deux accéléromètres.

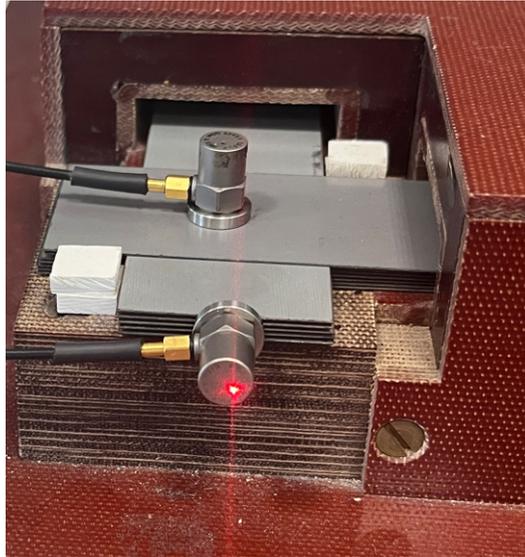


FIGURE 2.19 – Mesure par vibromètre après l'ajout de deux accéléromètres

2.5.1.4 Collage des accéléromètres sur les tôles

Dans le cadre de nos études précédentes, nous allons reproduire les mêmes cas, mais avec une configuration modifiée : nous retirons les aimants des accéléromètres et les collons directement sur la tôle à l'aide de la colle chaude.

Le principal objectif de cette configuration est de permettre aux données de l'accéléromètre de refléter directement le mouvement des tôles, en tenant compte de leur masse, sans l'influence de l'aimant. En éliminant cette source potentielle de perturbation, nous visons à obtenir des mesures plus précises et plus fidèles de la réponse vibratoire des tôles.

En utilisant la colle chaude pour fixer les accéléromètres directement sur les tôles (Figure 2.20), nous assurons une connexion solide et stable. La colle chaude est choisie en raison de sa facilité à être retirée sans endommager la surface de la tôle.

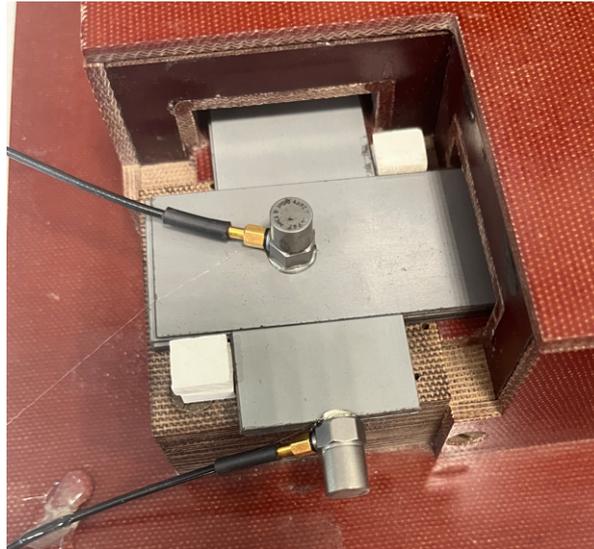


FIGURE 2.20 – Deux accéléromètres collés à la tôle

2.6 Mesures vibratoires sur le core model sans joint

Cette fois-ci, nous avons opté pour des tôles plus grandes et plus lourdes par rapport à nos précédentes expériences. Pour mesurer les réponses vibratoires de ces tôles, nous avons utilisé deux vibromètres et un accéléromètre, le deuxième vibromètre est un vibromètre laser à balayage (Figure 2.12).

Le but de ce premier essai est de vérifier que les deux vibromètres donnent la même réponse vibratoire, tout en s'assurant que l'accéléromètre n'affecte pas la mesure. Le core modèle sans joint est représenté dans la figure (2.4).

2.6.1 Mesure par vibromètres et accéléromètre

On place sur le côté des tôles un accéléromètre fixé avec de la colle chaude, ainsi que deux vibromètres. L'objectif de cette mesure est double. D'une part, il s'agit de vérifier que les deux accéléromètres captent les mêmes données, c'est-à-dire qu'ils fournissent des résultats identiques. D'autre part, cette mesure permet de déterminer si l'accéléromètre fixé avec de la colle fournit des résultats similaires à ceux des deux vibromètres et s'il fonctionne correctement.

2.6.2 Mesure par vibromètres

Cette configuration est dédiée à la mesure des effets magnétostrictifs des tôles. En pointant les deux vibromètres sur les deux côtés latéraux et opposés du core model et en calculant la différence entre les deux, nous pouvons déterminer les vibrations induites par la magnétostriction. À partir des vitesses mesurées, nous pouvons déduire l'allongement de la tôle. Cette méthode nous permet d'analyser les variations de déplacement de la tôle causées par les changements d'induction magnétique. Ainsi, cette configuration nous aide à étudier le comportement de la

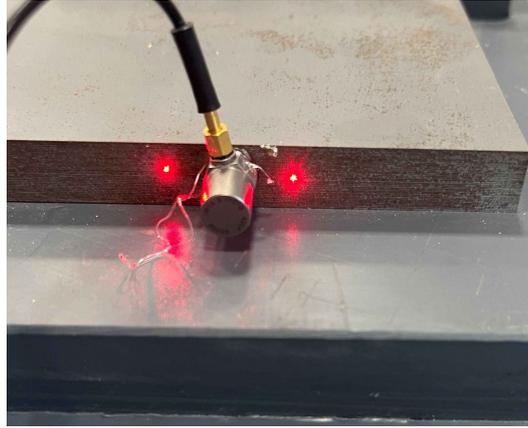


FIGURE 2.21 – Mesure par vibromètres et accéléromètre

tôle sous l'influence de champs magnétiques et de visualiser les effets magnétostrictifs sans l'intervention des forces de Maxwell.

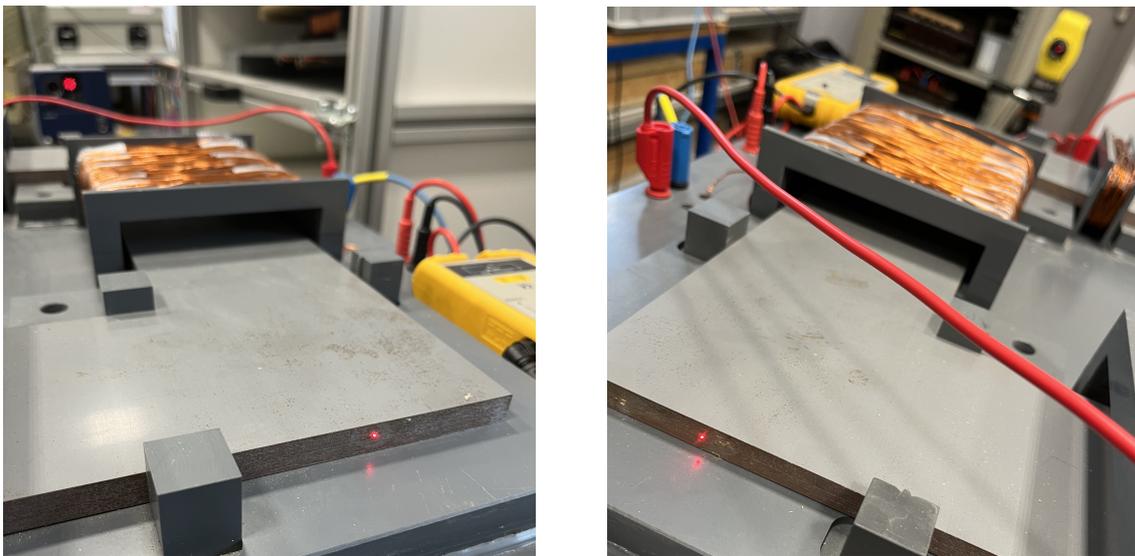


FIGURE 2.22 – Mesure par vibromètres des coins

Les données de vitesses et de tension sont collectées à l'aide de la même centrale d'acquisition utilisée précédemment (Figure 2.13). La tension mesurée nous permet de déterminer l'induction magnétique dans la tôle. En utilisant la différence entre les vitesses mesurées par les vibromètres, nous pouvons analyser les vibrations induites par la magnétostriction. En intégrant cette différence de vitesse par rapport au temps, nous pouvons calculer le déplacement des tôles. Ainsi, en combinant les mesures de tension et d'accélération, nous obtenons une compréhension plus complète des propriétés magnétostrictives de la tôle et de son comportement sous l'influence de l'induction magnétique.

Ces données intégrées nous permettent d'analyser les variations du déplacement des tôles et d'étudier plus précisément les effets magnétostrictifs dans le matériau. Cette méthode de mesure est reproduite sur les quatre bras du cadre.

2.7 Core model avec joint

Nous avons sélectionné un modèle de noyau avec joint pour étudier les forces de Maxwell et la magnétostriction. Ce modèle se présente sous la forme d'un cadre à joint butt-lap, tel qu'illustré dans la figure (1.23). Contrairement au modèle précédent, ce cadre n'est pas un carré, mais plutôt un rectangle avec des dimensions de 500 mm sur 400 mm.

Bien que les longueurs des côtés ne soient pas identiques, il est toujours possible de

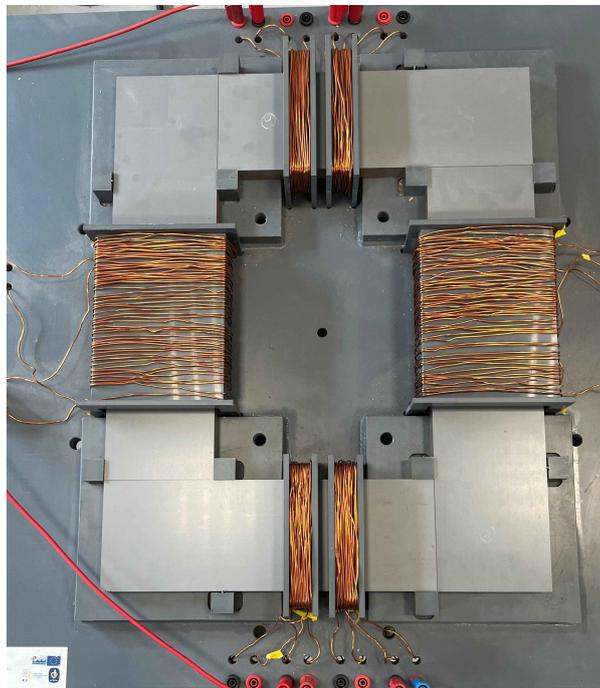


FIGURE 2.23 – Core model avec joint type butt-lap

mesurer les déformations grâce au rapport de longueur $\Delta l/l$. Le cadre est constitué de 60 tôles de chaque côté, les bras constituant ce circuit font 0.1m et d'épaisseur nominale 0.30mm, ce qui le rend plus lourd que le modèle de noyau sans joint. Par conséquent, pour une même excitation, les vibrations seront impactées par le poids supplémentaire.

2.8 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons exposé notre stratégie expérimentale en réalisant des tests de mesure vibratoire sur trois configurations différentes : le cadre Epstein, le core model sans joint et le core model avec joint. Pour le cadre Epstein, nous avons employé à la fois des accéléromètres et un vibromètre laser afin de mesurer les vibrations des bandelettes de tôle. Cette mesure avait un objectif multiple. Tout d'abord, nous avons évalué l'impact des aimants des accéléromètres sur la réponse vibratoire en effectuant des mesures avec et sans les aimants fixés. Cette démarche nous permettra de déterminer la faisabilité de l'utilisation d'accéléromètres pour des tôles de petite taille et de poids donné, ou si l'usage exclusif du vibromètre laser est préférable. Nous avons introduit plusieurs dispositifs de mesure vibratoire et acoustique, dont plusieurs ont été employés lors de nos mesures.

Dans un deuxième temps, nous avons opté pour des structures plus rigides, à savoir les core models sans et avec joint. La configuration sans joint visait à éliminer les forces de Maxwell et à mesurer uniquement les effets magnétostrictifs. Quant au core model avec joint, nous avons mesuré l'allongement des tôles en prenant en compte l'intervention des forces de Maxwell. Cette comparaison entre les deux modèles nous a permis de mieux comprendre l'influence des forces de Maxwell sur les déformations des tôles.

Chapitre 3

Relevés expérimentaux et analyses des résultats

3.1 Relevés sur Cadre Epstein

3.1.1 Caractéristique magnétique des tôles

Nous avons recueilli la tension du secondaire et le courant au primaire (voir figure), Le cycle d'hystérésis montré sur la figure (3.2) met en évidence une pro-

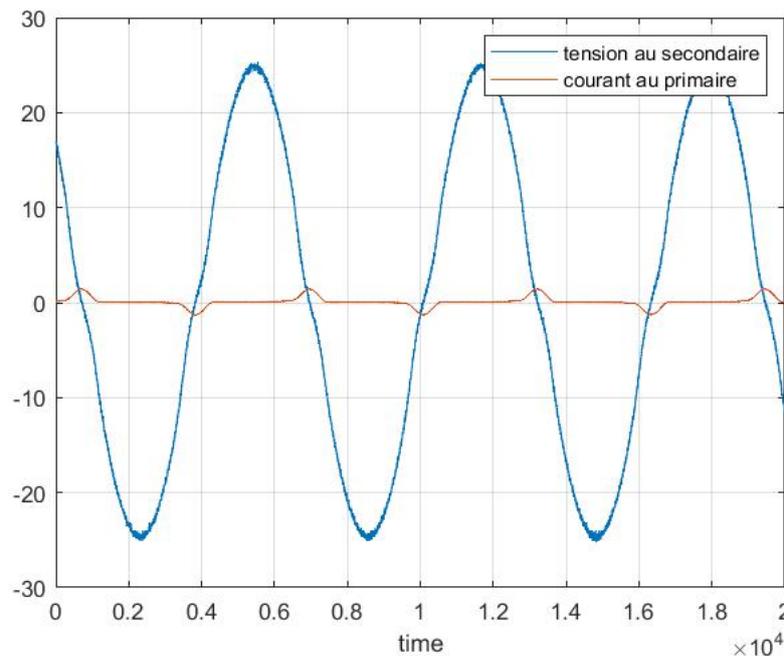


FIGURE 3.1 – La tension au secondaire et courant au primaire

priété fondamentale : leur perméabilité élevée. En observant le cycle, on constate un allongement rapide et important, et la pente de cette partie du cycle illustre la haute perméabilité des tôles GO. Ces tôles sont magnétisables avec peu d'Ampères-tours. Cela a un impact sur les circuits magnétisants des dispositifs qui les utilisent. En modérant les valeurs de ces courants, nous pouvons ainsi limiter les pertes Joules.

