



HAL
open science

Etude de l'impact des procédés de fabrication des machines électriques sur les propriétés des noyaux magnétiques

Hugo Helbling

► **To cite this version:**

Hugo Helbling. Etude de l'impact des procédés de fabrication des machines électriques sur les propriétés des noyaux magnétiques. Energie électrique. Université de Lille, 2021. Français. NNT : . tel-03602127v1

HAL Id: tel-03602127

<https://hal.science/tel-03602127v1>

Submitted on 8 Mar 2022 (v1), last revised 6 Apr 2022 (v2)

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

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

Thèse de
Doctorat de l'Université de Lille
Spécialité : Génie électrique

par

Hugo HELBLING

**Etude de l'impact des procédés de fabrication des
machines électriques sur les propriétés des noyaux
magnétiques**

Soutenue le 02 décembre 2021

Devant le jury composé de :

M. Noureddine TAKORABET	Professeur, Université de Lorraine	Président du jury
Mme Afef LEBouc	Directrice de Recherche au CNRS, G2Elab	Rapporteuse
M. Guillaume KREBS	Maître de Conférences HDR, Université Paris Saclay	Rapporteur
Mme Marie-Ange RAULET	Maîtresse de Conférences HDR, Université Lyon 1	Examinatrice
M. Régis BIGOT	Professeur, Arts et Métiers de Metz	Examineur
M. Abdelkader BENABOU	Maître de Conférences HDR, Université de Lille	Directeur
M. Abdelmounaïm TOUNZI	Professeur, Université de Lille	Co-directeur
M. Adrien VAN GORP	Maître de Conférences, Arts et Métiers de Lille	Co-encadrant
M. Walid BOUGHANMI	Dr. Ing., JEUMONT Electric	Invité

REMERCIEMENTS

Comme indiqué ci-dessus, et avant que je ne le fasse plus en profondeur ci-dessous, je tiens à d'ores et déjà à remercier l'ensemble des personnes qui, de près ou de loin, m'ont aidé, accompagné, soutenu, diverti, poussé ou écouté durant ces trois ans, et avant, et après. Votre contribution et votre apport est bien plus important que vous ne le pensez.

Je remercie d'abord mes encadrants. Vous présentez tous d'importantes qualités scientifiques et humaines ; il va être difficile d'éviter les répétitions. Je commence par Abdelkader BENABOU. Tu m'as fait confiance et tu n'as eu de cesse d'être disponible et à l'écoute. Ta rigueur, ton flegme, ta capacité de compréhension et tes connaissances extrêmement riches ont été un moteur pour moi et le fait de souhaiter continuer à travailler avec toi démontre bien à quel point je me suis senti à l'aise. Abdelmounaïm TOUNZI, je tiens également à souligner ta disponibilité, ton expertise toujours pertinente, ton ouverture d'esprit, les choses sont simples avec toi et ça simplifie la prise en main d'un problème et le travail. Adrien VAN GORP, tu as également toujours pris le temps pour moi, ce fut extrêmement enrichissant de venir travailler avec toi sur l'aspect mécanique des procédés de fabrication. Tes remarques et analyses ont toujours été pleines de sens et en plus de m'avoir réconcilié avec la mécanique, cela me fait même apprécier cette discipline.

D'une manière générale, et si vous vous entendez bien tous les trois, c'est que vous êtes, en plus d'excellents enseignants-chercheurs ; des personnes qui identifient rapidement et précisément ce qui est important, des personnes qui comprennent et acceptent les autres personnes. Si ces trois ans ont été globalement faciles à vivre et que je m'y suis senti bien, c'est en grande partie grâce à vous.

Du côté industriel, je remercie Daniel LALOY qui est à l'origine du sujet, avec Abdelkader, et qui a toujours eu des remarques d'une extrême pertinence. Tu as su faire le lien entre l'industrie et l'université, tu as donné du sens et de la consistance à mes travaux. Ensuite, Walid BOUGHANMI, tu as toujours été disponible, tu as dû travailler avec une multitude de personnes différentes pour m'aider à récupérer des échantillons, à effectuer des mesures, à comprendre des mécanismes, tu as été un vrai pilier pour moi et sans ton investissement, les choses auraient été tellement plus compliqué. J'ai beaucoup de respect pour vous deux et vous m'avez donné la chance de mettre un pied dans l'entreprise JEUMONT Electric, qui est pour moi une super entreprise en tout point.

Il faudrait des pages pour remercier personnellement l'ensemble des personnes qui suivent tant ils sont nombreux. Sachez que ma reconnaissance dépasse largement ces mots. Je remercie l'ensemble des autres personnes qui m'ont directement aidé dans mes travaux, que ce soit autour d'un café, derrière un ordinateur pour les méthodes d'optimisation et l'utilisation de Code_Carmel, durant des campagnes de mesures ou pour la récupération d'échantillons. A l'ENSAM : Mohamad EL-YOUSSEF, Alex MONTAGNE, Thierry COOREVITS. L'ensemble des personnes de chez JEUMONT Electric. Au niveau du laboratoire : Florian CHEVALIER, Florentin SALOMEZ, Julien KORECKI, Jérôme MARAULT, Wissem BEKIR, Sylvain SHIHAB, Siraj BOUHADI, Meryeme JAMIL, Nabil M'ZALI, Thomas HENNERON, Ryan O. BERRIEL, Lauro FERREIRA, Vincent MARTIN, Kevin DARQUES, Houssein TAHA, Emna JAIEM, Guillaume CARON, et tous les autres que j'ai oublié, qui sont certainement plus nombreux que ceux que j'ai cité.

Je remercie également mes amis, ma famille, mes parents et particulièrement mon amour, que j'aime profondément.

Aucun mot ne peut décrire la gratitude. Et mon manque d'expressivité n'a d'égal que l'amour que je vous porte, et vous pourrez toujours compter sur moi.

Tout ira bien, mon amour, les nuits, le jour, à venir. Tout ira bien, quelque part, tout finira bien, par finir.

Table des matières

Table des figures.....	8
Introduction générale.....	15
CHAPITRE 1.....	18
Introduction du chapitre 1	18
I. 1 - Notions générales sur les matériaux	19
I. 1-A) Introduction au magnétisme.....	19
I. 1-A.1) Notions magnétiques élémentaires	19
I. 1-A.2) Les différentes catégories de matériaux magnétiques	20
I. 1-A.3) Structure d'un matériau ferromagnétique sans champ magnétique extérieur	20
I. 1-A.4) Comportement d'un matériau ferromagnétique sous un champ magnétique extérieur ..	21
I. 1-A.5) Classification des aciers électriques magnétiques doux	23
I. 1-B) Les pertes Fer	24
I. 1-B.1) Signification physique des pertes Fer	24
I. 1-B.2) Séparation des pertes fer : modèle de Bertotti	25
I. 1-B.3) Hypothèses et limitations du modèle	26
I. 1-C) Introduction aux propriétés mécaniques des matériaux	27
I. 1-C.1) Loi de comportement mécanique : courbe de traction nominale	27
I. 1-C.2) Contrainte de Von Mises	28
I. 1-C.3) Dureté d'un matériau	29
I. 2 – Etat de l'art sur la modélisation et la caractérisation magnétique et multi-physique des matériaux magnétiques	30
I. 2-A) Caractérisation et modélisation magnétique.....	30
I. 2-A.1) Caractérisation des propriétés magnétiques.....	30
I. 2-A.2) Modélisation de la loi de comportement B(H) d'un matériau ferromagnétique.....	32
I. 2-A.3) Les modèles de calcul des pertes Fer.....	34
I. 2-B) Caractérisation et modélisation multi-physique.....	35
I. 2-B.1) Effet des contraintes élastiques sur les propriétés magnétiques	35
I. 2-B.1-1) Contrainte élastique uniaxiale	35
I. 2-B.1-2) Contrainte élastique multiaxiale.....	37
I. 2-B.2) Magnétostriction d'un matériau ferromagnétique.....	38
I. 2-B.3) Modélisation des effets des contraintes élastiques sur les propriétés magnétiques	39
I. 2-B.4) Effets des contraintes mécaniques dans le domaine plastique	41
I. 2-B.5) Modélisation de l'effet de la déformation plastique sur les propriétés magnétiques	42
I. 2-B.6) Effet des contraintes thermiques sur les propriétés magnétiques	43

I. 3 – Notions sur les performances des machines électriques.....	45
I. 3-A) Rendement et point de fonctionnement d’une machine électrique : lien avec les propriétés magnétiques.....	45
I. 3-B) Bilan de puissance et problématique de la mesure.....	47
Synthèse du chapitre 1	49
CHAPITRE 2.....	50
Introduction du chapitre 2	50
II. 0 – Objectifs de la thèse	51
II. 1 – Présentation de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric.....	51
II. 1-A) Vue globale de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric	51
II. 1-B) Du fabricant de tôles au fabricant de machines électriques.....	52
II. 1-C) Procédé d’isolation des tôles : l’isolation Alkophos	52
II. 1-D) Procédé de découpe.....	53
II. 1-E) Procédé d’empilage et de pressage	54
II. 1-F) Procédé de maintien du circuit magnétique.....	55
II. 1-G) Essai d’aimantation	56
II. 1-H) Procédé de frettage	57
II. 1-I) Procédé de bobinage.....	58
II. 1-J) Procédé d’imprégnation	58
II. 2 – Etat de l’art de l’effet des procédés de fabrications sur les propriétés des circuits magnétiques et sur les performances des machines électriques.....	59
II. 2-A) Effet du procédé de découpe	59
II. 2-A.1) Effet de la découpe mécanique.....	59
II. 2-A.2) Effet de la découpe laser.....	63
II. 2-A.3) Effet des coupes par jet d’eau abrasif et par électroérosion	64
II. 2-A.4) Comparaison entre les différentes méthodes de découpe.....	64
II. 2-B) Effet des procédés d’assemblage.....	65
II. 2-B.1) Effet du procédé de compactage.....	65
II. 2-B.2) Effet des procédés de maintien.....	66
II. 2-B.3) Effet du procédé de frettage.....	68
II. 2-C) Effet de l’imprégnation.....	69
II. 2-D) Effet du recuit.....	70
II. 2-E) Effet global d’une chaîne de fabrication des circuits magnétiques de machine électriques sur leurs performances	70
II. 2-F) Problématique de superposition de l’effet des procédés sur les performances des machines électriques	71

II. 3 – Choix des procédés à étudier et de la démarche adoptée	72
II. 3-A) Identification des procédés à étudier.....	72
II. 3-B) Besoins industriel et intérêts scientifiques	73
II. 3-C) Démarche de la thèse	74
Synthèse du chapitre 2	75
CHAPITRE 3.....	76
Introduction du chapitre 3	76
III. 1 – Etude de l’effet du compactage : développement des maquettes expérimentales dédiées	77
III. 1-A) Rappel du procédé de compactage JEUMONT Electric	77
III. 1-B) Maquette expérimentale : objectifs et cahier des charges	77
III. 1-C) Conception de la version initiale de la maquette du procédé.....	78
III. 1-C.1) Choix de la géométrie du circuit magnétique.....	78
III. 1-C.2) Géométrie de la maquette.....	78
III. 1-C.3) Conception et spécifications de la maquette	80
III. 1-C.4) Validation de la maquette.....	85
III. 1-C.5) Protocole expérimental.....	86
III. 1-C.6) Résultats expérimentaux et analyses	87
III. 1-C.7) Analyse et amélioration de la maquette	92
III. 2 – Version finale de la maquette et du dispositif de tests.....	96
III. 2-A) Présentation de l’essai de métrologie.....	96
III. 2-B) Nouvelles mesures et résultats avec la version finale de la maquette	98
III. 2-C) Décomposition des pertes Fer.....	102
III. 2-D) Effet avec intercalaires.....	104
III. 2-E) Effet du compactage sur des tôles de plus faible épaisseur.....	105
III. 3 – Des résultats expérimentaux aux modèles.....	106
III. 3-A) Analyse et objectifs.....	106
III. 3-B) Contribution de chaque contrainte	106
III. 3-C) Identification des modèles magnéto-mécaniques.....	107
III. 3-C.1) Identification du modèle de loi comportement magnéto-mécanique dans le cas 1 – Modèle de Jiles-Sablik	107
III. 3-C.2) Identification du modèle magnéto-mécanique de pertes Fer - cas 1	109
III. 3-C.3) Identification du modèle de loi comportement magnéto-mécanique dans le cas 2	110
III. 3-C.4) Identification du modèle magnéto-mécanique de pertes Fer - cas 2	112
III. 3-D) Détermination de la contrainte équivalente dans les cas 1 et 2.....	112
III. 3-E) Simulations magnétiques sous Code_Carmel	112

III. 3-E.1) Configurations de référence – Répartition homogène de la contrainte	113
III. 3-E.2) Configurations avec contrainte inhomogène (présence d’intercalaires).....	114
Synthèse du chapitre 3	120
CHAPITRE 4.....	121
Introduction du chapitre 4	121
IV. 1 – Procédé d’imprégnation : maquettes, protocoles expérimentaux dédiés et effet global du procédé d’imprégnation sur des circuits magnétiques toriques	122
IV. 1-A) Rappel du procédé d’imprégnation JEUMONT Electric	122
IV. 1-B) Maquettes expérimentales : objectifs, cahier des charges et protocole	122
IV. 1-C) Premières analyses sur l’effet du procédé d’imprégnation	122
IV. 1-C.1) Choix de la géométrie du circuit magnétique	122
IV. 1-C.2) Méthodologie adoptée.....	123
IV. 1-C.3) Caractérisations magnétiques avant imprégnation.....	124
IV. 1-C.4) Protocole expérimental	124
IV. 1-C.5) Résultats et premières discussions	124
IV. 1-C.6) Résultats obtenus sur deux tores identiques imprégnés différemment	127
IV. 2 – Etudes séparés de l’effet de la température et de l’effet du dépôt de la résine sur les propriétés magnétiques	129
IV. 2-A) Etude de l’effet de la température sur les propriétés magnétiques	129
IV. 2-A.1) Essais sur des circuits magnétiques toriques	129
IV. 2-A.2) Essais sur des tôles uniques	132
IV. 2-A.3) Pistes d’investigations pour identifier les origines du vieillissement thermique des aciers électriques	133
IV. 2-B) Etude de l’effet de la résine sur les propriétés magnétiques.....	136
IV. 2-B.1) Simulations thermo-mécaniques	136
IV. 2-B.2) Mise en évidence expérimentale de la diffusion de la résine au sein du circuit magnétique	138
IV. 2-B.3) Effet expérimental de la résine en s’affranchissant de l’effet du traitement thermique	140
IV. 2-B.4) Mise en place de protocole de mise en évidence expérimentale de la rétractation de la résine	141
IV. 2-B.5) Contrôle de l’épaisseur de résine	142
IV. 2-B.6) S’affranchir de l’effet du vieillissement.....	143
IV. 2-B.7) Protocole de mise en évidence de la rétractation de la résine	143
IV. 2-C) Modélisation de l’effet de la résine et du vieillissement	145
IV. 2-D) Synthèse	146
IV. 3 – Effet de l’imprégnation sur des stators JEUMONT Electric	147
IV. 3-A) Description du modèle expérimental	147

IV. 3-B) Stators étudiés	148
IV. 3-C) Résultats	148
Synthèse du chapitre 4	151
CHAPITRE 5	152
Introduction du chapitre 5	152
V. 1 – Présentation des procédés de découpe JEUMONT Electric et des objectifs.	
Développement d'un banc de caractérisation magnétique non standard dédié.....	153
V. 1-A) Rappel : procédés de découpe utilisés chez JEUMONT Electric	153
V. 1-A.1) La découpe mécanique.....	153
V. 1-B) Démarche et objectifs.....	153
V. 1-B.1) Géométries des échantillons et démarche de caractérisation	154
V. 1-C) Développement du <i>Single Sheet Tester</i> miniature	155
V. 1-C.1) Rappel du principe de mesure et miniaturisation du dispositif	155
V. 1-C.2) Conception du bobinage primaire et détermination du champ magnétique	156
V. 1-C.4) Dispositif final : traitement des données et validation expérimentale.....	158
V. 2-A) Prélèvement des échantillons	160
V. 2-B) Comparaison entre l'effet de la découpe mécanique, laser et électroérosion	161
V. 2-B.1) Identification de la distance au bord impactée	164
V. 3-A) Démarche générale.....	173
V. 3-B) Mesure de la courbe de traction.....	174
V. 3-C) Caractérisation des propriétés magnétiques sous déformation plastique	176
V. 3-D) Développement des modèles magnéto-plastique et analytiques de la loi de comportement magnétique et des pertes Fer	178
V. 3-D.1) Modèle magnéto-plastique de pertes Fer	180
V. 3-E) Développement du modèle numérique EF 2D	182
V. 3-F) Présentation du problème d'optimisation	183
V. 3-F) Résultats et discussions	185
V. 3-G) Ouverture et perspectives.....	187
Synthèse du chapitre 5	187
Conclusion générale	188
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	191
ANNEXE 1 : Frottement entre deux solides.....	198
ANNEXE 2 : Conformité du capteur d'effort permettant de monter à 20 MPa.....	199
ANNEXE 3 : Effet du compactage homogène sur des tôles M330-35A	200
ANNEXE 4 : Comparaison des tailles de grains – M400-65A et M330-35A	201

Table des figures

Figure I- 1 - Représentation d'un atome à un électron et des phénomènes liés à l'apparition de son moment magnétique.....	20
Figure I- 2 – Exemple schématique de structure en domaines d'un matériau ferromagnétique (a) et passage d'un domaine magnétique à un autre via une paroi de Bloch (b)-[19].....	21
Figure I- 3 - Courbe de première aimantation.....	22
Figure I- 4 - Courbe de première aimantation et cycle d'hystérésis.....	22
Figure I- 5 - Paroi de Bloch au contact d'un site d'ancrage.....	22
Figure I- 6 - Cycle d'hystérésis, courbe de première aimantation, courbe anhystérétique et autres grandeurs.....	23
Figure I- 7 - Courbes B(H) de tôles M330-65A selon plusieurs directions d'application du flux magnétique.....	24
Figure I- 8 - Evolution du cycle d'hystérésis en fonction de la fréquence d'excitation.....	25
Figure I- 9 - Géométrie simplifiée dans le cadre du développement du modèle de pertes Fer de Bertotti [15]....	26
Figure I- 10 - Représentation schématique d'un essai de traction mécanique.....	27
Figure I- 11 - Courbe de traction nominale – Grandeurs conventionnelles.....	28
Figure I- 12 - Vue de profil (gauche) et vue de face (droite) de l'indenteur utilisé pour la mesure de dureté de Vickers.....	29
Figure I- 13 - Empreinte de Vickers et diagonales d_1 et d_2	29
Figure I- 14 - Représentation schématique du cadre Epstein.....	31
Figure I- 15 - Représentation schématique du Single Sheet Tester.....	31
Figure I- 16 - Photographie (a) et vue schématique (b) du Single Sheet Tester développé dans.....	32
Figure I- 17 - Effet de la contrainte élastique appliquée dans le sens du flux sur la perméabilité relative (a) et les pertes Fer (b) [52].....	36
Figure I- 18 - Effet de la contrainte de compression dans le sens de l'épaisseur de la tôle sur la loi de comportement B(H) (gauche) [55] et sur les pertes Fer (droite) [57].....	37
Figure I- 19 - Effet expérimental des contraintes uniaxiales (a) et biaxiales (b) appliquées dans le plan de la tôle sur les propriétés magnétiques [4].....	37
Figure I- 20 - Evolution de la magnétostriction en fonction de la contrainte (a) et en fonction de l'angle entre le sens de laminage et la direction du champ magnétique appliqué [46].....	38
Figure I- 21 - Evolution du maximum de la magnétostriction d'un acier électrique en fonction du niveau de contrainte mécanique appliqué.....	38
Système d'équations I- 22 - Modèle magnéto-élastique de Jiles-Sablik.....	41
Figure I- 23 - Influence de la déformé plastiques sur les pertes Fer [5].....	42
Système d'équation I- 24 – Modèle magnéto-plastique de Sablik.....	42
Figure I- 25 - Augmentation des pertes Fer liés au vieillissement magnétique pour une tôle Fe-Si 3% possédant des taux de carbone différents [73].....	44
Figure I- 26 - Variation de la dureté Vickers en fonction de la durée de vieillissement pour deux échantillons ferromagnétiques [8].....	44
Figure I- 27 - Exemple des classifications énergétiques des machines électriques 4 pôles.....	45
Figure I- 28 - Répartition des coûts sur 25 ans de fonctionnement d'une machine électrique [82].....	46
Figure I- 29 - Répartition des pertes au sein d'une machine électrique [83].....	47