Nous constatons également que la tôle sature uniquement à 1.9 Tesla, ce qui permet d'atteindre des couples élevés pour les machines tournantes.

3.1.2 Relevés des mesures vibratoires

3.1.2.1 Cas des accéléromètres avec aimant

Une fois que nous avons collecté les données du vibromètre pour les trois cas vu précédemment, à savoir le cas du vibromètre seul et après l'ajout des accéléromètres, nous les comparons en utilisant le cas du vibromètre seul comme référence. Cela signifie que nous analysons les différences entre les mesures réalisées avec les différents dispositifs (vibromètre seul, vibromètre avec un accéléromètre, et vibromètre avec deux accéléromètres) en les comparant à la mesure de référence. Les

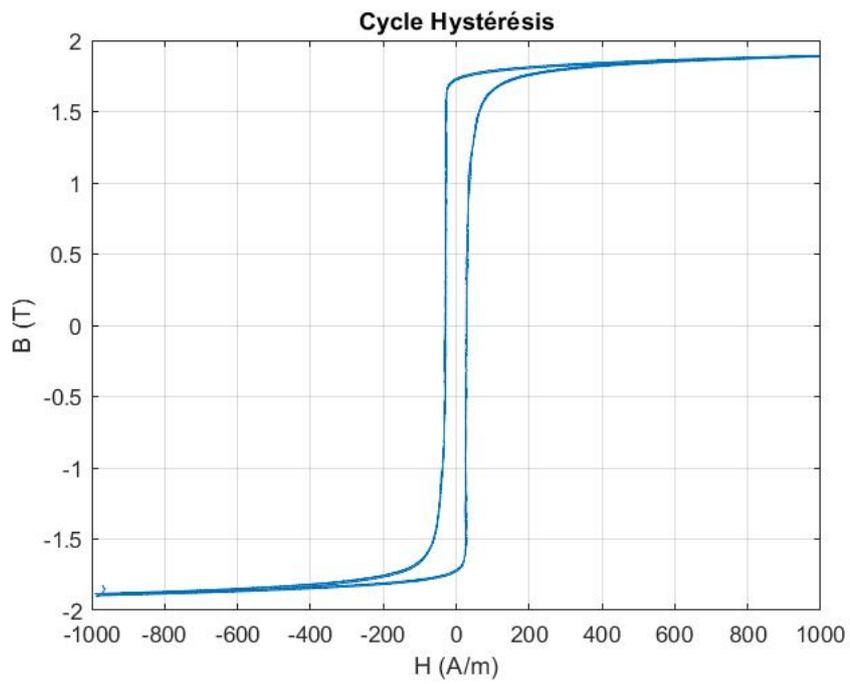


FIGURE 3.2 – Cycle Hystérésis des tôles GO

résultats de cette comparaison sont présentés sur la figure (3.3). Cette figure permet de visualiser les écarts entre les mesures des différents cas et la mesure de référence.

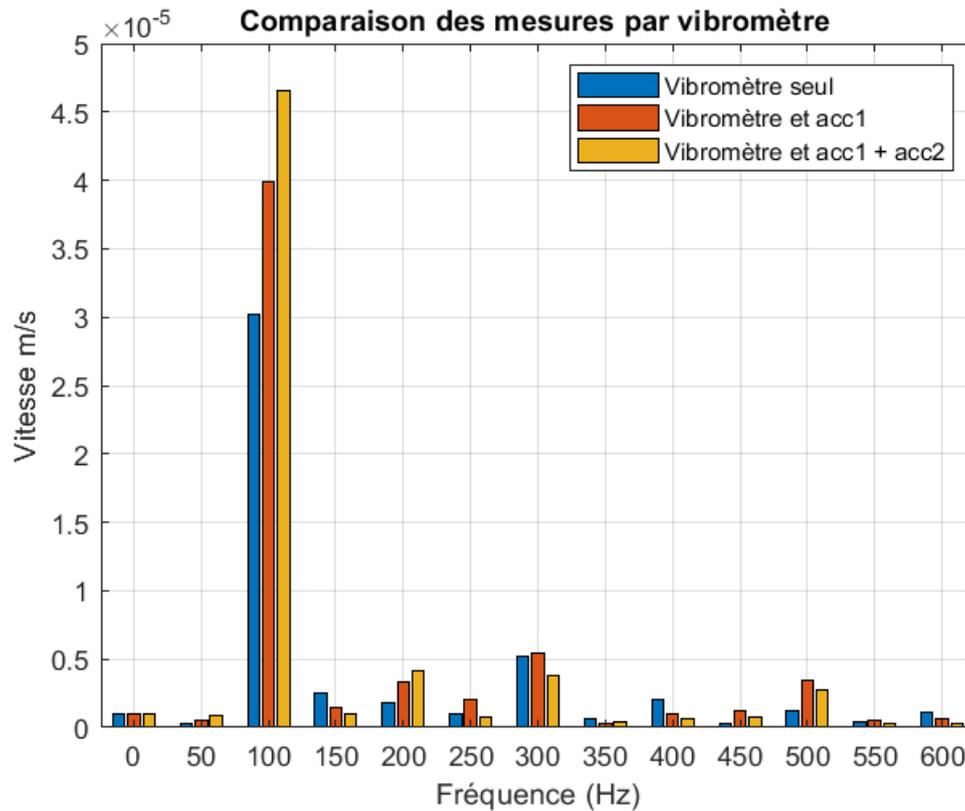


FIGURE 3.3 – Comparaison des mesures par vibromètre

Pour évaluer l'influence de l'ajout des accéléromètres sur la mesure, on calcule l'erreur relative pour chaque cas en utilisant l'équation (5.1). Ensuite, on compare les résultats obtenus. Cette étape consiste à calculer l'erreur relative pour chaque cas en utilisant la formule suivante :

$$\epsilon = \frac{|Vitesse_{vibromtre.seul} - Vitesse_{vibromtre+acc}|}{Vitesse_{vibromtre.seul}} \quad (3.1)$$

Les résultats obtenus mettent en évidence une évolution significative de l'erreur relative en fonction de l'ajout des accéléromètres. Pour la mesure de la fondamentale, l'erreur relative est de 14,46 % après l'ajout d'un seul accéléromètre, ce qui indique une légère variation par rapport à la mesure de référence.

Cependant, l'ajout du deuxième accéléromètre provoque une augmentation considérable de l'erreur relative, qui atteint 81,05 %. Cette augmentation significative suggère que la présence des accéléromètres a un impact majeur sur la précision de la mesure de la fondamentale.

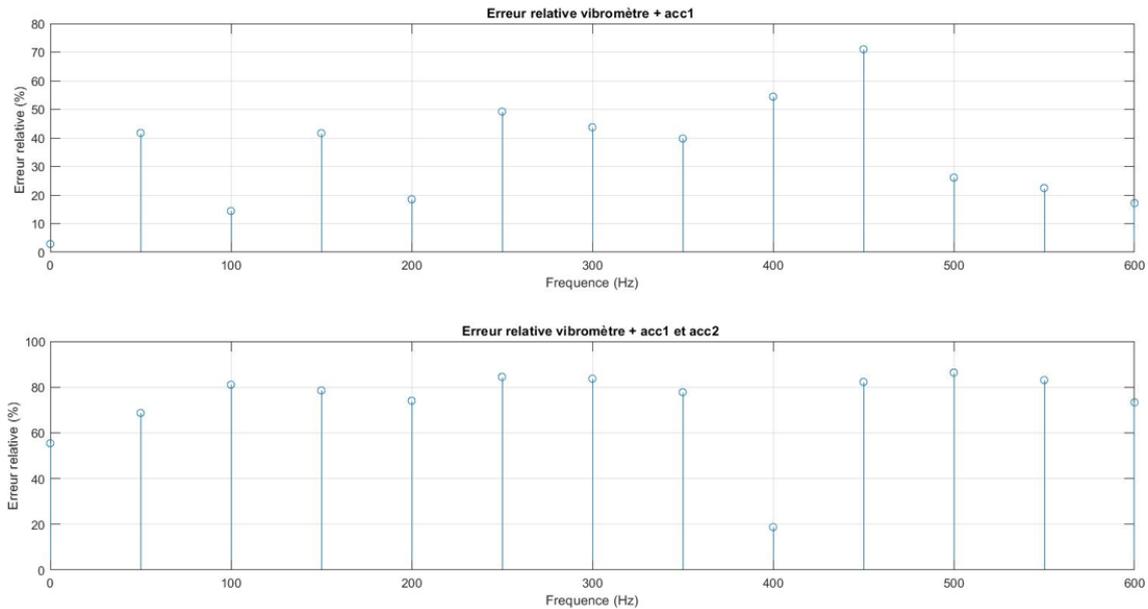


FIGURE 3.4 – Erreur relative de la mesure par vibromètre et accéléromètre

Ces résultats de mesure soulignent l'importance de prendre en compte l'influence des accéléromètres utilisés lors des mesures vibratoires, car cela peut avoir un effet significatif sur la précision des résultats. Il est essentiel d'évaluer attentivement les performances et les limites des accéléromètres pour garantir des mesures fiables et précises.

3.1.2.2 Cas des accéléromètres collés sans aimant

Les résultats de cette mesure montrent l'influence du collage des accéléromètres sur la réponse vibratoire du core model. Nous procédons à la collecte des résultats de vitesse en fréquentiel par vibromètre (Figure 3.5)

Une observation importante est que la vitesse des vibrations diminue. Cette diminution de la vitesse peut être attribuée au fait que les accéléromètres créent une interface rigide entre les tôles, ce qui limite leur capacité à vibrer librement. En effet, les accéléromètres agissent comme des points d'ancrage supplémentaires, introduisant une rigidité supplémentaire dans le système. Cela peut affecter la dynamique des vibrations et réduire la liberté de mouvement des tôles, entraînant une diminution de la vitesse des vibrations. Cette observation souligne l'importance de prendre en compte l'effet de l'instrumentation sur les mesures de vibrations, et de choisir soigneusement l'emplacement et la méthode de fixation des accéléromètres afin de minimiser les perturbations sur le comportement vibratoire des tôles.

On peut également attribuer au aimant un rôle magnétique : ils peuvent venir magnétiser les tôles localement et venir modifier le comportement vibratoire de l'ensemble.

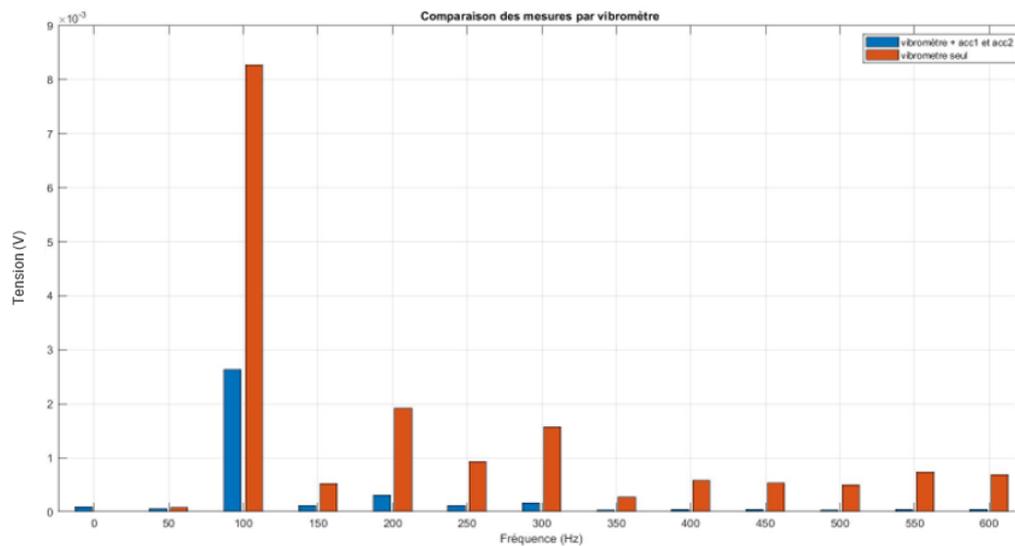


FIGURE 3.5 – Comparaison des mesures par vibromètre

L'analyse de l'erreur relative révèle que même avec le collage des accéléromètres, la réponse vibratoire des tôles demeure perturbée. Malgré le faible poids des accéléromètres, qui ne dépasse pas 2g, il s'avère impossible de mesurer les vibrations des tôles avec un contact direct. Dans cette situation, l'utilisation exclusive d'un vibromètre laser s'avère plus appropriée pour obtenir des mesures précises, car il permet des mesures sans contact. En utilisant le vibromètre laser, on évite les perturbations induites par les accéléromètres et on assure une mesure plus fiable et précise des vibrations des tôles.

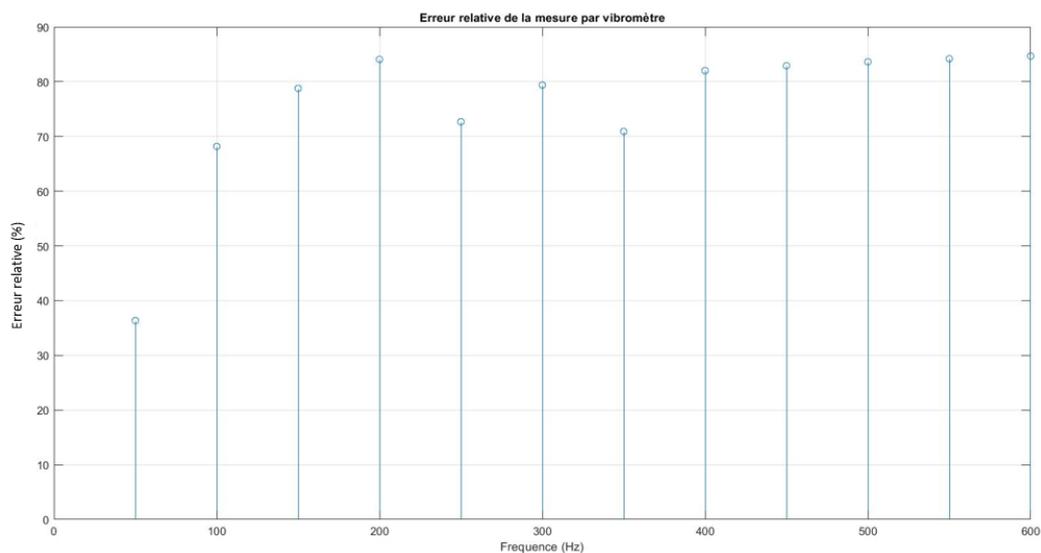


FIGURE 3.6 – Erreur relative de la mesure par vibromètre

3.2 Relevés sur core model sans joint

3.2.1 Cas des vibromètres et accéléromètre

Une fois que nous avons recueilli les données des deux vibromètres et de l'accéléromètre collé sur le côté latéral du core model, nous procédons au calcul de l'accélération des deux vibromètres afin de la comparer à celle de l'accéléromètre. Ces calculs sont effectués à l'aide du logiciel de calcul MATLAB.

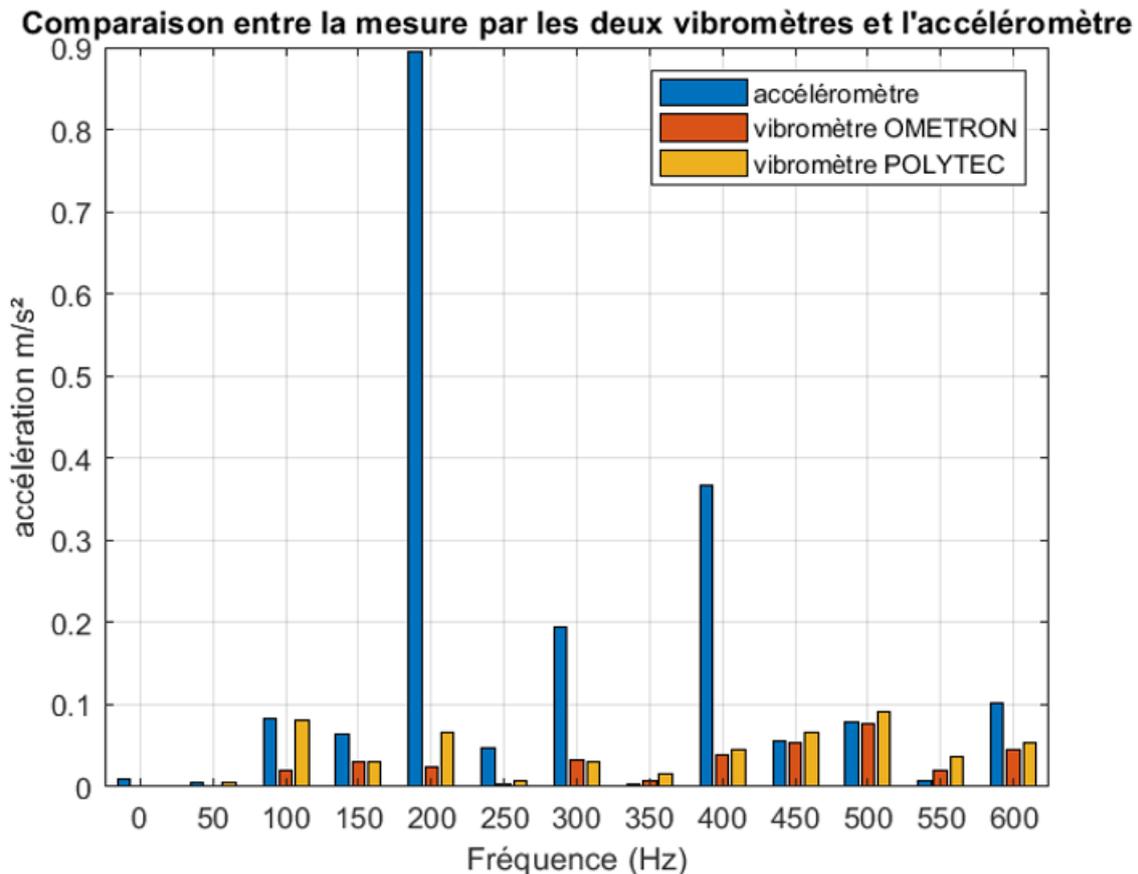


FIGURE 3.7 – Mesure par deux vibromètres et un accéléromètre

Lors d'une première analyse de la figure (3.7), il est évident que l'accéléromètre fournit des résultats différents par rapport aux autres vibromètres. Par conséquent, on peut en déduire que le collage de l'accéléromètre affecte également la mesure, indépendamment du poids et de l'assemblage des tôles du noyau magnétique, pourtant, les noyaux magnétiques sont beaucoup plus grands. Pour les autres mesures vibratoires, l'accéléromètre ne sera pas choisi comme dispositif de mesure. En ce qui concerne les deux vibromètres, on remarque que les données de mesure sont pratiquement identiques. Pour mieux visualiser la légère différence entre les deux, nous supposons qu'un des vibromètres est une référence et nous calculons l'erreur relative de mesure.

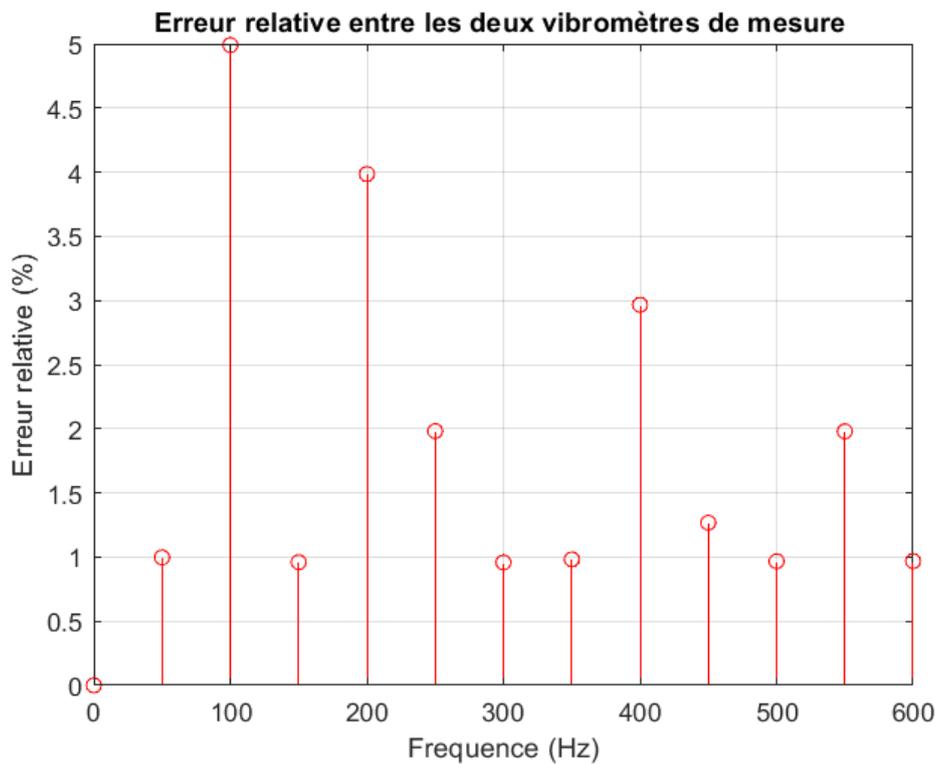


FIGURE 3.8 – Erreur relative entre les deux vibromètres

La même formule de calcul de l'erreur que celle présentée en (3.1) est appliquée pour effectuer le calcul. L'erreur relative de mesure (Figure 3.8) est inférieure à 5 %, ce qui nous confirme que les résultats sont fiables pour la mesure des effets magnétostrictifs.

3.2.2 Cas des deux vibromètres

Le but de cette mesure est de mesurer les effets magnétostrictifs, c'est-à-dire l'allongement des tôles. La mesure est effectuée pour les 4 bras du cadre. Les données de vitesse provenant des vibromètres et de la tension sont traitées à l'aide du logiciel Matlab. Nous traçons ensuite les variations du déplacement des tôles en fonction de l'induction afin d'obtenir les courbes caractéristiques de la magnétostriction, également appelées "butterfly loop", comme illustré sur la figure (1.23). Les résultats de mesure sont donnés à la figure (3.9).

Les bras 1 et 2 sont parallèles l'un à l'autre, de même que les bras 3 et 4. Pour chaque cas, l'amplitude crête à crête qui représente la déformation subie lors d'une alternance de la variation de sinusoidale de l'induction est de 2.6×10^{-6} pour les bras 1 et 2, et de 3.2×10^{-6} pour les bras 3 et 4, elle est mesurée par $\lambda = \Delta l / l$. La configuration du cadre sans joint est donc importante pour analyser que les effets magnétostrictifs sans l'intervention des forces de Maxwell.

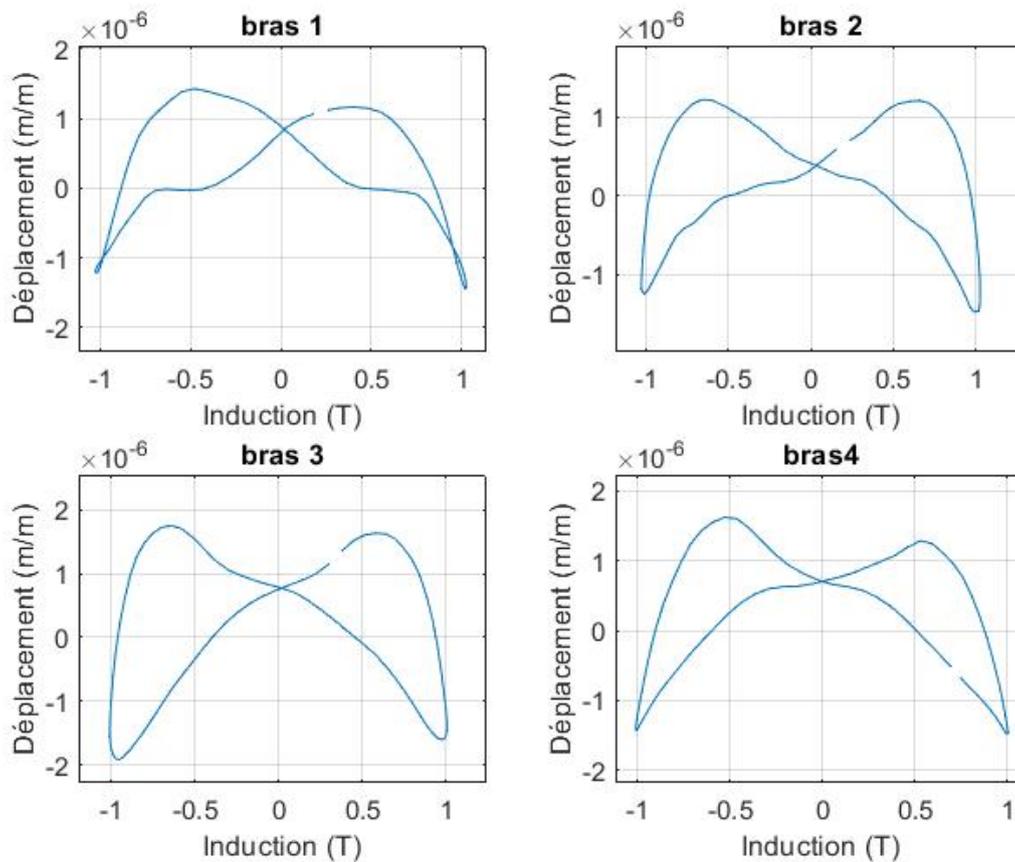


FIGURE 3.9 – Déformation de chaque bras du core model

3.3 Relevés sur core model avec joint

La même étude que nous avons effectuée sur le core model sans joint est également réalisée sur le core model avec joint. Dans cette étude, nous mesurons les déformations des bras du core model à l'aide des deux vibromètres laser. Nous procédons ensuite au tracé des déformations obtenues.

En utilisant les vibromètres laser, nous pouvons capturer les vibrations et les déformations des bras du core model. Les données collectées sont traitées sur Matlab pour générer les courbes papillon de magnétostriction respectives à chaque bras. Les déformations observées sur les bras parallèles de 500 mm sont de l'ordre de 5×10^{-7} , tandis que sur les bras de 400 mm, elles atteignent 5×10^{-6} . Cette différence significative de déformation est due à la présence de l'entrefer et donc des forces de Maxwell. De plus, le joint Butt-lap, bien qu'étant le plus simple à mettre en oeuvre, va être moins performant au niveau acoustique; c'est montré sur une étude utilisant le même cadre Butt-lap[11].