Figure II- 1 - Vue globale de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric	52
Figure II- 2 - Bobine de tôle magnétique	52
Figure II- 3 - Pertes Fer (a) et loi de comportement B(H) (b) de deux tôles M400-65A - Nue et Alkophos	53
Figure II- 4 - Découpe par poinçonnage, JEUMONT Electric	54
Figure II- 5 - Illustration schématique du procédé d'empilage	54
Figure II- 6 - Tôles intercalaires rivetées (a) et soudées (b)	55
Figure II- 7 - Tôle intercalaire soudée avec intercalaires au niveau des dents et des encoches	55
Figure II- 8 - Vue extérieure d'un stator JEUMONT Electric - mise en évidence des intercalaires	55
Figure II- 9 - Circuit magnétique en train d'être empilé - Visualisation d'une joue de serrage	56
Figure II- 10 - Systèmes de maintien de l'effort de compactage - Tige de serrage (a) et barreaux de serrage (b). 56	
Figure II- 11 - Exemple de stator en essai de magnétisation – $N_1 = 7$	57
Figure II- 12 - Schématisation du procédé de frettage JEUMONT Electric	57
Figure II- 13 - Vue globale du procédé d'imprégnation	58
Figure II- 14 - Vue d'un même stator, après imprégnation, à deux endroits différent – Stator imprégné à l'horizontal – Partie haute du stator pendant le cycle d'imprégnation (a) et partie basse du stator pendant le cycle d'imprégnation (b)	59
Figure II- 15 - Présentation des différents types de découpe mécanique	60
Figure II- 16 - Schéma de principe de la découpe mécanique (a) et ses différentes phases (b) [94]	60
Figure II- 17 - Effet de la découpe mécanique sur la loi de comportement B(H) (a) et sur les pertes Fer (b), à 50Hz	61
Figure II- 18 - Variation de la dureté Vickers sur le bord de coupe, pour même tôle, sans serrage durant la découpe (a) et avec serrage (b) [96]	61
Figure II- 19 - Champ de déformation plastique (a) et évolution de la déformation plastique équivalente sur une certaine distance au bord de coupe [93]	62
Figure II- 20 - Evolution expérimental de la dureté et de la déformation plastique sur une certaine distance au bord de coupe [98]	62
Figure II- 21 - Effet de la découpe par poinçonnage sur les performances globales d'une machine asynchrone 2,2 kW (a) et sur le courant statorique (b) [10]	62
Figure II- 22 - Répartition de l'induction sur une tôle M330-35A de 5 mm de largeur, découpée mécaniquement (a) et au laser (b) [105]	63
Figure II- 23 - Effet de la découpe laser sur les pertes Fer statorique (a) et sur les performances d'une machine asynchrone de 37 kW (b) [109]	64
Figure II- 24 - Comparaison entre l'effet de plusieurs procédés de découpe sur les propriétés magnétiques: loi de comportement B(H) (a) et pertes par hystérésis (b) [112], [113]	64
Figure II- 25 - Effet de l'effort de compactage sur les pertes Fer de stators de largeurs différentes (size W > size T) [29]	66
Figure II- 26 - Echantillons soudés ou non (a) et effet de ces points de soudures sur les pertes Fer (b) [115]	67
Figure II- 27 - Exemple de stators de moteurs synchro-réductants soudé (a) et agrafé [99]	67
Figure II- 28 - Effet de la soudure sur les performances d'une machine asynchrone en pleine charge (a) et sur les pertes Fer statorique pour plusieurs niveaux de tensions (b) [119]	68
Figure II- 29 - Pertes Joule et pertes Fer sans et avec frettage statorique [123]	69
Figure II- 30 - Effet du frettage sur le rendement d'une machine synchrone [126]	69
Figure II- 31 - Evolution des pertes Fer - Stator d'une machine électrique à plusieurs instants de la chaîne de fabrication [12]	70
Figure II- 32 - De gauche à droite: loi de comportement B(H) et pertes Fer avant (DS1, DS2) et après chaîne de fabrication (DS3) [129]	71
Figure II- 33 - Pertes Fer statorique (a) et rendement du moteur (b) obtenus par des calculs éléments finis avec des propriétés magnétiques non dégradées (DS1, DS2) et dégradées (DS3) [129]	71
Figure II- 34 - Mise en évidence de la non superposition et de la non commutativité des procédés de fabrication [11]	72
Figure III- 1 - Vue de stators JEUMONT Electric avec présence d'intercalaires	77
Figure III- 2 - Vue de dessus d'un stator déroulé d'un stator JEUMONT Electric - intercalaires au niveau des dents (a) et intercalaires au niveau des dents et des encoches (b)	77

Figure III- 3 - Version initiale de la maquette dédiée à l'étude du compactage - (a) vis de serrage, (b) capteur de force, (c) plaque PVC, (d) support de bobinage, (e) intercalaires, (f) circuit magnétique feuilleté	79
Figure III- 4 - Vue de coupe de la première version de la maquette dédiée à l'étude du compactage	79
Figure III- 5 - Différentes géométries de tôles intercalaires.....	79
Figure III- 6 - Dispositif modélisé et maillé sous Abaqus - Sans Intercalaires	80
Figure III- 7- Définition du repère utilisé - vue de coupe (a) et vue de haut (b) du circuit magnétique feuilleté..	81
Figure III- 8 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction u_z en fonction des coefficients de frottement minorés et majorés - contrainte globale théorique de 4MPa	82
Figure III- 9 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction u_r en fonction des coefficients de frottement minorés et majorés - contrainte globale théorique de 4MPa	82
Figure III- 10 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction u_θ en fonction des coefficients de frottement minorés et majorés- contrainte globale théorique de 4MPa	82
Figure III- 11 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction u_z pour les coefficients de frottement choisis - contrainte globale théorique de 4MPa.....	83
Figure III- 12 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction u_r pour les coefficients de frottement choisis - contrainte globale théorique de 4MPa.....	83
Figure III- 13 - Répartition de la contrainte mécanique selon la direction u_θ (Abaqus) pour les coefficients de frottement choisis - contrainte globale théorique de 4MPa.....	83
Figure III- 14 - Circuits magnétiques de référence	85
Figure III- 15 - Comparaison des performances magnétiques des deux circuits de références - courbes normales (gauche) et pertes Fer (droite) à 50Hz.....	85
Figure III- 16 - Comparaison des courbes normales - circuit de référence et maquette avec et sans compensation de flux	86
Figure III- 17 - Comparaison des courbes normales - circuit de référence et maquette avec compensation de flux - 0 MPa et 4 MPa.....	86
Figure III- 18 - Comparaison des pertes Fer - circuit de référence et maquette	86
Figure III- 19 - Cycles d'hystérésis pour plusieurs niveaux de pression globale sur le circuit magnétique - sans (gauche) et avec (droite) présence d'intercalaires.....	87
Figure III- 20 - Courbes normales en fonction de la contrainte globale du pressage, cas homogène (gauche) et hétérogène (droite) - tôle intercalaires (B)	88
Figure III- 21 - Ecart relatif sur le champ magnétique en fonction de la contrainte globale de pressage homogène et hétérogène, 1 MPa (a) et 4 MPa (b) - tôle intercalaire B, Figure III- 5.....	88
Figure III- 22 - Ecart relatif sur les pertes Fer en fonction de la contrainte de compactage, cas homogène et hétérogène, 5Hz (a), 50Hz (b) et 250 Hz (c).....	89
Figure III- 23 - Ecart relatif sur le champ magnétique (a) et sur les pertes Fer (b) - Plusieurs géométries d'intercalaires	90
Figure III- 24 - Contraintes dans le sens de la hauteur - Présence d'intercalaires 6 – Para	91
Figure III- 25 - Contraintes induites dans le sens du flux - Présence d'intercalaires 6 - Para.....	91
Figure III- 26 - Contraintes induites orthogonalement au sens du flux - Présence d'intercalaires 6 - Para.....	91
Figure III- 27 - Version finale de la maquette pour l'étude des effets du compactage – Structure de la presse seule (I) et structure complète (II) - Structure fixe de la presse (a), maquette initiale (b), plaque mobile en acier (c), cric hydraulique (d).....	93
Figure III- 28 - Vue schématique de la mesure de position des plaques PVC pour un niveau de compactage donné	94
Figure III- 29 - Premiers essais de métrologie	94
Figure III- 30 - Surface interpolée et Surface obtenue avec la méthode des moindres carrés - Plaque PVC basse	95
Figure III- 31 - Jeu de centrage entre le support de bobinage et le circuit magnétique.....	95
Figure III- 32 - Essais de métrologie sur la version finale de la maquette – Schématisation avec le repère associé (I) et photographie de l'essai en cours (II) - Bague de centrage (a) et palpeur (b).....	96
Figure III- 33 - Palpeur mesurant la position d'une bille.....	97
Figure III- 34 - Δz (a), $\Delta \alpha$ (b) et $\Delta \beta$ (c) en fonction de l'effort de compactage lors de l'essai de métrologie	98
Figure III- 35 - Contrainte σ_z dans le circuit magnétique sur la version initiale et la version finale de la maquette (après avoir usiné le centrage entre les supports de bobinage et le circuit magnétique)	98
Figure III- 36 - Effet de la contrainte de compactage sur la loi de comportement magnétique - Homogène - Version finale de la maquette	99