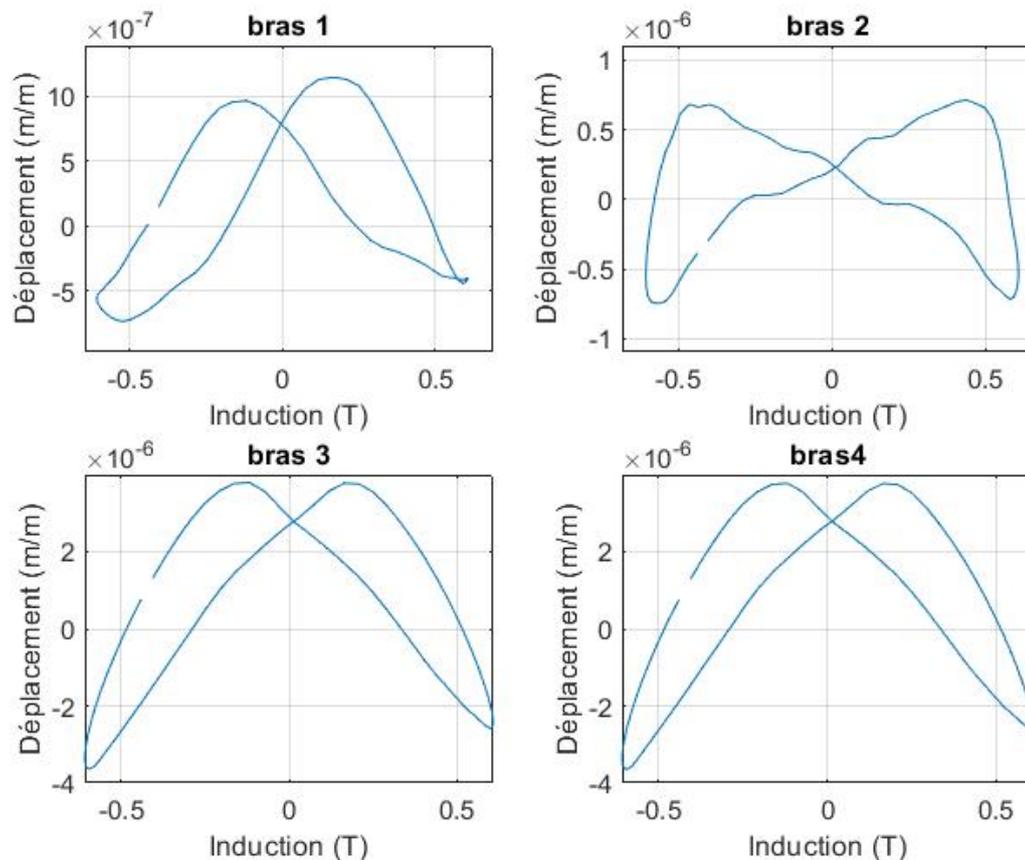


FIGURE 3.10 – Exemple du signal généré par la méthode de balayage de fréquence.

3.4 Détermination expérimentale de la résonance mécanique

Deux méthodes expérimentales sont couramment utilisées pour déterminer les fréquences de résonance des structures mécaniques. Cependant, il convient de noter qu'une troisième méthode, *l'excitateur magnétique*, ne peut être appliquée qu'aux transformateurs complets. Lors de ces analyses, l'objet étudié est suspendu ou fixé à l'aide d'amortisseurs afin de répondre aux conditions de mode libre et donc éviter toute altération des mesures.

3.4.1 Excitation par impact

Ce procédé est considéré comme étant le plus économique. Son principe repose sur l'excitation de la structure par un coup de marteau [28]. L'impact du marteau est similaire à une impulsion de Dirac, ce qui transmet une énergie de manière transitoire à la structure. Pour observer la réponse de la structure à ce choc, un accéléromètre et un analyseur de spectre sont utilisés.

L'utilisation d'un marteau spécifique équipé d'un capteur de force piézo-électrique

de haute qualité permet d'optimiser l'excitation de la structure. Ce marteau est doté d'embouts interchangeables, ce qui facilite son adaptation à différentes configurations, et surtout, il permet d'analyser simultanément l'excitation et la réponse du système (Figure 4.1).

Cette méthode présente l'avantage d'être rapide à mettre en œuvre. Cependant, il convient de mentionner une limitation en fréquence du marteau, qui atteint 8 kHz. Cela signifie que les fréquences de résonance au-delà de cette limite ne peuvent pas être directement étudiées avec cette méthode.

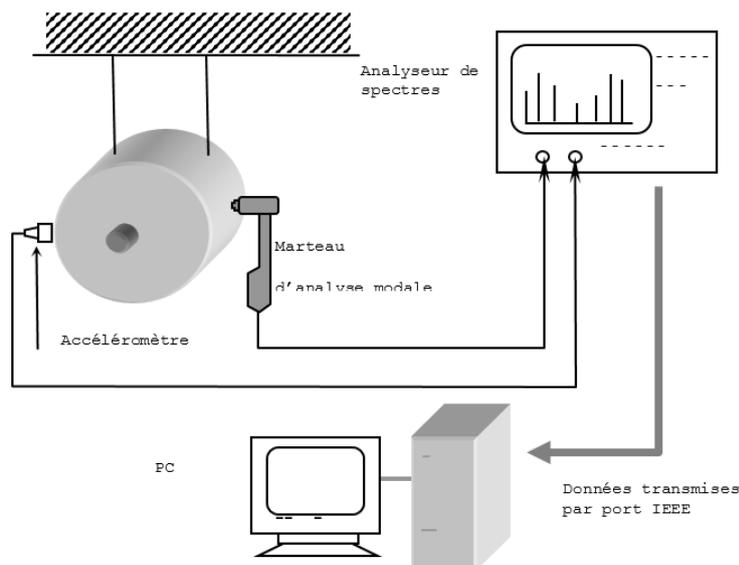


FIGURE 3.11 – Dispositif d'analyse modale par impact

3.4.2 Excitation par pot vibrant

Le pot vibrant est composé d'une partie mobile qui est reliée à un solénoïde alimenté par un courant. Lorsqu'il est placé dans un champ magnétique généré par des aimants ou des électroaimants, l'ensemble mobile est mis en mouvement. Différents types d'excitations de la structure peuvent être générés en fonction du type de courant appliqué au solénoïde. De nombreux types de signaux peuvent être utilisés, tels que des signaux aléatoires, pseudo-aléatoires, sinusoïdaux, de fréquence fixe ou balayée, pulsés, etc. [29].

L'utilisation d'un pot vibrant offre plusieurs avantages dans les études vibratoires. Il permet une excitation contrôlée et reproductible de la structure, ce qui facilite la collecte de données précises et la comparaison des résultats expérimentaux. De plus, grâce à la variété des signaux applicables, il est possible d'explorer différents scénarios d'excitation pour évaluer le comportement de la structure dans des conditions diverses.

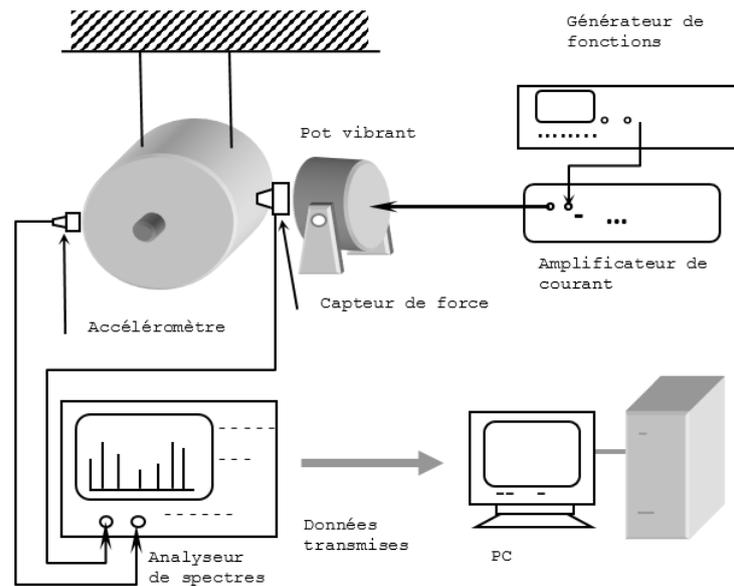


FIGURE 3.12 – Dispositif d'analyse modale par impact

3.4.3 Description de la méthode "Sweep frequency"

La méthode "Sweep frequency", également connue sous le nom de balayage de fréquence, est une technique utilisée pour analyser le comportement d'un système en réponse à une gamme de fréquences. Dans cette méthode, un signal sinusoïdal est généré en augmentant progressivement la fréquence de manière continue sur une plage définie (Figure 3.13). Ce signal est ensuite appliqué au système sous étude. Pendant le balayage de fréquence, les réponses du système, telles que les vibrations, les déformations ou les résonances, sont enregistrées et analysées.

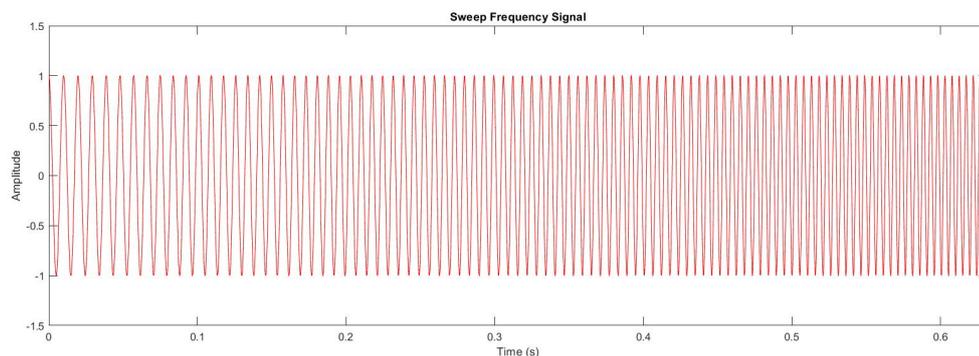


FIGURE 3.13 – Exemple du signal généré par la méthode de balayage de fréquence.

Pour déterminer la résonance mécanique du modèle de noyau sans joint, différentes méthodes peuvent être utilisées. Dans notre cas, la méthode du point marteau ne peut pas être employée car les tôles du modèle de noyau ne sont pas collées. Par conséquent, nous utilisons la méthode du "balayage de fréquence" (Sweep frequency) disponible sur notre générateur de fonction. Cette méthode nous permet d'augmenter progressivement la fréquence. L'analyse est réalisée à l'aide du logiciel PULSE Labshop.

L'avantage de la méthode du balayage de fréquence est qu'elle permet d'explorer la réponse du système sur une large plage de fréquences en une seule exécution. Cela permet de détecter facilement les résonances, les modes propres et autres comportements dynamiques spécifiques du système.

3.5 Résonance mécanique du core model sans joint

Dans le contexte de notre étude sur le modèle de noyau sans joint, la méthode du balayage de fréquence nous permettra d'identifier les fréquences de résonance mécanique du système, c'est-à-dire les fréquences pour lesquelles le modèle de noyau sans joint présente une réponse mécanique significative. La réponse de cette méthode est représentée dans la figure (3.5).

Dans cette figure, nous avons examiné l'évolution de la composante fondamentale du signal en nous concentrant sur les fréquences spécifiques. La trajectoire du fondamental est représentée par une ligne qui commence à évoluer à partir de 100 Hz. À partir de cette analyse, nous avons pu observer des résonances mécaniques claires à 200 Hz et à 400 Hz, où la structure a montré une réponse vibratoire significative.

Cependant, nous avons également identifié des résonances à des fréquences plus élevées, telles que 1000 Hz et 1200 Hz, qui correspondent à des résonances mécaniques se produisant perpendiculairement à notre mesure principale. Étant donné que le vibromètre est positionné sur le côté latéral de la structure, ces résonances indiquent que deux tôles du système ont vibré dans des directions verticales opposées. Cela peut être dû à des interactions complexes entre les différentes parties de la structure. En effet, les tôles subissent des variations périodiques de magnétostriction. Ces variations de magnétostriction entraînent des déformations cycliques des tôles, qui se manifestent sous forme de vibrations à des fréquences spécifiques.

La résonance mécanique se produit lorsque la fréquence des vibrations induites par l'effet de magnétostriction correspond à la fréquence naturelle des tôles. À cette fréquence, les vibrations sont amplifiées, ce qui peut entraîner des déformations plus importantes et des contraintes accrues dans les tôles.

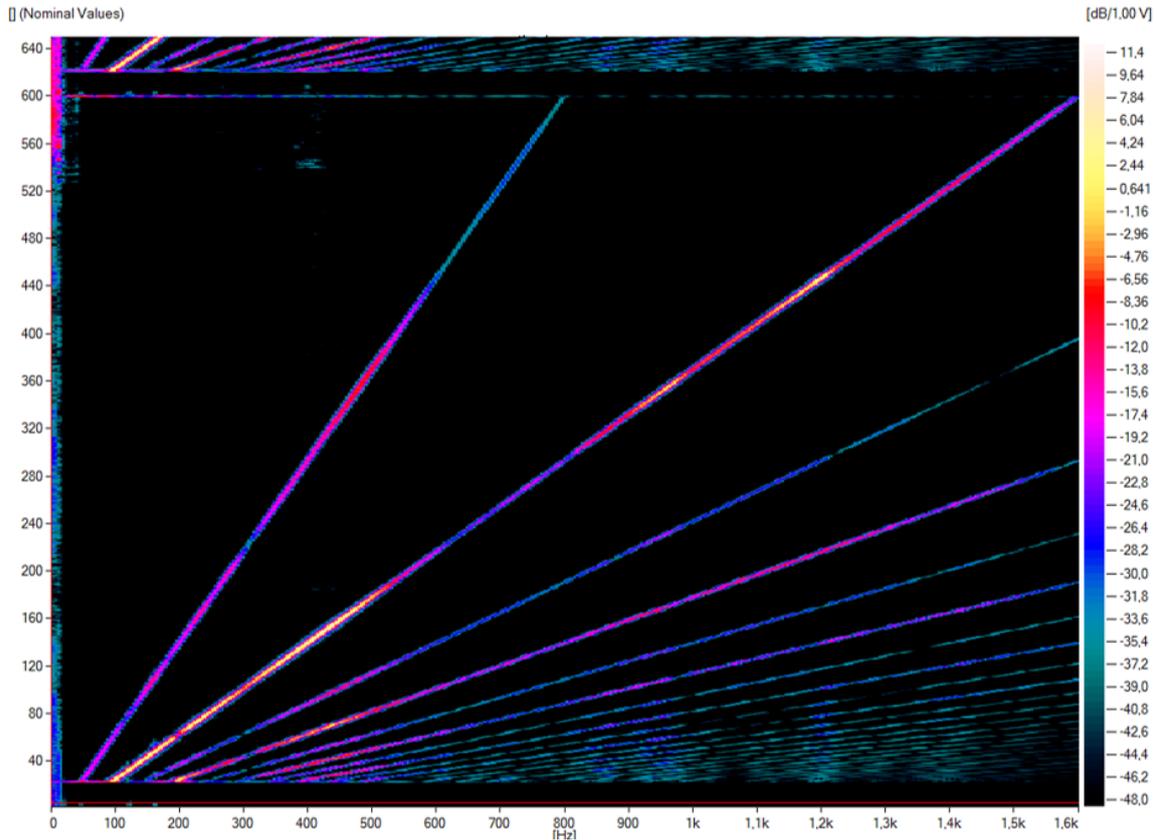


FIGURE 3.14 – Spectrogramme de la résonance mécanique.