Figure III- 37 - Effet de la contrainte de compactage sur les pertes Fer à 5 Hz, 50 Hz et 200 Hz	100
Figure III- 38 - Ecart relatif sur le champ magnétique en fonction de la contrainte de compactage - Homogène - Maquette Finale.....	101
Figure III- 39 - Ecart relatif sur les pertes Fer en fonction de la contrainte de compactage - Homogène - Maquette finale	101
Figure III- 40 - Comparaison de l'effet du compactage homogène sur le champ magnétique (a) et sur les pertes Fer (b) entre la version intermédiaire (traits continus) et la version finalisée de la maquette (traits avec motifs)	102
Figure III- 41 - Evolution du coefficient des pertes excédentaires k_{exc} en fonction de la contrainte de compactage	103
Figure III- 42 - Evolution des pertes par hystérésis divisées par la fréquence d'excitation en fonction de la contrainte de compactage pour les niveaux d'inductions de 0,5T, 1T et 1,5T.....	104
Figure III- 43 - Ecart relatif sur le champ magnétique, support intercalaires – 6 - Para, 50Hz.....	104
Figure III- 44 - Ecart relatif sur les pertes Fer, support intercalaires – 6 - Para, à 50Hz, 5Hz et 200 Hz.....	105
Figure III- 45 - Banc de caractérisation magnétique sous contrainte mécanique de traction ou de compression dans le sens du flux magnétique – Single Sheet Tester	107
Figure III- 46 - Effet des contraintes de traction appliquées dans le sens du flux sur la courbe normale	107
Figure III- 47 - Effet des contraintes de compression appliquées dans le sens du flux sur la courbe normale ...	108
Figure III- 48 - Comparaison entre le modèle de Jiles-Sablik et les courbes expérimentales de la loi de comportement magnétique sous plusieurs niveaux de contraintes appliqués dans le sens du flux magnétique ..	108
Figure III- 49 - Evolution du coefficient k_h , des pertes par hystérésis, en fonction de la contrainte de compression dans le plan	109
Figure III- 50 - Evolution du coefficient α , des pertes par hystérésis, en fonction de la contrainte de compression dans le plan	110
Figure III- 51 - Evolution du coefficient k_{exc} en fonction de la contrainte de compression dans le plan.....	110
Figure III- 52 - Evolution du paramètre α en fonction de la contrainte de compactage.....	111
Figure III- 53 - Evolution du paramètre a en fonction de la contrainte de compactage	111
Figure III- 54 - Contrainte équivalente en fonction du numéro d'élément, en négligeant la contrainte dans le sens de la hauteur (cas 1).....	112
Figure III- 55 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), sous code_Carmel, en l'absence de contraintes mécaniques	113
Figure III- 56 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), sous code_Carmel, sous une contrainte de traction de +20 MPa dans la direction du flux magnétique	113
Figure III- 57 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), sous code_Carmel, sous une contrainte de compression de -20 MPa dans la direction du flux magnétique	113
Figure III- 58 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), sous code_Carmel, sous une contrainte de compression de -20 MPa dans le sens de la hauteur	114
Figure III- 59 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), en l'absence de toutes contraintes mécaniques, pour une induction moyenne d'1,1 T	114
Figure III- 60 - Répartition de l'induction magnétique (T) pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale d'1 MPa - cas 1 : contraintes dans le sens de la hauteur négligées.....	114
Figure III- 61 - Répartition de l'induction magnétique (T) pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale d'1 MPa - cas 2 : contraintes dans le plan des tôles négligées	115
Figure III- 62 - Répartition du champ magnétique (A/m) pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale d'1 MPa - cas 1 : contraintes dans le sens de la hauteur négligées.....	115
Figure III- 63 - Répartition du champ magnétique (A/m) pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale d'1 MPa - cas 2 : contraintes dans le plan des tôles négligées	115
Figure III- 64 - Répartition de l'induction magnétique (T) pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale de 4 MPa - cas 1 : contraintes dans le sens de la hauteur négligées.....	115
Figure III- 65 - Répartition de l'induction magnétique (T) pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale de 4 MPa - cas 2 : contraintes dans le plan des tôles négligées	115
Figure III- 66 - Répartition du champ magnétique (A/m) pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale de 4 MPa - cas 1 : contraintes dans le sens de la hauteur négligées.....	116
Figure III- 67 - Répartition du champ magnétique (A/m) pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale de 4 MPa - cas 2 : contraintes dans le plan des tôles négligées	116
Figure III- 68 - Comparaison des courbes normales obtenues expérimentalement en compactage hétérogène et avec les différents modèles développés.....	119

Figure IV- 1 - Représentation schématique de la méthodologie utilisée.....	123
Figure IV- 2 - Pertes Fer (a) et courbes anhystériques (b), à 50Hz, pour les quatre circuits avant imprégnation	124
Figure IV- 3 - Effet du procédé d'imprégnation sur la courbe normale d'aimantation pour un circuit magnétique enroulé de ruban adhésif et un circuit magnétique en l'absence de ruban adhésif	125
Figure IV- 4 - Variation relative du champ magnétique, à 50 Hz, induite par le procédé d'imprégnation - Circuit magnétique avec et sans ruban adhésif.....	125
Figure IV- 5 - Effet sur les pertes Fer à 5 Hz, 50 Hz et 300 Hz - Circuit magnétique avec et sans ruban adhésif	126
Figure IV- 6 - Effet sur les pertes Fer à 5 Hz, 50 Hz et 300 Hz – Zoom sur les moyennes et hautes inductions - Circuit magnétique avec et sans ruban adhésif	126
Figure IV- 7 - Tore imprégné à l'horizontale et tore imprégné à la verticale	127
Figure IV- 8 - Ecart relatif sur le champ magnétique à 50Hz - Comparaison entre le tore imprégné à l'horizontale et celui imprégné à la verticale.....	128
Figure IV- 9 - Ecart relatif sur les pertes Fer à 5Hz, 50Hz et 300Hz - Comparaison entre le tore imprégné à l'horizontale et celui imprégné à la verticale	128
Figure IV- 10 - Ecart relatif sur les pertes Fer à 5 Hz, 50 Hz et 300 Hz - Comparaison entre le tore imprégné à l'horizontale et celui imprégné à la verticale – Zoom aux moyennes et hautes inductions.....	128
Figure IV- 11 - Schématisation du protocole expérimental suivi pour la caractérisation des propriétés magnétiques du tore étudié en fonction de la température de chauffe.	130
Figure IV- 12 - Variations relatives du champ magnétique pour un tore chauffé en étuve suivant la caractéristique durée - température de deux cycles d'imprégnations – 50Hz.....	130
Figure IV- 13 - Courbes B-H de l'échantillon avant le début du premier cycle de chauffe et à la fin du deuxième cycle de chauffe	130
Figure IV- 14 - Variations relatives des pertes Fer pour un tore chauffé en étuve suivant la caractéristique durée - température de deux cycles d'imprégnations – 50Hz	131
Figure IV- 15 - Augmentation des pertes Fer pour une durée importante (plusieurs centaines d'heures) de chauffe sur deux circuits magnétiques de même grade mais pas du même fournisseur.....	132
Figure IV- 16 - Evolution des pertes Fer, à température ambiante, à 50Hz, de la tôle SST du grade M400-65A	133
Figure IV- 17 - Evolution des pertes Fer, à température ambiante, à 50Hz, de la tôle SST du grade M600-65A	133
Figure IV- 18 - Vue globale du banc expérimental XPS à gauche et les quatre échantillons placés au sein du banc	135
Figure IV- 19 - Vue du circuit magnétique (noir) et de la résine (gris) - Vue en perspective (gauche) et vue de dessus (droite) - Définition du repère cylindrique utilisé.....	137
Figure IV- 20 - Contraintes mécaniques induites par la rétraction thermique de la résine dans la section du dispositif – selon u_θ (a) – selon u_r (b) – selon u_z (c)	138
Figure IV- 21 - Illustration du protocole d'analyse de la pénétration de la résine d'imprégnation entre les tôles	139
Figure IV- 22 - Image de l'interface entre deux tôles superposées, après séparation de ces dernières, dans le circuit magnétique après imprégnation - Echantillons 1	139
Figure IV- 23 - Image de l'interface entre deux tôles superposées, après séparation de ces dernières, dans le circuit magnétique après imprégnation - Echantillons 2	140
Figure IV- 24 - Image de l'interface entre deux tôles superposées, avant séparation de ces dernières, dans le circuit magnétique après imprégnation à deux endroits différents.....	140
Figure IV- 25 - Evolution du champ magnétique et des pertes Fer, à 50 Hz, après imprégnation d'un circuit magnétique préalablement vieilli thermiquement	141
Figure IV- 26 - Moule en PLA pour la fabrication des supports en silicone - partie fixe (a) et partie mobile (b)	142
Figure IV- 27 - Coulage du silicone dans les supports en PLA	142
Figure IV- 28 - Vieillessement, à 50 Hz, observé sur les tores utilisés pour l'étude avec les supports en silicone	143

Figure IV- 29 - Evolution des pertes Fer, à 1T et 50Hz, d'un tore en fonction de sa température	144
Figure IV- 30 - Tores imprégnés avec les moules d'1 mm et de 3 mm d'épaisseur	145
Figure IV- 31 - Effet de l'imprégnation sur les tores imprégnés dans des moules – loi de comportement magnétique (gauche) et pertes fer (droite).....	145
Figure IV- 32 - Stator 1 après imprégnation (a) et stator 2 après imprégnation (b)	148
Figure V- 1 - Vue d'une partie d'une tôle statorique JEUMONT Electric.....	154
Figure V- 2 - Vue de face et vue de dessus du Single Sheet Tester	155
Figure V- 3 - Les trois sondes à effet Hall utilisées	156
Figure V- 4 - Visualisation de l'échantillon et des sondes - Introduction du repère (x, y)	157
Figure V- 5 - Présentation du support de bobinage seul (gauche) et du support bobiné avec l'échantillon inséré (droite).....	157
Figure V- 6 - Dispositif final du SST miniature.....	158
Figure V- 7 - Signaux de sortie du SST miniature à l'oscilloscope – Tension V_2 (vert), tensions de sortie des sondes 1,2 et 3 (respectivement jaune, rose et bleu)	158
Figure V- 8 - Comparaison SST standard et SST miniature développé - Comparaison des lois d'aimantation à 5 Hz.....	160
Figure V- 9 - Comparaison SST standard et SST miniature développé - Comparaison des pertes Fer à 5 Hz ...	160
Figure V- 10 -- Chute d'encoche déformée à cause d'un poinçon non plat	161
Figure V- 11 - Courbes d'aimantation des échantillons découpés par poinçonnage (chute d'encoche), laser et électroérosion - 5Hz	162
Figure V- 12 - Courbes d'aimantation des échantillons découpés par poinçonnage (chute d'encoche), laser et électroérosion - 5Hz.....	162
Figure V- 13 - Dent statorique (échantillon non rectangulaire) et chute d'encoche (échantillon rectangulaire) .	163
Figure V- 14 - Comparaison de la courbe normale d'aimantation - découpé électroérosion, chute d'encoche et dent statorique.....	163
Figure V- 15 - Représentation schéma des différentes zones dégradées et non dégradées magnétiquement d'une tôle rectangulaire découpée par poinçonnage	164
Figure V- 16 - Schématisation du protocole de dichotomie mis en place	165
Figure V- 17 - Echantillons découpés dans le cadre de la dichotomie	166
Figure V- 18 - Courbes d'aimantation, à 5 Hz, des échantillons étudiés dans le cadre du protocole dit de dichotomie	166
Figure V- 19 - Pertes Fer, à 5 Hz, des échantillons étudiés dans le cadre du protocole dit de dichotomie	166
Figure V- 20 - Définition des faces A et B sur lesquels les essais de duretés vont être réalisés	167
Figure V- 21 - Schéma explicatif du protocole de mesure de dureté sur la face A	168
Figure V- 22 - Schéma explicatif du protocole de mesure de dureté sur la face	168
Figure V- 23 - Vue d'une empreinte issue des essais de micro duretés	169
Figure V- 24 - Dureté de Vickers en fonction de la distance au bord de coupe pour une charge maximale de 40 N - Micro indentation - Face A.....	170
Figure V- 25 - Face B après l'essai de nano indentation	170
Figure V- 26 - Evolution du déplacement de l'indenteur, à force constante, en fonction de la distance au bord de coupe - Ligne 1	171
Figure V- 27 - Evolution du déplacement de l'indenteur, à force constante, en fonction de la distance au bord de coupe - Lignes 2 et 3	171
Figure V- 28 - Evolution du déplacement de l'indenteur, à force constante, en fonction de la distance au bord de coupe - Ligne 4 et 5.....	171
Figure V- 29 - (a) Répartition de la déformation plastique au cours d'un procédé de poinçonnage. (b) Valeur moyenne de la déformation plastique en fonction de la distance au bord de coupe [92]	172
Figure V- 30 - Schématisation de la procédure d'optimisation adoptée	174
Figure V- 31 - Éprouvettes usinées de section transversale rectangulaire, utilisées pour notre essai de traction [135]	175
Figure V- 32 - Essai de traction mené durant la thèse - (a) mors, (b) échantillon et (c) extensomètre	175
Figure V- 33 - Courbe de traction conventionnelle obtenue sur l'échantillon à partir de l'essai de traction réalisé	176

Figure V- 34 - Courbe de traction conventionnelle (bleue) et modélisation de la zone linéaire (orange) par $\sigma_m = E\epsilon_m$	177
Figure V- 35 - Méthode de détermination de la déformation plastique restant après relâchement de la contrainte mécanique	177
Figure V- 36 - Courbes d'aimantations, à 5 Hz, en fonction du niveau de déformation plastique.....	178
Figure V- 37 - Pertes Fer, à 5 Hz, en fonction du niveau de déformation plastique	178
Figure V- 38 - Comparaison entre le modèle de Langevin et les mesures expérimentales à 5Hz - Courbes anhystérétiques - Absence de déformation plastique	179
Figure V- 39 - Comparaison des courbes normales expérimentales aux courbes anhystérétiques du modèle de Sablik pour plusieurs niveaux de déformations	180
Figure V- 40 - Evolution du paramètre kh en fonction de la déformation plastique	181
Figure V- 41 - Evolution du paramètre α en fonction de la déformation plastique.....	181
Figure V- 42 - Pertes par hystérésis, pertes classiques et pertes excédentaires, à 5 Hz et 1 T, en fonction de la déformation plastique.....	182
Figure V- 43 - Présentation de la géométrie réalisée sur FEMM	182
Figure V- 44 - Schématisation de l'association des lois de comportement magnétique dans les différentes zones de la tôle modélisée sur FEMM	183
Figure V- 45 - Evolution de la déformation plastique sur le bord de coupe.....	185
Figure V- 46 - Evolution de la déformation plastique sur le bord de coupe – Zoom de la Figure V- 45	185
Figure V- 47 - Courbes B-H issues des résultats de la méthode d'optimisation	186
Figure V- 48 – Carte d'induction du bord de coupe de la tôle modélisée pour une induction moyenne d'1 T... ..	186

Introduction générale

Au cours des dernières années, les défis sociétaux et environnementaux, notamment dans le cadre de la transition énergétique, se sont traduits par une forte demande dans le domaine de l'accroissement de l'efficacité énergétique des machines électriques. Si bien que ces besoins grandissants ont, en 2008 puis en 2014, donné lieu à la création de la norme IEC 60034-30-1 [1] qui spécifie différentes classes énergétiques pour les rendements des machines électriques allant de la classe IE1 (efficacité standard) à la classe IE4 (efficacité dite Super Premium). On parle même de l'arrivée d'une classe d'efficacité encore plus grande, dite IE5 [2]. De plus, les instances mondiales imposent aux fabricants de machines électriques de respecter ces classes. Actuellement, celle en vigueur aux Etats-Unis et en Europe est la classe IE3, toutefois, à partir de juillet 2023, l'Union Européenne imposera le niveau IE4 pour les moteurs dont la puissance est comprise entre 75 kW et 200 kW [3]. Notons enfin que, plus les puissances mises en jeu sont importantes, plus les classes évoquées imposent des rendements importants. Dans ce contexte, les industriels doivent impérativement améliorer le rendement de leurs machines, et, de fait, la réduction des pertes devient nécessairement un point clé.

S'il existe plusieurs postes de pertes dans les machines électriques et que certains d'entre eux sont bien maîtrisés, comme les pertes par effet Joule, ce n'est pas le cas des pertes Fer. La prédétermination de ces dernières est encore associée à plusieurs verrous technologiques et scientifiques du fait, notamment, de la complexité de microstructure et de la dynamique d'aimantation des matériaux ferromagnétiques mais aussi de leur couplage avec la thermique et la mécanique. En effet, sur ce dernier point, il est clairement établi dans la littérature que les contraintes thermiques et mécaniques ont un effet notable sur les propriétés magnétiques des matériaux ferromagnétiques [4]–[10].

Afin d'illustrer, de manière pratique et concrète les problématiques liées aux pertes Fer, les présents travaux sont menés en collaboration avec l'entreprise JEUMONT Electric. Celle-ci fabrique des machines électriques, notamment de fortes puissances, le plus souvent à l'unité en fonction des demandes clients et plus rarement en plusieurs exemplaires. La problématique industrielle liée à la mise en place d'une procédure permettant la maîtrise des pertes Fer est ici différente de celle rencontrée dans les productions en grande série, comme par exemple dans le secteur automobile. En effet, les dimensions et puissances mises en jeu étant très variées, il s'agit surtout de mettre en place une démarche générique applicable à n'importe quelle machine.

En pratique, des écarts significatifs peuvent être observés entre les pertes Fer estimées lors de la phase de conception de la machine et celles mesurées, sur les plateformes d'essais, après fabrication de la machine. Il est aussi important de noter que ces écarts peuvent être variables pour deux machines *a priori* identiques (même gamme de puissance, chaîne de fabrication similaire) puisque, dans un cas, les pertes Fer estimées sont proches de celles mesurées et, dans l'autre cas, une différence notable peut être observée. Dans le cas le plus extrême, un rapport deux a déjà été observé entre les pertes estimées et celles mesurées.

Pour expliquer ces écarts, l'une des pistes privilégiées dans la littérature concerne l'impact des procédés de fabrication sur les performances des noyaux magnétiques utilisés pour la fabrication des machines électriques [11], [12]. En effet, les outils de conception intègrent le plus souvent des modèles de matériaux, et de pertes Fer, associés aux propriétés initiales des aciers électriques, *i.e.* celles fournies dans les catalogues des fournisseurs, et ne tiennent pas compte des procédés de mise en forme et d'assemblage (découpe, compactage, frettage, ...) qui interviennent au cours du

processus de fabrication. Ceux-ci vont, par le biais de contraintes mécaniques et thermiques, potentiellement dégrader les propriétés magnétiques des aciers électriques.

L'un des enjeux de cette thèse consiste donc à quantifier l'effet des procédés de fabrication de l'entreprise JEUMONT Electric sur les propriétés magnétiques des circuits magnétiques (perméabilité magnétique relative, pertes Fer). La fabrication d'une machine électrique étant le résultat de la mise en œuvre d'une suite de procédés, il est préférable de s'intéresser aux effets de chacun des procédés potentiellement impactant afin de pouvoir les quantifier et avoir une compréhension plus complète et plus fine des phénomènes mis en jeu. Pour cela, des maquettes expérimentales dédiées et représentatives des procédés de fabrication sélectionnés pour notre étude devront être réalisées afin de caractériser leurs effets sur les propriétés magnétiques.

Ainsi, l'étude de l'effet de ces procédés a plusieurs objectifs. Premièrement, cela permet d'identifier les procédés impactant au sein de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric : si l'état de l'art, comme nous l'aborderons dans ce manuscrit, nous permet d'identifier des procédés potentiellement impactant, tous les procédés de la chaîne de fabrication industrielle évoquée ne sont, d'une part, pas étudiés dans la littérature et, d'autre part, les procédés de fabrication JEUMONT Electric ont leurs spécificités qu'il convient d'étudier expérimentalement. Deuxièmement, l'identification de ces procédés doit s'accompagner d'une quantification de leurs effets sur les propriétés magnétiques pour l'analyse des phénomènes et paramètres impactant mis en jeu mais aussi, d'un point de vue industriel, de pouvoir éventuellement agir sur ces paramètres pour en réduire les effets néfastes. Enfin, la prise en compte de ces effets dans la chaîne de conception, à travers des modèles magnéto-mécaniques et/ou magnéto-thermiques, permettra aussi rendre les outils de conception plus performants.