3.6 Étude vibratoire par vibromètre à balayage laser

Le vibromètre laser à balayage est équipé d'un miroir qui permet de mesurer les vibrations à différents points sur l'ensemble des tôles. Cette méthode nous offre la possibilité de visualiser la déformation du paquet de tôles en temps réel. Pour ce faire, nous utilisons un premier vibromètre laser qui sert de référence, positionné de manière opposée au vibromètre laser à balayage. Le signal du vibromètre de référence est périodique et ne varie pas dans le temps.

Lorsque le vibromètre laser à balayage est en action, il enregistre les vibrations à chaque point du paquet de tôles (Figure 3.6), tandis que le vibromètre de référence fournit un signal constant pour chaque point de mesure. En comparant les deux signaux, nous pouvons observer les variations et les déformations du paquet de tôles au fil du temps. Cette méthode permet d'obtenir une représentation visuelle précise des déformations dynamiques du paquet de tôles. Pour visualiser les déformations, nous procédons en sélectionnant les zones visibles du paquet de tôles, tout en excluant les zones invisibles telles que les supports des tôles et les fourreaux de bobinage. Ensuite, l'ordinateur associé au vibromètre réalise un maillage des zones sélectionnées et le laser pointe successivement différents points du paquet de tôles, en évitant les zones non sélectionnées par des sauts. En comparant le signal mesuré par le vibromètre laser avec le signal de référence, nous pouvons

déduire les déformations sur la tôle aux fréquences souhaitées.

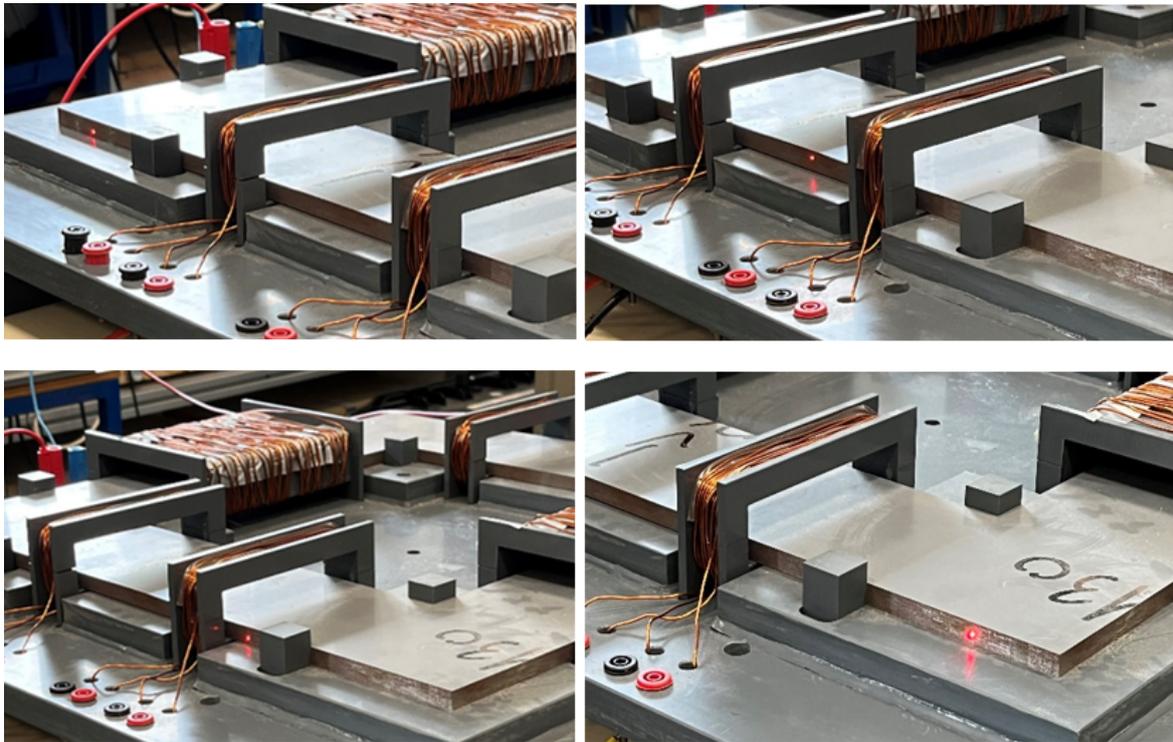


FIGURE 3.15 – Quelques étapes du balayage laser

3.6.1 Résultats à 100Hz

La figure (3.16) représente des animations qui illustrent les déformations et les mouvements vibratoires de la structure. La technique de l'ODS (Operational Deflection Shape) nous permet d'analyser les modes propres vibratoires de notre structure. Le processus d'analyse ODS implique généralement la collecte de données à l'aide de vibromètres positionnés à des emplacements stratégiques sur la structure. Les réponses mesurées sont ensuite traitées pour générer des animations, des cartes de contours ou d'autres représentations visuelles qui décrivent le comportement dynamique de la structure. Dans notre cas, nous avons pu visualiser des animations capturées à leurs extrémités. Le mouvement vibratoire est oscillatoire avec une fréquence d'environ 100 Hz et la déformation est d'environ $1\mu m$.

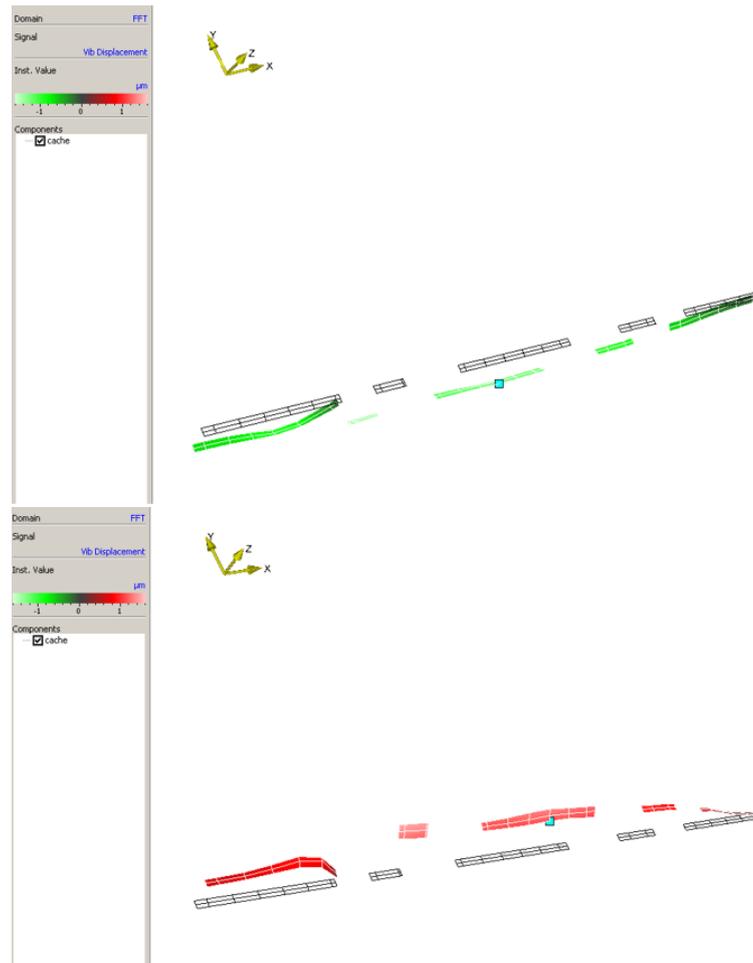


FIGURE 3.16 – La déformation des tôles à 100Hz

3.6.2 Résultats à 200Hz

L'analyse ODS nous permet de visualiser les déformations du cadre à une fréquence de 200 Hz, qui correspond à sa fréquence de résonance mécanique comme mentionné dans le paragraphe 3.5. À cette fréquence, le mode vibratoire de la structure change et les oscillations adoptent une forme sinusoïdale. Les déformations observées sont d'environ 500nm.

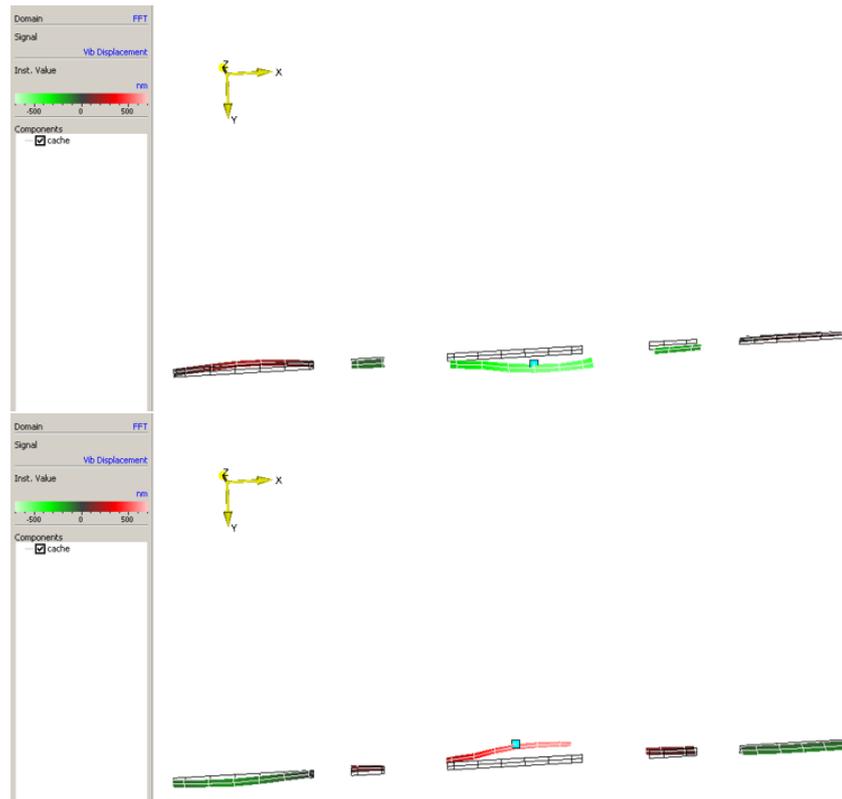


FIGURE 3.17 – La déformation des tôles à 200Hz

3.6.3 Comparaison des deux modes

Ces mesures ont permis de comparer les déformations résultant de la magnétostriction entre les deux modes à 100 Hz et 200 Hz. L'analyse par ODS a révélé des comportements vibratoires distincts dans chaque mode. À une fréquence de 100 Hz, le cadre présente une déformation selon la figure 3.18(A), caractérisée par un mouvement oscillatoire. Cela indique que les tôles vibrent avec une amplitude et une fréquence spécifiques dans ce mode.

En revanche, à une fréquence de 200 Hz, le mode de vibration présente un comportement différent. Les déformations se propagent à travers le cadre sous forme d'ondes sinusoïdale, comme illustré dans la figure 3.18(B). Ce phénomène est principalement influencé par la résonance mécanique, qui correspond à la fréquence à laquelle le cadre résonne naturellement, ou les vibrations se renforcent et entraînent à des déformations significatives. Les vibrations se propagent plus intensément à cette fréquence, donnant lieu à un motif de déformation en forme d'ondes. Il est important de souligner qu'il n'existe pas de règle générale permettant de prédire avec certitude les mouvements vibratoires des tôles. Chaque configuration et chaque mode de vibration peuvent entraîner des déformations spécifiques et uniques. Cela souligne l'importance de mener des études expérimentales approfondies pour comprendre le comportement vibratoire des structures spécifiques.

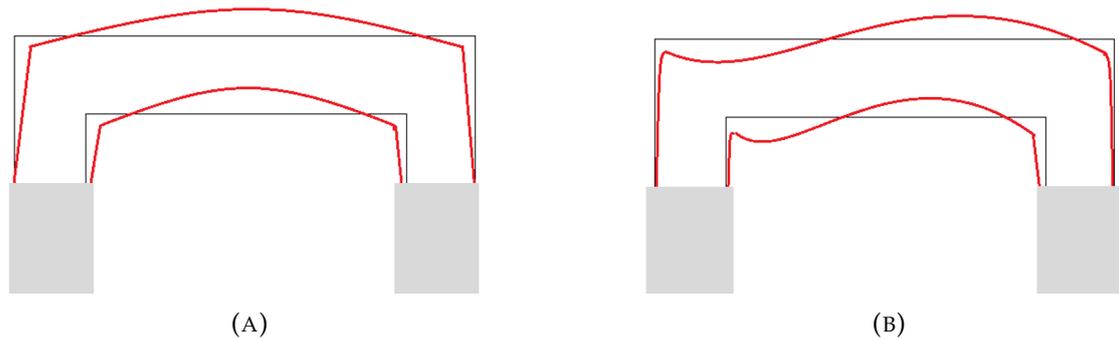


FIGURE 3.18 – Illustration des déformations du core model à : (A) 100Hz (B) : 200Hz

3.7 Conclusion

Ce chapitre présente une discussion détaillée de nos résultats expérimentaux sur les modèles étudiés dans le chapitre précédent. Nous avons pu tirer plusieurs conclusions importantes de nos analyses.

Tout d'abord, concernant les bandelettes de tôle dans le cadre Epstein, nous avons constaté que la mesure par accéléromètre n'était pas fiable. L'aimant des accéléromètres ainsi que leur poids ont un impact significatif sur la réponse vibratoire des tôles, ce qui a été clairement démontré par le calcul de l'erreur relative. Par conséquent, nous avons conclu que la mesure sans contact, en utilisant uniquement le vibromètre laser, était la méthode la plus appropriée pour les bandelettes Epstein.