Les travaux ont été réalisés au sein du L2EP (Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance de Lille) en collaboration avec le MSMP (Laboratoire de Mécanique, Surface, Matériaux et Procédés de Fabrication) et l'entreprise JEUMONT Electric. La présente thèse s'articule autour de cinq chapitres :

Le premier chapitre abordera les principales notions nécessaires à la bonne compréhension de la suite des travaux. Tout d'abord, on décrira les propriétés magnétiques et mécaniques des matériaux ferromagnétiques, en particulier des aciers électriques utilisés pour fabriquer les noyaux magnétiques des machines électriques. Ensuite, un état de l'art sera effectué sur, d'une part, la caractérisation et la modélisation des propriétés magnétiques de ces matériaux (loi de comportement magnétique, pertes Fer) et, d'autre part, sur les effets des contraintes mécaniques et thermiques sur ces propriétés. La présentation de modèles magnéto-mécaniques et magnéto-thermiques complètera cette description des matériaux. Enfin, une dernière partie sera dédiée à l'introduction des notions propres aux machines électriques telles que le rendement, le point de fonctionnement ou encore le bilan de puissance que nous utiliserons dans ce manuscrit.

Le second chapitre, lui, se focalisera sur les aspects « procédés de fabrication ». Dans ce cadre, les objectifs des présents travaux seront, dans un premier temps, rappelés. Puis nous présenterons de manière détaillée la chaîne de fabrication JEUMONT Electric. Un état de l'art sera ensuite réalisé sur les effets des procédés de fabrication sur les propriétés des circuits magnétiques mais aussi sur les performances des machines électriques. Ces deux premiers points nous permettront, à la fin de ce chapitre, de guider les choix des procédés de fabrication JEUMONT Electric qui seront étudiés dans la suite de ce mémoire.

Les troisième, quatrième et cinquième chapitres seront quant à eux dédiés à la présentation des travaux expérimentaux et des simulations numériques pour l'étude des impacts, sur les aciers

électriques, des trois procédés de fabrications retenus, à savoir le compactage, l'imprégnation et la découpe mécanique et laser des aciers électriques. Chaque chapitre abordera l'un de ces procédés. Pour chacun d'entre eux, le procédé sera décrit et la/les maquette(s) expérimentale(s) développée(s) sera/seront présentée(s) ainsi que les protocoles expérimentaux associés. Les résultats seront présentés et discutés pour aboutir, notamment pour les procédés de compactage et de découpe, à des premiers développements de modèles visant à tenir compte de l'effet desdits procédés. Finalement, les limites et les perspectives des travaux effectués seront décrites pour chacun des procédés étudiés.

CHAPITRE 1

Comportement magnétique, mécanique, magnéto-mécanique et magnéto-thermique des matériaux ferromagnétiques. Notions sur les performances des machines électriques.

Introduction du chapitre 1

Ce chapitre présente les propriétés des matériaux et, dans une moindre mesure, les propriétés des machines électriques relatives à la problématique de ces travaux de thèse. On présentera d'abord les notions générales liées au comportement magnétique et mécanique des matériaux. Une fois ces notions posées, on pourra s'intéresser à la caractérisation et à la modélisation de leurs propriétés magnétiques mais aussi magnéto-mécaniques et magnéto-thermiques car les matériaux magnétiques sont soumis à des contraintes mécaniques et thermiques lors du processus de fabrication des machines électriques, mais aussi au cours de leur fonctionnement. De fait, il est essentiel d'aborder l'effet des contraintes mécanique et thermique sur les performances magnétiques ainsi que les moyens de caractérisation et de modélisation existants. Pour finir, les notions liées aux performances des machines électriques seront introduites (rendement, point de fonctionnement, bilan de puissance).

I. 1 - Notions générales sur les matériaux

Dans cette première partie, les notions essentielles à la compréhension des comportements magnétique et mécanique des matériaux, dans le contexte de ces travaux de thèse, seront présentées.

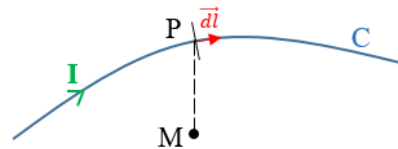
I. 1-A) Introduction au magnétisme

Afin d'introduire le phénomène de magnétisme, nous reprendrons de façon synthétique la description de celui-ci telle qu'elle est formulée dans les ouvrages [13]–[17].

I. 1-A.1) Notions magnétiques élémentaires

Considérons un circuit filiforme C placé dans l'air et traversé par un courant I (A). La loi de **Biot et Savart** (Eq. 1) donne l'expression du champ d'induction magnétique \mathbf{B} (T) induit par la circulation du courant dans C . La constante $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ ($\text{H} \cdot \text{m}^{-1}$) représente la perméabilité magnétique du vide.

$$\mathbf{B}(\mathbf{M}) = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \int_C \frac{I \cdot d\mathbf{l} \wedge \mathbf{PM}}{\|\mathbf{PM}\|^3} \quad (\text{Eq. 1})$$

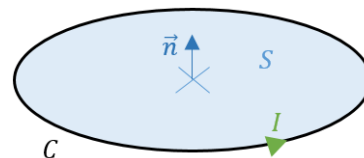


De plus, le champ d'induction magnétique \mathbf{B} (T) est à flux conservatif puisqu'il respecte l'**équation locale de Maxwell** (Eq. 2). On définit ensuite le champ magnétique \mathbf{H} ($\text{A} \cdot \text{m}^{-1}$). Sa principale propriété est qu'il respecte le **théorème d'Ampère** (Eq. 3) : soit une surface S (m^2) s'appuyant sur un contour orienté et fermé C dont l'élément de longueur est noté $d\mathbf{l}$ (m). La circulation du champ \mathbf{H} sur le contour C est alors égale au courant total I traversant la surface S .

$$\text{div } \mathbf{B} = 0 \quad (\text{Eq. 2}) \quad \oint_C \mathbf{H} \cdot d\mathbf{l} = I \quad (\text{Eq. 3})$$

On considère une spire circulaire traversée par un courant I et délimitant une surface S de vecteur normal unitaire \mathbf{n} ($-$). La circulation du courant engendre un moment magnétique \mathbf{m} ($\text{A} \cdot \text{m}^2$) qui caractérise l'intensité et l'orientation d'une source magnétique (Eq. 4). Le moment magnétique tend à s'orienter dans la même direction que le champ d'induction magnétique qui lui est appliqué.

$$\mathbf{m} = I \cdot S \cdot \mathbf{n} \quad (\text{Eq. 4})$$



Le comportement d'un atome comprenant n électrons peut être assimilé à celui de n spires circulaires traversées par un courant. Chaque électron en rotation induit un moment magnétique nommé **moment magnétique orbital**. De plus, chacun de ces électrons est porteur d'un **moment magnétique de spin**, associé au moment cinétique de spin d'origine purement quantique, souvent imagé comme la rotation de l'électron sur lui-même. La somme de ces deux contributions est le **moment magnétique de l'atome**, Figure I- 1. Celui-ci sera représenté par un vecteur dont la norme et la direction correspondent respectivement à son intensité et à son orientation.

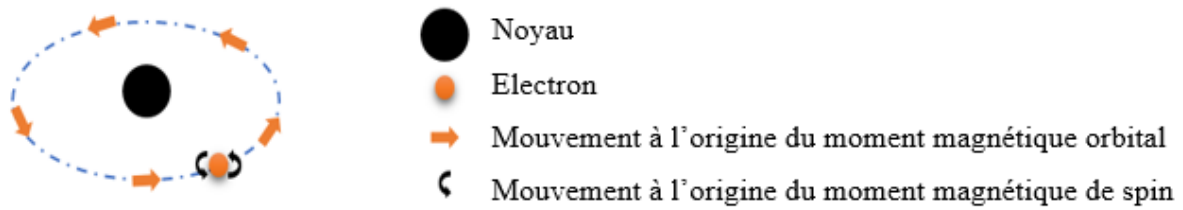


Figure I- 1 - Représentation d'un atome à un électron et des phénomènes liés à l'apparition de son moment magnétique [18]

En notant $d\mathbf{m}$ la somme vectorielle des moments magnétiques compris dans le volume dv (m^3) d'un matériau donné, l'aimantation \mathbf{M} ($A.m^{-1}$) de ce volume est définie par (Eq. 5):

$$\mathbf{M} = \frac{d\mathbf{m}}{dv} \quad (\text{Eq. 5})$$

Les équations ci-dessous traduisent le comportement magnétique d'un matériau et notamment sa réponse magnétique (\mathbf{B} , \mathbf{M}) à l'application d'une excitation extérieure (\mathbf{I} , \mathbf{H}). On définit la loi de comportement magnétique globale du matériau (Eq. 7) et deux nouvelles grandeurs : la polarisation magnétique \mathbf{J} (T) (Eq. 7) et la susceptibilité magnétique χ (-) (Eq. 9).

$$\mathbf{B} = \mu_0 \cdot (\mathbf{H} + \mathbf{M}) \quad (\text{Eq. 6})$$

$$\mathbf{J} = \mu_0 \cdot \mathbf{M} \quad (\text{Eq. 7})$$

$$\mathbf{M} = \chi \cdot \mathbf{H} \quad (\text{Eq. 8})$$

A partir des équations ci-dessus, la perméabilité relative, notée μ_r (-), peut être définie telle que $\mu_r = (1 + \chi)$. Elle relie l'induction et le champ magnétique (Eq. 9). La perméabilité relative traduit la capacité du matériau à conduire et à canaliser le flux magnétique.

$$\mathbf{B} = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot \mathbf{H} \quad (\text{Eq. 9})$$

I. 1-A.2) Les différentes catégories de matériaux magnétiques

Les matériaux diamagnétiques et paramagnétiques

Les matériaux diamagnétiques (eau, plomb, cuivre...) et paramagnétiques (lithium, aluminium, ...) ont des susceptibilités magnétiques χ très faibles ($|\chi| < 10^{-3}$) qui sont respectivement négatives et positives. D'un point de vue magnétique, on assimile le comportement de ces matériaux à celui de l'air.

Les matériaux ferromagnétiques

Les matériaux ferromagnétiques sont ceux qui présentent un intérêt pour la conversion d'énergie, notamment dans les machines électriques. Ces matériaux possédant des susceptibilités magnétiques χ significatives ($\chi \gg 1$), ils permettent de canaliser et d'amplifier efficacement l'induction magnétique qui est nécessaire pour assurer une conversion d'énergie à forte densité. La structuration en domaines magnétiques et le comportement de ces matériaux sont développés dans les parties suivantes.