En ce qui concerne le core model sans joint, nous avons tenté de réaliser des mesures en fixant les accéléromètres avec de la colle chaude. Cependant, il s'est avéré également impossible de mesurer les vibrations de manière fiable avec cette configuration. Par conséquent, nous avons opté pour des mesures exclusivement avec les vibromètres. Nous avons pu mesurer l'allongement des bras du cadre, qui est un indicateur des effets magnétostrictifs.

Par la suite, nous nous sommes intéressés aux résonances mécaniques du core model. Nous avons effectué une mesure de résonance par balayage en fréquences et avons déterminé les fréquences de résonance mécanique du cadre en analysant le spectrogramme. Nous avons ensuite visualisé les vibrations du cadre à 100 Hz et 200 Hz, correspondant à ses fréquences de résonance, en utilisant le vibromètre laser à balayage.

Enfin, pour le core model avec joint butt-lap, nous avons mesuré son allongement et remarqué comment les forces de Maxwell interviennent dans la mesure, en particulier au niveau des joints butt-lap.

Chapitre 4

Approche numérique de la caractérisation du comportement vibro-acoustique

4.1 Introduction

Modéliser le comportement vibro acoustique de noyau à tôles GO, numériquement et en tenant compte de la magnétostriction et des forces de Maxwell est illusoire. Les modèles ne sont pas assez fins, notamment celui relatif à la magnétostriction.

Notre objectif est donc dans ce troisième chapitre de prendre en main les logiciels éléments finis pour nous limiter à la détermination des forces de Maxwell.

4.2 Approche du problème

4.2.1 Principe

Modéliser le comportement sonore requiert plusieurs étapes généralement traitées séquentiellement (couple faible) :

- Détermination de l'induction dans le noyau magnétique ;
- Calcul des forces de Maxwell ;
- Déterminer les caractéristiques mécaniques des transformateurs pour ensuite estimer le comportement sonore.

En effet, pour évaluer l'impact des forces sur une structure, il est nécessaire de comprendre sa réponse vibratoire. Les forces appliquées induisent des déformations statiques qui doivent être combinées avec la réponse mécanique de la structure. Cela implique notamment la détermination des fréquences de résonance. Cette analyse peut être effectuée de manière analytique, numérique ou expérimentale. Par exemple, pour l'approche expérimentale, on peut réaliser des essais au marteau d'analyse modale.

4.2.2 Détermination numérique des fréquences de résonance

De nos jours, de nombreux travaux font appel à des logiciels d'éléments finis pour modéliser divers systèmes mécaniques, électromagnétiques ou encore pour des études combinant ces phénomènes [16]. Ces logiciels permettent de déterminer les fréquences de résonance en résolvant la relation classique :

$$[K] - \omega^2[M] \{c\} = \{0\} \quad (4.1)$$

où $[K]$ et $[M]$ sont respectivement les matrices de rigidité et des masses. Les solutions $f = \omega/2\pi$ et $\{c\}$ sont les fréquences naturelles et le vecteur des déplacements nodaux. Usuellement, les logiciels d'éléments finis résolvent cette équation selon différents algorithmes. L'avantage de ces logiciels est de pouvoir caractériser totalement le système, aussi bien en deux dimensions qu'en trois dimensions. Module de Young, masse volumique et coefficient de Poisson du (ou des) matériau(x) constituant le stator sont des données nécessaires qu'il est parfois difficile d'évaluer. Cela peut être le cas des structure que nous avons étudiées qui sont plutôt très souples, molles. Une structure homogène en mode libre est évidemment beaucoup plus facile à analyser.

Contrairement au modèle analytique, des contraintes peuvent être appliquées à la structure étudiée. Si le système peut être totalement caractérisé, le temps de définition de la géométrie et surtout le temps de résolution peuvent parfois être très longs.

4.3 Modèle numérique simple

4.3.1 Cadre Epstein

La modélisation du cadre Epstein en 2D est réalisée à l'aide du logiciel FEMM. L'objectif de cette partie est d'introduire une modélisation basée sur les éléments finis pour le cadre Epstein que nous avons utilisé précédemment.

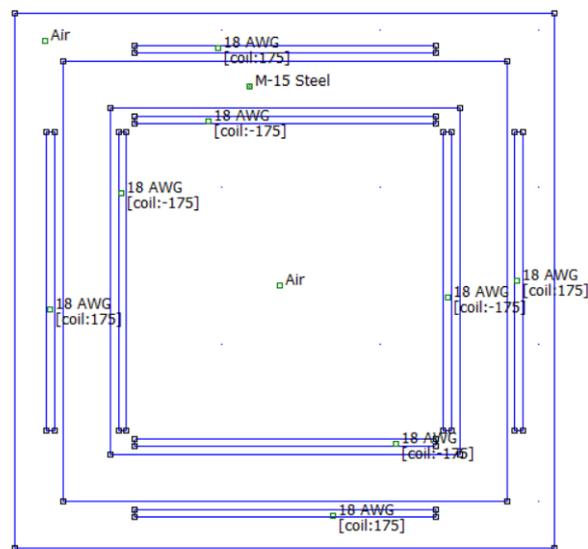


FIGURE 4.1 – Modélisation du cadre Epstein sur FEMM

Nous souhaitons définir les conditions aux limites afin de réduire les calculs liés aux éléments finis. Les conditions aux limites utilisées sont de type Dirichlet. Nous procédons au maillage en utilisant le type de triangle proposé par le logiciel. Ensuite, pour améliorer la visualisation des lignes de champ, nous pouvons ajuster la taille du maillage, en le rendant plus concentré sur le matériau ferromagnétique.

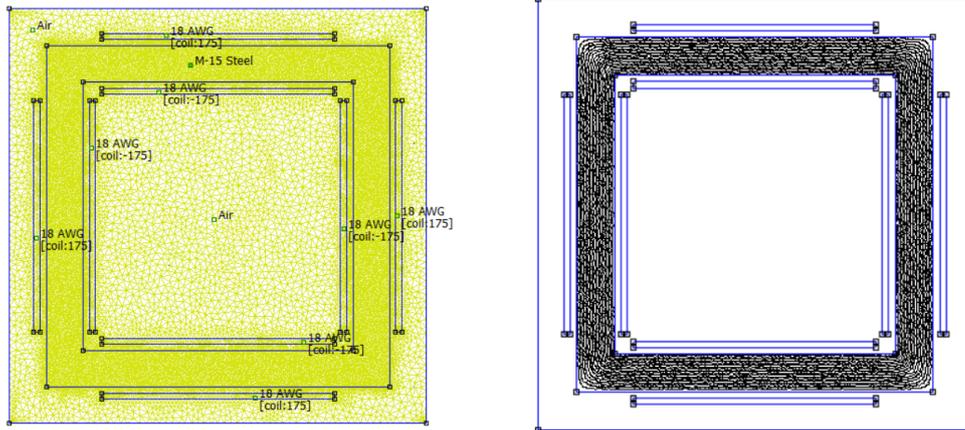


FIGURE 4.2 – Le maillage et les lignes de champ

Le résultat de cette manipulation nous donne accès à la visualisation des lignes de champs parfaitement canalisées dans le matériau ferromagnétique (figure X) et l'induction magnétique dans le cadre.

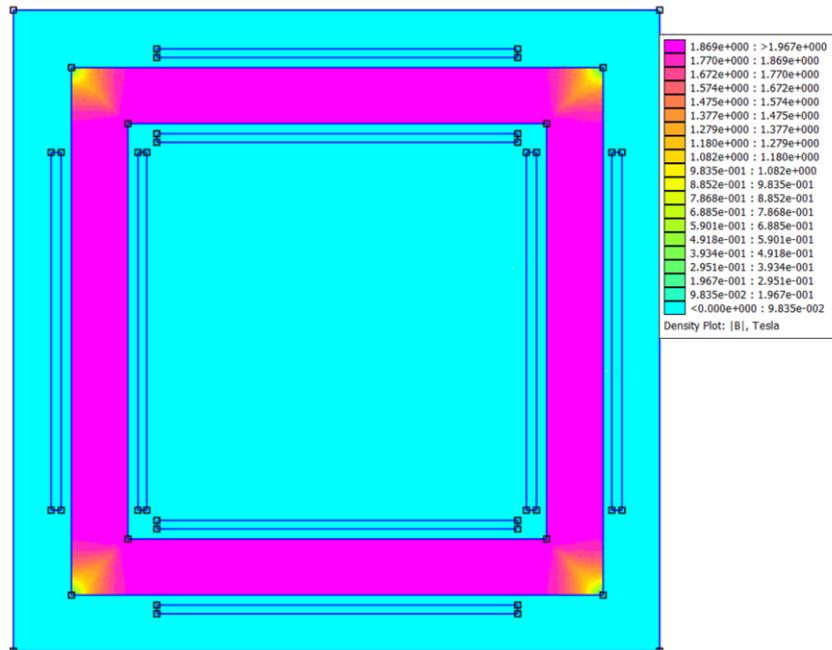


FIGURE 4.3 – Répartition de l'induction magnétique

Aux coins internes, l'induction magnétique est forte en raison de la courte longueur des lignes de champ qui les traversent. Selon le théorème d'Ampère, cela entraîne un champ d'excitation élevé, ce qui se traduit par un champ d'induction magnétique également élevé.

En revanche, aux coins externes, l'induction magnétique est faible en raison de la longueur plus importante des lignes de champ qui les traversent. Conformément au théorème d'Ampère, cela génère un champ d'excitation magnétique plus faible, ce qui se traduit par un champ d'induction magnétique également plus faible.

4.4 Modélisation de l'anisotropie

Il est encore difficile de caractériser avec précision l'anisotropie des tôles GO à l'aide de méthodes analytiques ou numériques. Les propriétés magnétiques de ces tôles varient d'un grade à l'autre en fonction de facteurs tels que la forme et la structure des molécules. Deux types d'anisotropie peuvent être distingués en fonction de ces paramètres : l'anisotropie cristalline résultant de la structure cristalline du matériau, et l'anisotropie liée à l'hétérogénéité de la structure (empilement de feuilles, matériau composite, etc.); on parle dans ce cas de pseudo-anisotropie. Le traitement de ces deux types d'anisotropie varie fortement en fonction des objectifs.

Les propriétés magnétiques des tôles peuvent être incorporées dans un modèle d'homogénéisation pour l'anisotropie cristalline à l'aide de modèles semi-analytiques ou empiriques. En ce qui concerne la pseudo-anisotropie, elle peut être traitée en appliquant des techniques d'homogénéisation qui simplifient les structures stratifiées tout en garantissant des temps de calcul raisonnables [29].

Le tenseur de perméabilité magnétique d'une structure anisotrope doit être établi afin de développer un modèle analytique caractérisant son comportement magnétique. Pour une étude approfondie du phénomène, ce tenseur doit prendre en compte les interactions non linéaires de toutes les directions d'aimantation.

Le tenseur de perméabilité en 3D s'écrit :

$$[B] = \begin{bmatrix} \mu_{xx} & \mu_{xy} & \mu_{xz} \\ \mu_{yx} & \mu_{yy} & \mu_{yz} \\ \mu_{zx} & \mu_{zy} & \mu_{zz} \end{bmatrix} \times [H] \quad (4.2)$$

Cependant, la majorité des modèles présentés sont en 2D, étant donné que le flux magnétique dans la tôle se déplace parallèlement au plan [30]. Toutefois, déterminer un tenseur de perméabilité relative tridimensionnel qui tienne compte de l'anisotropie et de la saturation du matériau n'est pas trivial [31], ils considèrent principalement les caractéristiques magnétiques mesurées des tôles dans leurs directions principales : μ_{xx} , μ_{yy} , μ_{zz} .

4.4.1 Modèle de séparation des axes

Appelé également modèle *conventionnel* [32], il est basé seulement sur les caractéristiques magnétiques dans les directions principales dans le plan des tôles la DL et la DT, caractérisées par les fonctions expérimentalement déterminées de la perméabilité relative en fonction du champ. En considérant le cas où la DL coïncide avec l'axe x , le vecteur d'induction est donné par :

$$\begin{cases} B_x = \mu_0 \mu_x(H_x) H_x \\ B_y = \mu_0 \mu_y(H_y) H_y \end{cases} \quad (4.3)$$

Cependant, cette méthode présente des résultats erronés comme il a été démontré dans [33].

4.4.2 Modèle des deux axes

Ce modèle est proposé par D. Huttenloher dans [34] pour le calcul des champs et des pertes fer dans le stator d'une machine synchrone, en analysant l'anisotropie des tôles NO et en ne respectant que les deux directions principales dans le plan de tôle.

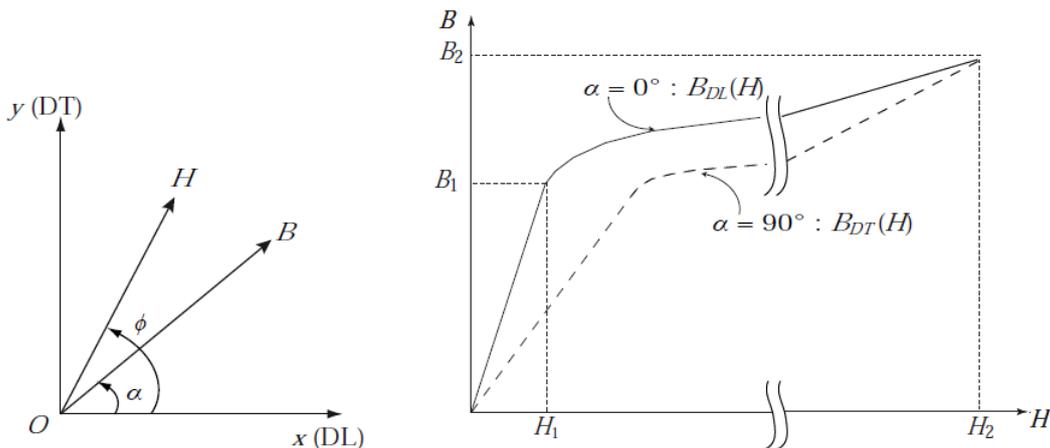


FIGURE 4.4 – Schéma de principe du modèle des deux axes [34].

Le point de saturation magnétique globale de l'acier est l'intersection des deux courbes de $B_{DL}(H)$ et de $B_{DT}(H)$, sa détermination expérimentale est problématique en raison de l'excitation à appliquer. L'utilisation de méthodes d'extrapolation est donc nécessaire pour l'application de ce modèle.

4.4.3 Modèle elliptique

Il se base sur le tenseur de reluctivité, et suppose que la relation entre B et H est une ellipse (1.6). Ce modèle, optimisé au moyen de valeurs expérimentales de

la courbe B-H, prédit différentes directions du champ de magnétisation, pas seulement le long des directions de laminage et transversales du matériau. Les résultats sont les cartes de flux, ainsi que les valeurs de réactance et les forces électrodynamiques sur les enroulements [35].

$$[B_x \nu_x(H)]^2 + [B_y \nu_y(H)]^2 = H^2 \quad (4.4)$$

4.4.4 Modèles d'anisotropies empiriques

Cette méthode repose sur la mesure de la courbe B-H, elle ne se limite pas à la prise de mesures dans les directions DL et DT, mais implique également l'utilisation de plusieurs directions de magnétisation. Il est essentiel de mesurer précisément la courbe B-H dans des directions arbitraires jusqu'à atteindre la densité de flux maximale pour pouvoir analyser sa distribution [36]. Les équations appliquées sont les suivantes :

$$\begin{cases} H_x = f_x(B_x, B_y) \\ H_y = f_y(B_x, B_y) \end{cases} \quad (4.5)$$

4.5 Modélisation de la magnétostriction

Les modèles de magnétostriction et de déformation peuvent être basés sur différents niveaux de complexité, allant des modèles empiriques simples aux modèles basés sur les principes fondamentaux de la physique et de la mécanique des matériaux. Les modèles les plus avancés peuvent prendre en compte des effets tels que l'anisotropie magnétique et les interactions entre les domaines magnétiques.

Pour estimer la déformation induite par la magnétostriction, par les vibrations et l'émission de bruit du noyau du transformateur de puissance, soit :

- On donne une chaîne de modélisation complète d'analyse par éléments finis depuis l'injection de courant jusqu'à l'émission de bruit [37].
- On utilise un modèle de matériau isotrope et linéaire, ce qui limite fortement la précision de leur calcul [38].
- On met en œuvre un modèle de matériau anisotrope, non linéaire et dépendant de la déformation pour simuler les vibrations [39] [40] [41]. Cependant, les circuits magnétiques utilisés dans ces modèles semblent être très éloignés d'un noyau de transformateur laminé.

4.5.1 Les modèles microscopiques

Au niveau microscopique, la magnétostriction survient par l'application d'un champ magnétique externe au matériau magnétique qui entraîne l'orientation des moments magnétiques dans la direction du champ. Les matériaux acquièrent alors

une aimantation globale non nulle. Pour permettre l'alignement des moments magnétiques avec le champ magnétique extérieur, certains atomes s'éloignent, ce qui provoque un changement de longueur donc l'apparition d'une déformation [42].

Du fait de la présence d'hystérésis des matériaux ferromagnétiques, les modèles de magnétostriction sont classifiés en deux groupes : les modèles réversibles et irréversibles. Le modèle réversible ne prend pas en compte l'hystérésis des matériaux contrairement au modèles irréversibles.

4.5.1.1 Les modèles réversibles

- **Les modèles multiéchelles** : Les modèles multiéchelles utilisent une approche énergétique pour décrire le comportement macroscopique des domaines [42], l'implémentation de ce type de modèle nécessite la connaissance du matériau étudié au niveau du cristal, ainsi, leur extension à l'échelle macroscopique passe par la connaissance de la texture du matériau. Deux autre types de modèles multiéchelles ont été implémentés, On retrouve **le modèle multiéchelle simplifié** [43] qui est basé sur l'utilisation des fractions volumiques des domaines de différentes orientations dans un cristal.

Le deuxième modèle est **le modèle multiéchelle complet** [44], qui est constitué par une successions de calculs et de changement d'échelle, ainsi, il permet de calculer le comportement macroscopique (déformation et aimantation) à partir d'un chargement macroscopique donné (champ de contrainte et magnétique)

- **Modèles phénoménologiques** : Ces modèles se basent sur des résultats expérimentaux à l'échelle macroscopique pour décrire des lois de comportement empiriques. Parmi ces modèles très répandus dans la modélisation réversibles de la magnétostriction, on retrouve **le modèle tensoriel polynomial** [45] pour la modélisation du comportement des matériaux magnétostrictifs géants. On retrouve également des modèles prenant en compte l'anisotropie de la magnétostriction où il a été proposé dans [39] un modèle bidirectionnel en considérant l'effet des contraintes et de l'anisotropie de la magnétostriction par rapport à l'aimantation. Ce type de modélisation a été implémenté sur des tôles NO sous induction tournante [46].

4.5.1.2 Les modèles irréversibles

La majorité des modèles traitant de l'irréversibilité de la magnétostriction, parmi lesquels les plus connus sont **le modèle de Jiles-Atherton** [47] [48], et celui de **Preisach**. Le premier modèle repose sur l'idée que lorsqu'un matériau présentant un comportement hystérétique est exposé à un champ magnétique externe, l'énergie fournie peut se diviser en deux parties : une partie stockée de manière réversible et une autre dissipée.

En occurrence, le modèle de Preisach permet de modéliser phénoménologiquement l'hystérésis quel que soit le domaine d'application et de considérer le matériau comme un assemblage de plusieurs éléments indépendants appelés *hystérons*, qui possèdent un comportement asymétrique par rapport à l'excitation [49].

4.5.2 Modèle monovalent

Ce modèle consiste en une B-spline cubique des valeurs crête à crête des courbes de déformation magnétostrictive, mesurées à différents niveaux d'induction. Pour chacune des directions mesurées de la déformation magnétostrictive, un modèle est réalisé [50]. Ce type de modèle est simple à utiliser et ne nécessite que quelques mesures. L'inconvénient est qu'il ignore l'hystérésis et la dépendance en fréquence de la magnétostriction.

4.5.3 Modèle basé sur un réseau de neurones

4.5.3.1 Modèle basé sur les réseaux de neurones

Ce modèle a été créé [51] pour intégrer l'hystérésis de la magnétostriction et sa dépendance à la fréquence. Il prédit la forme de la boucle de magnétostriction de l'acier électrique dans un ensemble limité de circonstances. Il est limité aux aciers électriques soumis à une induction purement sinusoïdale car il est destiné à fournir une évaluation rapide et précise lorsqu'il est utilisé dans des techniques d'éléments finis.

L'entrée du modèle est une période de l'onde d'induction unidimensionnelle. Sur cette onde d'induction, une transformée de Fourier rapide (FFT) est effectuée, et les composantes de fréquence obtenues sont introduites à l'entrée d'un réseau neuronal à rétropropagation (NN). Les calculs effectués par le réseau neuronal sont les composantes de fréquence (amplitude et phase) de la magnétostriction, sur lesquelles une transformée de Fourier rapide inverse (IFFT) est effectuée, ce qui permet d'obtenir l'onde de magnétostriction complémentaire à l'onde d'induction d'entrée.

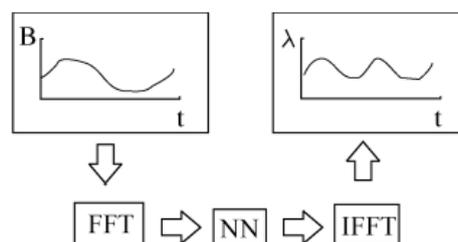


FIGURE 4.5 – Schéma général du modèle basé sur les réseaux de neurones [50]

Pour ce faire, des mesures de la magnétostriction du matériau sont nécessaires dans diverses conditions d'aimantation, y compris diverses amplitudes d'induction magnétique, fréquences et combinaisons de fréquences. Il en résulte un grand

nombre de mesures. En limitant l'entrée du modèle aux seules inductions magnétiques sinusoïdales, la quantité de mesures nécessaires peut être considérablement réduite.

4.5.3.2 Le réseau de neurones

- Entrées : mesures d'induction magnétique.
- Sorties : mesures de magnétostriction.
- Fonction de transfert : linéaire ou non linéaire.
- Algorithme d'apprentissage : basé sur une méthode de descente de gradient. Il modifie les poids de manière itérative, jusqu'à ce que les erreurs entre les sorties souhaitées et les sorties calculées soient faibles.
- Choix du nombre d'harmoniques : plus il y a d'harmoniques, plus le modèle est précis, mais plus le temps de calcul lors de l'apprentissage est long, et plus le temps d'évaluation du modèle est long.

Le réseau de neurones peut approximer les sorties à partir des entrées qui ne faisaient pas partie de l'ensemble d'apprentissage ; c'est ce qu'on appelle la généralisation. Ce type de NN est capable d'approximer une fonction multi-variable.

Lorsque le modèle basé sur un réseau neuronal est utilisé pour un matériau à **grains orientés**, il ne peut être utilisé que dans les noyaux où l'induction est strictement unidimensionnelle, comme les branches d'un noyau de transformateur. Cette restriction est due à la forte anisotropie de ce type de matériau.

4.5.4 La méthode SMSM (Simplified multiscale model)

Cette méthode permet une modélisation précise du comportement magnétique et magnétostrictif anhystérique des matériaux ferro/ferrimagnétiques et prend en compte l'effet des contraintes mécaniques [52]. Ce SMSM considère un matériau magnétique (généralement polycristallin) comme un monocristal équivalent. Ce monocristal équivalent est constitué de domaines magnétiques orientés dans différentes directions. L'énergie locale libre des domaines magnétiques est exprimée en la somme de quatre énergies : l'énergie de *Zeeman*, l'énergie d'anisotropie liée à la texture cristallographique du polycristal et à l'anisotropie magnéto-cristalline, l'énergie magnéto-élastique et finalement l'énergie de configuration, qui permet une distribution initiale particulière des domaines (effet de contrainte résiduelle, effet de surface démagnétisante...).

4.5.4.1 Stratégie globale de modélisation

Le problème magnéto-mécanique entièrement couplé est résolu en deux étapes : la **résolution magnétique** couplée à une boucle de rétroaction mécanique utilisant une approche quasi-statique dans le domaine temporel dans une première étape, puis la **résolution mécanique harmonique** et l'estimation de la puissance acoustique dans le domaine fréquentiel dans une seconde étape.

Le SMSM est ensuite utilisé pour prendre en compte l'anisotropie, la non-linéarité et la dépendance à l'égard des contraintes du matériau [53] [54]. Une règle d'homogénéisation est ensuite appliquée, conduisant à un comportement moyen des différentes couches de la famille (une famille avec une tôle en forme de "I" sur le dessus et une tôle en forme de "E" sur le dessous ou bien une famille avec une tôle en forme de "E" sur le dessus et une tôle en forme de "I" sur le dessous).

À la fin de chaque itération magnétique, une force équivalente est calculée à partir de la contrainte de magnétostriction libre. La boucle de rétroaction mécanique est exécutée parallèlement à la boucle de résolution magnétique. Grâce à la résolution mécanique statique, la déformation totale de la structure est calculée, ce qui conduit à une déformation induite dans chaque couche de la famille. Celle-ci est injectée dans le SMSM pour adapter le comportement du matériau sous contrainte. La résolution mécanique harmonique et la puissance acoustique sont effectuées dans le domaine des fréquences afin d'éviter l'état transitoire et d'obtenir une meilleure efficacité.

Une application de cette méthode est réalisée sur le noyau GO Fe-Si, en raison de sa forte anisotropie, le matériau est orienté dans le sens du laminage. Il a été montré dans [54] que les régions de connexions entre les tôles de forme "E" et de forme "I" présentent des concentrations de contraintes qui sont associées à la rotation de 90° de la DL, créant de grandes variations de magnétostriction. D'autres contraintes sont dues à la différence de propriétés magnéto-mécaniques entre les couches DT et DL déposées alternativement, et se retrouvent dans certaines parties des culasses du transformateur.

4.6 Conclusion

Ce chapitre a servi d'introduction à notre étude numérique et à la modélisation de la magnétostriction. Dans un premier temps, nous avons utilisé le logiciel FEMM pour modéliser le cadre Epstein, ce qui nous a permis de nous familiariser avec les logiciels basés sur la méthode des éléments finis. Ensuite, nous avons examiné les différentes méthodes de modélisation de l'anisotropie qui sont disponibles dans la littérature, ainsi que la modélisation de la magnétostriction, qui reste encore à ce jour un domaine complexe et délicat.

La modélisation de la magnétostriction présente des défis spécifiques en raison de ses caractéristiques non linéaires et de ses interactions complexes avec d'autres phénomènes physiques. Il existe différentes approches et modèles proposés dans la littérature pour représenter ce comportement, mais il n'y a pas encore de consensus clair sur la méthode la plus appropriée.

Conclusion générale

Dans ce projet de fin d'études, notre objectif majeur était d'analyser les phénomènes à l'origine des phénomènes vibratoires et acoustiques des noyaux magnétiques de transformateur de puissance. Il ne s'agissait pas de déterminer avec précision la part du bruit due aux forces de Maxwell et la part du bruit due à la magnétostriction. Notre objectif était de pouvoir se doter d'outils d'analyse et de les mettre en oeuvre.

Pour ce faire, nous avons d'abord réalisé une étude bibliographique approfondie sur les tôles à grains orientés, en examinant leurs propriétés magnétiques et en les comparant aux tôles à grains non orientés. Nous avons également étudié l'assemblage des transformateurs, en mettant l'accent sur les types de joints et leur influence sur la réduction du bruit. Par la suite, nous nous sommes intéressés aux éléments générateurs de bruit dans les transformateurs de puissance, à savoir la magnétostriction et les forces de Maxwell.

Puis, notre stratégie de caractérisation s'est appuyée sur une approche expérimentale approfondie. Nous avons réalisé des mesures de bruit sur un cadre Epstein à l'aide d'un accéléromètre, d'abord avec des aimants pour étudier leur influence sur les mesures, puis en utilisant de la colle chaude pour fixer les éléments. Cependant, nous avons constaté que cette méthode n'était pas favorable, car l'aimantation des aimants magnétise les tôles, ce qui induit une induction supplémentaire se superposant à la composante alternative et modifiant les résultats. De même, la colle chaude modifie la rigidité des tôles et fausse les mesures.