I. 1-A.3) Structure d'un matériau ferromagnétique sans champ magnétique extérieur

Structure en domaines magnétiques

Un matériau ferromagnétique est subdivisé en ce qu'on appelle des **domaines magnétiques** ou **domaines de Weiss** [19], Figure I- 2 - (a). Un domaine magnétique est une région, de l'ordre de quelques micromètres à quelques centaines de micromètres, dans laquelle tous les moments magnétiques des

atomes sont alignés entre eux. Chacun de ces domaines possède donc une aimantation locale non nulle. Dans les aciers électriques classiques, ces domaines sont séparés par des **parois de Bloch** ou **parois de domaines**, Figure I- 2 - (b). Ce sont des zones de quelques centaines à quelques milliers d'Angström (10^{-10} m) dans lesquelles l'orientation de l'aimantation bascule d'un domaine à l'autre.

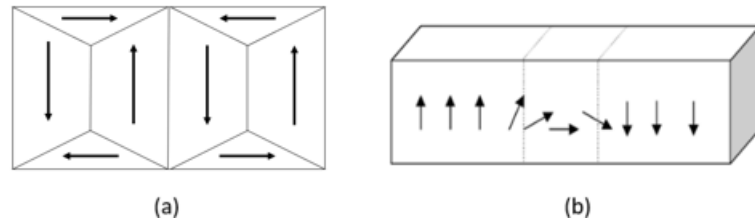


Figure I- 2 – Exemple schématique de structure en domaines d'un matériau ferromagnétique (a) et passage d'un domaine magnétique à un autre via une paroi de Bloch (b)-[20]

La structure en domaines au sein des matériaux ferromagnétiques doux conduit à une aimantation nulle à l'échelle macroscopique. Cette structure est le résultat d'un équilibre énergétique complexe faisant intervenir trois composantes majeures dont le détail est développé dans [15]. Premièrement, l'**énergie d'échange** caractérise les interactions entre les atomes magnétiques du matériau et favorise leur alignement, observé au sein d'un domaine magnétique. L'**énergie d'anisotropie** est liée à la structure cristallographique du matériau. Cette dernière est composée d'axes cristallographiques selon lesquels l'aimantation est favorisée (**directions de facile aimantation**). L'énergie d'anisotropie favorise l'alignement des moments magnétiques selon ces axes. Enfin, l'**énergie magnétostatique** tend à désaligner les moments magnétiques entre eux afin d'obtenir, d'un point de vue macroscopique, l'induction la plus faible possible dans l'espace. Ce dernier point justifie le fait que, généralement, deux morceaux de fer ne s'attirent pas entre eux.

Sites d'ancrage

La structure cristallographique du matériau présente des défauts comme la présence de lacunes, de dislocations, de joints de grains ou encore de précipités [21]. Ces défauts ont un effet sur les propriétés magnétiques du matériau. De même, ce dernier peut présenter des impuretés (présence de carbures, nitrures, etc...). D'un point de vue magnétique, ces défauts et ces impuretés sont considérés comme des **sites d'ancrage** qui vont venir perturber le processus d'aimantation du matériau décrit dans la suite.

I. 1-A.4) Comportement d'un matériau ferromagnétique sous un champ magnétique extérieur

Evolution de la structure en domaines : courbe de première aimantation

L'application d'un champ magnétique extérieur modifie la structure en domaines du matériau. Si on considère un matériau ferromagnétique à l'état initial désaimanté auquel on applique un champ magnétique croissant, ses domaines magnétiques vont tendre à s'orienter selon la direction du champ, Figure I- 3. Plus l'intensité du champ magnétique sera grande et plus les domaines dont la direction de facile aimantation est proche de celle du champ extérieur vont gagner en volume. A très fort champ, une rotation des moments magnétiques suivant la direction du champ appliqué est observée. Ainsi, lorsque tous les moments magnétiques du matériau sont parallèles à ce dernier, le matériau atteint son état de saturation magnétique. Dans ce cas, son aimantation, sa polarisation et son induction atteignent leurs valeurs maximales dites « à saturation » et respectivement notées M_s , J_s et B_s . Un

matériau comportant un nombre fini d'atomes, ces grandeurs à saturation représentent des valeurs intrinsèques du matériau et ne dépendent que de sa composition chimique. La **courbe de première aimantation** illustre, d'un point de vue macroscopique, l'évolution de la structure qui vient d'être décrite, Figure I- 3.

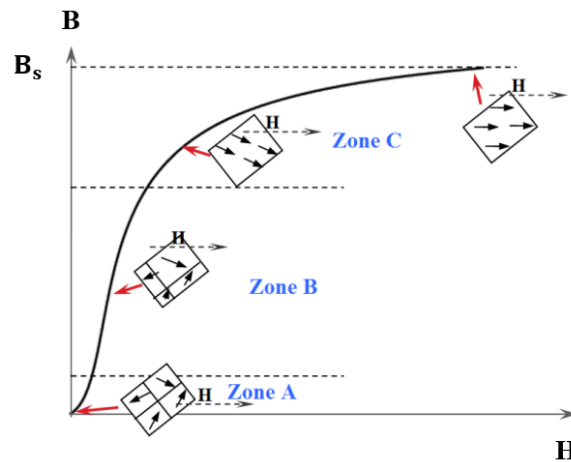


Figure I- 3 - Courbe de première aimantation

Evolution de la structure en domaines : cycle d'hystérésis

Une fois la saturation atteinte dans le cas évoqué ci-dessus, si le champ magnétique appliqué se met à décroître on observe que la courbe $B(H)$ s'écarte de celle de première aimantation. En appliquant alors une excitation cyclique, on obtient ce qu'on appelle un **cycle d'hystérésis magnétique**, Figure I- 4. Celui-ci présente quelques points particuliers. Le premier correspond à l'induction présente au sein du matériau lorsque le champ d'excitation s'annule : il s'agit de l'induction rémanente B_r (T). Le second point remarquable correspond au champ magnétique nécessaire pour obtenir une induction nulle dans le matériau et correspond au champ coercitif H_c ($A \cdot m^{-1}$). L'origine de ce cycle s'explique par l'existence d'une dissipation d'énergie au cours du processus d'aimantation que l'on peut assimiler à l'existence de forces de friction lors du mouvement des parois de domaines. En effet, ceux-ci sont perturbés par les sites d'ancrages précédemment définis. Ceci est illustré sur la Figure I- 5. Le déplacement des parois de domaines s'accompagne d'une dépense irréversible d'énergie pour franchir ces sites. Cela induit des phénomènes dissipatifs qui se traduisent par la présence de courants induits microscopiques et impliquent l'irréversibilité du processus d'aimantation d'un matériau ferromagnétique.

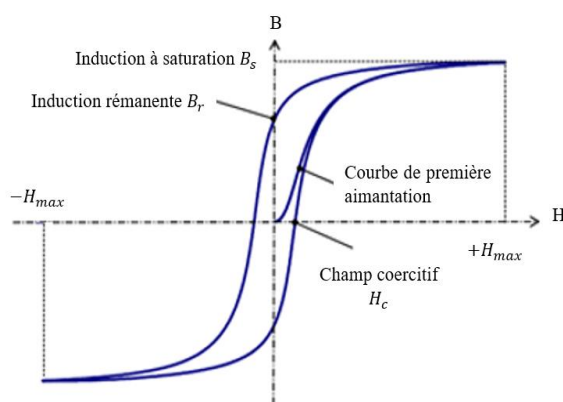


Figure I- 4 - Courbe de première aimantation et cycle d'hystérésis

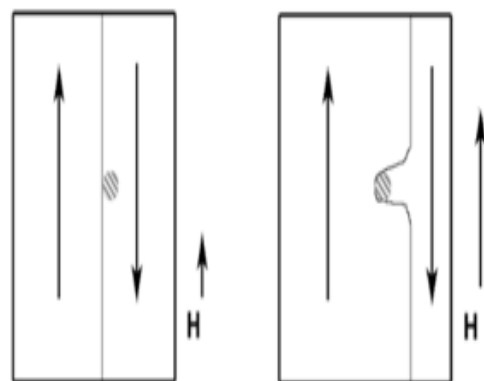


Figure I- 5 - Paroi de Bloch au contact d'un site d'ancrage

Courbe normale et courbe anhystérique

La courbe de première aimantation d'un matériau ferromagnétique s'obtient donc à partir d'un état particulier dans lequel le matériau est désaimanté (induction rémanente et champ coercitif nuls). Toutefois, deux aspects nécessitent d'être mis en lumière. Premièrement, pour caractériser la courbe de première aimantation d'un matériau, il faut systématiquement le désaimanter. Deuxièmement, dans les dispositifs de conversion de l'énergie, les matériaux ferromagnétiques doux fonctionnent, généralement, sur le cycle d'hystérésis et non pas à l'état désaimanté. On introduit alors les notions de courbe normale d'aimantation et de courbe anhystérétique. La première est définie à partir des extremums (H_{\max} , B_{\max}) de plusieurs cycles d'hystérésis centrés au point ($H=0$, $B=0$) et d'amplitude croissante. Cette courbe est, en pratique, très proche de la courbe première aimantation. Quant à la courbe anhystérétique, celle-ci caractérise le comportement du matériau ferromagnétique si son processus d'aimantation s'opérait sans dissipation d'énergie (absence de cycle d'hystérésis). En pratique, cette courbe peut être correctement estimée en appliquant un champ d'excitation saturant magnétiquement le matériau avant d'être amorti autour d'une valeur de polarisation moyenne H_i , $i \in \llbracket 1 ; n \rrbracket$, où n correspond au nombre de points de la courbe anhystérétique obtenus pour n champs de polarisation, de coordonnées ($H_i ; B(H_i)$). On constate cependant, Figure I- 6, que la courbe anhystérétique et la courbe de première aimantation sont différentes, notamment à basse induction, où on retrouve un point d'inflexion dans le cas de la courbe de première aimantation (assimilable à la courbe normale) tandis que celui-ci n'est pas présent sur la courbe anhystérétique. Elles sont toutefois confondues pour les hautes inductions et plus particulièrement à saturation. Dans le cadre des caractérisations magnétiques effectuées durant cette thèse, on travaillera avec les courbes normales d'aimantation. Toutefois, comme on l'abordera par la suite, les modèles analytiques de la loi de comportement magnétique $B(H)$ sont généralement des modèles anhystérétiques.