Nous avons ensuite réalisé des mesures sur des cadres de dimensions légèrement plus grandes. Nous avons utilisé un modèle de noyau sans joint pour éliminer les forces de Maxwell, ce qui nous a permis de mesurer les déformations dues à la magnétostriction et de tracer les courbes correspondantes. Ensuite, nous avons effectué des mesures sur des modèles de noyau avec joints pour étudier l'influence des forces de Maxwell sur les mesures. Nous avons également mesuré la résonance mécanique du modèle de noyau sans joint et visualisé les déformations à l'aide d'un vibromètre laser à balayage. Cette approche nous a permis de visualiser les résultats des sources magnétiques de bruit et de prendre en main différents dispositifs laser.

Le dernier chapitre de notre étude porte sur la modélisation du cadre Epstein et sur l'étude de l'anisotropie et des forces de Maxwell. Ce travail reste à poursuivre pour aboutir à la modélisation numérique des déformations.

Pour les prochaines étapes et perspectives, notamment celles du travail doctoral qui va démarrer suite à ce projet de fin d'études, il est nécessaire de se concentrer sur la modélisation de la magnétostriction par éléments finis et de déterminer l'induction dans les joints. De cette manière, il sera possible d'évaluer les forces de Maxwell et leurs effets. Un couplage avec un logiciel mécanique peut être réalisé pour évaluer l'amplitude des déformations. Ces effets déterminés numériquement pourront alors être comparés aux mesures expérimentales, les écarts résultats des effets magnétostrictifs qui viennent enrichir ou réduire les déformations et le bruit acoustique. En ce qui concerne les mesures, il sera intéressant d'utiliser des jauges de contraintes pour effectuer des mesures plus locales, ainsi que des microphones positionnés à différents points, afin de corréliser les résultats mesurés par les vibromètres et les jauges. Par ailleurs, l'utilisation d'un vibromètre pour mesurer les vibrations au-dessus des tôles pourrait être une avancée supplémentaire.

Ce travail de PFE constitue donc une étape importante vers un travail doctoral ambitieux que je pourrais poursuivre. Ces tests expérimentaux ont montré à partir de différents tests simplifiés, des informations intéressantes sur les performances des tôles GO qui pourraient être utilisées par l'industrie.

Bibliographie

- [1] B WEISER, H PFUTZNER et J ANGER. « Relevance of magnetostriction and forces for the generation of audible noise of transformer cores ». In : *IEEE Transactions on magnetics* 36.5 (2000), p. 3759-3777.
- [2] Satoshi ARAI, Masato MIZOKAMI et Masao YABUMOTO. « Magnetostriction of grain oriented Si-Fe and its domain model ». In : *Przeglad Elektrotechniczny* 87.9B (2011), p. 20-23.
- [3] Ahmed MA HAIDAR et Majid AL-DABBAGH. « The influences of T-joint core design on no-load losses in transformers ». In : *IEEE Potentials* 32.3 (2013), p. 40-48.
- [4] Jingang WANG et al. « Multi-field Coupling Simulation and Experimental Study on Transformer Vibration Caused by DC Bias ». In : *Journal of Electrical Engineering and Technology* 10.1 (2015), p. 176-187. DOI : [10.5370/jeet.2015.10.1.176](https://doi.org/10.5370/jeet.2015.10.1.176).
- [5] Georges COUDERCHON. « Tôles et alliages magnétiques doux ». In : *Électronique* (1987).
- [6] Samuel LOPEZ et Jean-François BRUDNY. « Définition de nouvelles structures de circuits magnétiques de machines AC utilisant des tôles à grains orientés ». Thèse de doct. 2011.
- [7] Thierry WAECKERLÉ. « Matériaux magnétiques doux cristallins - Tôles magnétiques fer-silicium non orientées (NO) ». In : *Conversion de l'énergie électrique* (2013).
- [8] Jean-Claude BAVAY et Jean VERDUN. « Alliages fer-silicium ». In : *Conversion de l'énergie électrique* (1991).
- [9] Régis LEMAÎTRE et Thierry BELGRAND. « Matériaux magnétiques doux cristallins. Acier électrique à grains orientés ». In : *Conversion de l'énergie électrique* (2014).
- [10] Djelloul MOUSSAOUI. « PROPRIÉTÉS BIDIMENSIONNELLES STATIQUES ET DYNAMIQUES DES TÔLES MAGNÉTIQUES ». Theses. Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, oct. 1997.
- [11] Rémi PENIN et Jean-François BRUDNY. « Evaluation à priori des performances environnementales d'un noyau magnétique de transformateur triphasé sur la base de tests simplifiés. » Thèse de doct. 2014.
- [12] Veronica Manescu PALTANEA et al. « Experimental analysis of magnetic anisotropy in silicon iron steels using the single strip tester ». In : *2015 9th International Symposium on Advanced Topics in Electrical Engineering (ATEE)*. IEEE. 2015, p. 456-459.

- [13] Sakda SOMKUN. « Magnetostriction and magnetic anisotropy in non-oriented electrical steels and stator core laminations ». In : 2010.
- [14] Maciej ROSKOSZ et Krzysztof FRYCZOWSKI. « Magnetic methods of characterization of active stresses in steel elements ». In : *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 499 (2020), p. 166272. ISSN : 0304-8853.
- [15] Ronan CORIN. « Optimisation des hétérogénéités magnétiques pour l'éco-design des noyaux de transformateurs de puissance ». Thèse de doct. Université d'Artois, 2022.
- [16] INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION, éd. *EN 60404-2 Magnetic materials - Part 2 : Methods of measurement of the magnetic properties of electrical steel strip and sheet by means of an Epstein frame*. 2008.
- [17] AE DRAKE et C AGER. *Intercomparison of AC Magnetic Measurements on Electrical Sheet Steels Using a Single Sheet Tester : Synthesis Report*. Commission of the European Communities, 1989.
- [18] Rafal MAZUREK et al. « Development of sensors for measurement of localised flux density in transformer cores ». In : *Sensor Letters* 11.1 (2013), p. 56-58.
- [19] M JONES et A MOSES. « Comparison of the localized power loss and flux distribution in the butt and lap and mitred overlap corner configurations ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 10.2 (1974), p. 321-326.
- [20] F LOFFLER et al. « Relevance of step-lap joints for magnetic characteristics of transformer cores ». In : *IEE Proceedings-Electric Power Applications* 142.6 (1995), p. 371-378.
- [21] A. J. MOSES. « Effects of stresses on magnetic properties of silicon-iron laminations ». In : *Journal of Materials Science* 9.2 (1974), p. 217-222.
- [22] AA QADER et A BASAK. « Building factor of a 100 KVA 3 phase distribution transformer core ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 18.6 (1982), p. 1487-1489.
- [23] Antoine Roulhac de ROCHEBRUNE. « Contribution à l'analyse des bruits et vibrations des inductances et des transformateurs ». Thèse de doct. Institut National Polytechnique de Grenoble (INPG), 1990.
- [24] TR IEC. « 62581 Ed. 1, Electrical steel—Methods of measurement of the magnetostriction characteristics by means of single sheet and Epstein test specimens ». In : *International Electrotechnical Committee* (2010).
- [25] Peng SHUAI et Jurgen BIELA. « Investigation of acoustic noise sources in medium frequency, medium voltage transformers ». In : *2014 16th European Conference on Power Electronics and Applications*. IEEE, 2014. DOI : [10.1109/epe.2014.6910949](https://doi.org/10.1109/epe.2014.6910949).
- [26] Chang-Hung HSU et al. « Suppressing magneto-mechanical vibrations and noise in magnetostriction variation for three-phase power transformers ». In : *Journal of Applied Physics* 117.17 (2015), p. 17D524.

- [27] A ILO, H PFÜTZNER et T NAKATA. « Critical induction—a key quantity for the optimisation of transformer core operation ». In : *Journal of magnetism and magnetic materials* 215 (2000), p. 637-640.
- [28] Jean LE BESNERAIS et al. « Bruit audible d'origine magnétique dans les machines asynchrones ». In : *Techniques de l'ingénieur. Génie électrique* 6.D3580 (2008).
- [29] Nabil HIHAT. « Modèles Quasi 3D pour l'Analyse de Structures présentant une Anisotropie 3D ». Thèse de doct. d'Université Artois, 2010.
- [30] D LIN et al. « A new nonlinear anisotropic model for soft magnetic materials ». In : *IEEE transactions on magnetics* 42.4 (2006), p. 963-966.
- [31] Yingying YAO, Koji FUJIWARA et Chang Seop KOH. « The modelling method of 2D magnetic properties of grain-oriented electrical steel sheet ». In : *2008 World Automation Congress*. IEEE. 2008, p. 1-4.
- [32] T. NAKATA. « Numerical analysis of flux and loss distributions in electrical machinery ». In : *IEEE Transactions on Magnetism* 20.5 (1984), p. 1750-1755. DOI : [10.1109/tmag.1984.1063495](https://doi.org/10.1109/tmag.1984.1063495).
- [33] Thierry PERA. « LOIS D'AIMANTATION ANISOTROPES ET NON LINEAIRES MODELISATION ET VALIDATION EXPERIMENTALE ». Thèse de doct. Institut National Polytechnique de Grenoble-INPG, 1994.
- [34] D. HUTTENLOHER, H. LORENZEN et R. NUSCHELER. « Investigation of the importance of the anisotropy of cold-rolled electrical steel sheet ». In : *IEEE Transactions on Magnetism* 20.5 (1984), p. 1968-1970. DOI : [10.1109/TMAG.1984.1063408](https://doi.org/10.1109/TMAG.1984.1063408).
- [35] Augusto DI NAPOLI et Roberto PAGGI. « A model of anisotropic grain-oriented steel ». In : *IEEE transactions on magnetics* 19.4 (1983), p. 1557-1561.
- [36] T. NAKATA et al. « Measurement of magnetic characteristics along arbitrary directions of grain-oriented silicon steel up to high flux densities ». In : *IEEE Transactions on Magnetism* 29.6 (1993), p. 3544-3546. DOI : [10.1109/20.281224](https://doi.org/10.1109/20.281224).
- [37] Hu JINGZHU et al. « Electromagnetic vibration noise analysis of transformer windings and core ». In : *IET Electric Power Applications* 10.4 (2016), p. 251-257.
- [38] Peng SHUAI et Jurgen BIELA. « Impact of core shape and material on the acoustic noise emission of medium frequency, medium voltage transformers ». In : *2015 17th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'15 ECCE-Europe)*. IEEE. 2015, p. 1-11.
- [39] Anouar BELAHCEN et al. « Anisotropic and strain-dependent model of magnetostriction in electrical steel sheets ». In : *IEEE Transactions on Magnetism* 51.3 (2015), p. 1-4.
- [40] Serigne Saliou MBENGUE, Nicolas BUIRON et Vincent LANFRANCHI. « An anisotropic model for magnetostriction and magnetization computing for noise generation in electric devices ». In : *Sensors* 16.4 (2016), p. 553.

- [41] Dries VANOOST et al. « Embedding a magnetoelastic material model in a coupled magnetomechanical finite-element solver ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 51.11 (2015), p. 1-4.
- [42] Serigne Saliou MBENGUE. « Étude des déformations induites par l'aimantation des dispositifs électrotechniques : développement d'un modèle magnéto-élastique macroscopique ». Thèse de doct. Compiègne, 2016.
- [43] Nicolas BUIRON. « Modélisation multiéchelle du comportement magnéto-élastique couplé des matériaux ferromagnétiques doux ». Thèse de doct. Cachan, Ecole normale supérieure, 2000.
- [44] Laurent DANIEL et al. « Reversible magneto-elastic behavior : A multiscale approach ». In : *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 56.3 (2008), p. 1018-1042.
- [45] Nicolas GALOPIN. « Modélisation et caractérisation de matériaux actifs pour la conception de dispositifs magnéto-électriques ». Thèse de doct. Université Paris Sud-Paris XI, 2007.
- [46] Anthony J MOSES, Philip I ANDERSON et Sakda SOMKUN. « Modeling 2-D magnetostriction in nonoriented electrical steels using a simple magnetic domain model ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 51.5 (2015), p. 1-7.
- [47] David C JILES, JB THOELKE et MK DEVINE. « Numerical determination of hysteresis parameters for the modeling of magnetic properties using the theory of ferromagnetic hysteresis ». In : *IEEE Transactions on magnetics* 28.1 (1992), p. 27-35.
- [48] Fausto FIORILLO et al. « Hysteresis in magnetic materials ». In : *The Science of Hysteresis* 3 (2006), p. 1-190.
- [49] Isaak D MAYERGOYZ. *Mathematical models of hysteresis and their applications*. Academic press, 2003.
- [50] Tom HILGERT, Lieven VANDEVELDE et Jan MELKEBEEK. « Comparison of Magnetostriction Models for Use in Calculations of Vibrations in Magnetic Cores ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 44.6 (2008), p. 874-877. DOI : [10.1109/TMAG.2007.916395](https://doi.org/10.1109/TMAG.2007.916395).
- [51] Tom HILGERT, Lieven VANDEVELDE et Jan MELKEBEEK. « Neural-Network-Based Model for Dynamic Hysteresis in the Magnetostriction of Electrical Steel Under Sinusoidal Induction ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 43.8 (2007), p. 3462-3466. DOI : [10.1109/TMAG.2007.899756](https://doi.org/10.1109/TMAG.2007.899756).
- [52] Laurent DANIEL. « An analytical model for the effect of multiaxial stress on the magnetic susceptibility of ferromagnetic materials ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 49.5 (2013), p. 2037-2040.
- [53] Mingyong LIU et al. « Homogenized magnetoelastic behavior model for the computation of strain due to magnetostriction in transformers ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 52.2 (2015), p. 1-12.

- [54] Mingyong LIU et al. « Reduction of power transformer core noise generation due to magnetostriction-induced deformations using fully coupled finite-element modeling optimization procedures ». In : *IEEE Transactions on Magnetics* 53.8 (2017), p. 1-11.