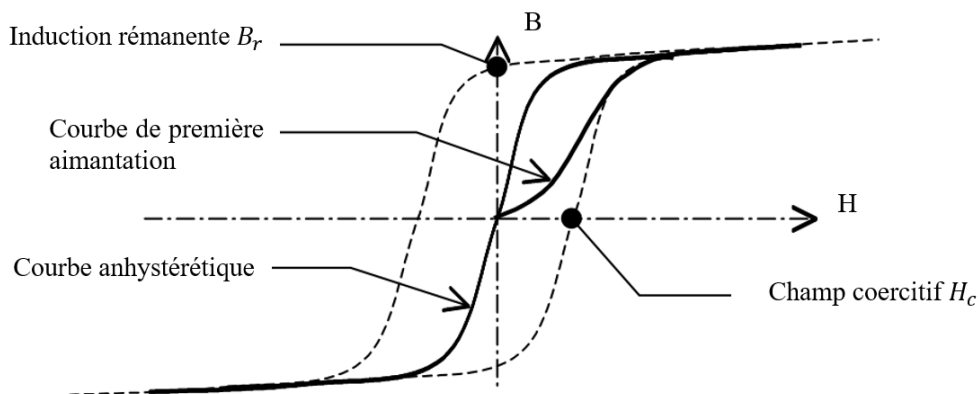


Figure I- 6 - Cycle d'hystérésis, courbe de première aimantation, courbe anhystérétique et autres grandeurs

I. 1-A.5) Classification des aciers électriques magnétiques doux

Les aciers pour applications électrotechniques, aussi appelés aciers électriques, sont pour la plupart des alliages fer-silicium qui peuvent contenir jusqu'à 3,2 % de silicium. Selon l'application visée, on peut distinguer deux familles : les aciers électriques à grains orientés (GO) et ceux à grains non orientés (NO).

- Dans le cas des aciers GO, le processus de fabrication de la tôle met en œuvre des opérations thermo-mécaniques complexes [22] visant à conférer une perméabilité relative importante et des pertes Fer faibles suivant une direction préférentielle qui, en pratique, est confondue avec la direction de laminage (notée DL). En contrepartie, la perméabilité magnétique du matériau devient fortement anisotrope dans le plan de la tôle et de valeur beaucoup plus faible pour les directions autres que la direction DL : selon la qualité de l'acier, un rapport 10 à 20 entre les perméabilités extrêmes peut

être observé aux inductions de travail habituelles [23]. Ces tôles sont majoritairement utilisées pour les transformateurs et plus rarement pour certaines machines électriques (secteurs d’alternateurs de fortes puissances).

- Les tôles à grains non orientés (NO), auxquelles on s’intéresse ici, sont majoritairement utilisées dans les machines électriques tournantes. Si leur perméabilité est plus faible selon la direction DL que celle des tôles GO, elles ont l’avantage de présenter des propriétés magnétiques relativement isotropes dans le plan de la tôle. En pratique on peut tout de même observer une anisotropie entre les directions DL et DT (direction transverse à la direction DL) pouvant atteindre 20% sur les pertes Fer [24] mais cette différence entre les perméabilités selon les directions DL et DT reste bien moins importante que pour les tôles GO. Cela explique leur très large utilisation pour les machines électriques : les circuits magnétiques étant de forme circulaire, le flux dans la culasse est appliqué selon toutes les directions, d’où l’intérêt d’utiliser des tôles les plus isotropes possibles. La Figure I- 7 illustre la courbe normale d’aimantation d’une tôle de grade M330-65A selon trois directions d’application du champ magnétique : DL (0°), DT (90°) et dans une direction intermédiaire (45°).

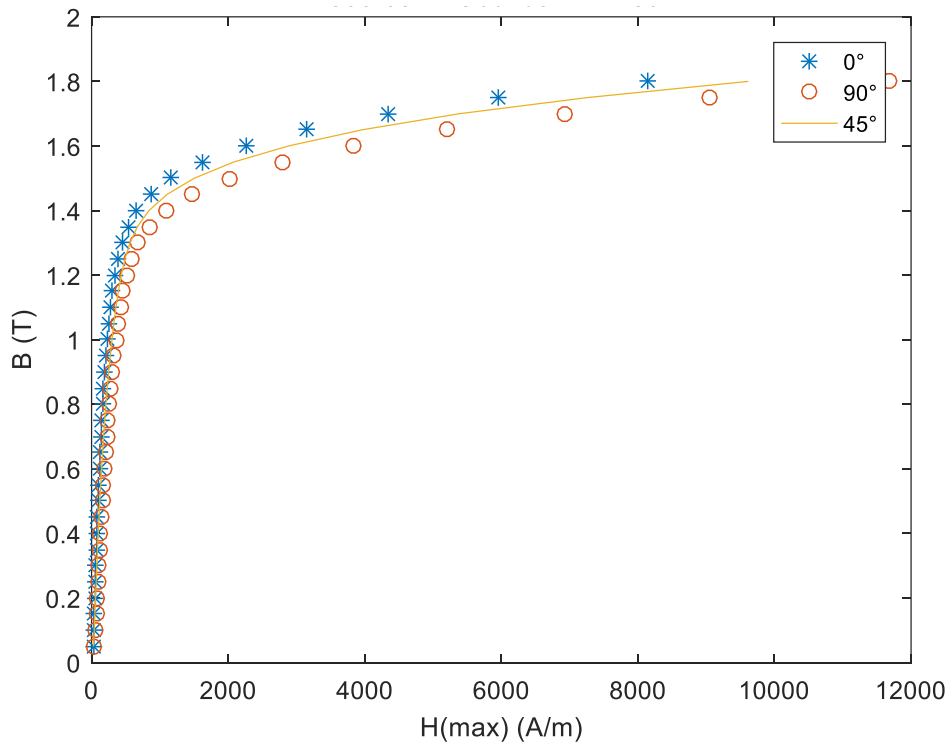


Figure I- 7 - Courbes normales de tôles M330-65A selon plusieurs directions d'application du flux magnétique

Les principales notions relatives à la structure et au comportement des matériaux ferromagnétiques, ou aciers électriques, utilisés pour les applications de conversion d’énergie ont été introduites dans ce paragraphe. Dans la partie suivante, les mécanismes de dissipation énergétique (pertes Fer) présents au sein du matériau, lors de l’application d’un champ magnétique extérieur sont présentés.

I. 1-B) Les pertes Fer

I. 1-B.1) Signification physique des pertes Fer

Les pertes Fer représentent l’énergie dissipée lors du processus d’aimantation du matériau ferromagnétique. Elles incluent **l’énergie dissipée lors de la mise en mouvement des parois de domaines** et **l’énergie dissipée par courants de Foucault**.

Sur un cycle d'hystérésis complet, le champ magnétique appliqué fournit au matériau magnétique le travail W ($J \cdot m^{-3}$), (Eq. 10). Pour un matériau ferromagnétique de masse volumique ρ ($kg \cdot m^{-3}$) auquel on applique une excitation périodique de fréquence f (Hz), les pertes Fer totales, notées P_{fer} ($W \cdot kg^{-1}$), sont données ci-dessous (Eq. 11).

$$W = \int \mathbf{H} \cdot d\mathbf{B} \quad (\text{Eq. 10}) \quad P_{fer} = \frac{f}{\rho} \cdot \int_0^{\frac{1}{f}} \mathbf{H}(t) \cdot \frac{d\mathbf{B}(t)}{dt} \cdot dt \quad (\text{Eq. 11})$$

Les **pertes Fer correspondent donc à l'aire du cycle d'hystérésis**, (Eq. 10). De plus, pour plusieurs fréquences d'excitation f_1, f_2 et f_3 tel que $f_1 < f_2 < f_3$, l'aire du cycle d'hystérésis croît avec la fréquence d'excitation, Figure I- 8, ce qui illustre la dépendance fréquentielle des pertes Fer.

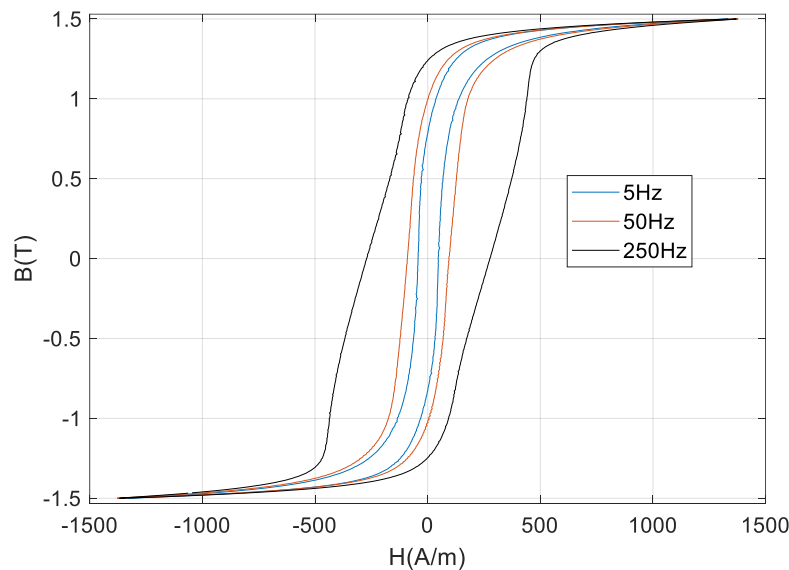


Figure I- 8 - Evolution du cycle d'hystérésis en fonction de la fréquence d'excitation

I. 1-B.2) Séparation des pertes fer : modèle de Bertotti

Dans cette partie, on reprendra de manière synthétique la démarche suivie par Giorgio Bertotti et l'expression analytique des pertes Fer qu'il a exploité dans son ouvrage [15]. On présentera également le cadre d'application de ce modèle avec ses hypothèses et ses limites.

Séparation des pertes Fer

Les pertes Fer sont **exclusivement** liées à des phénomènes de courants induits. Cependant, ces courants induits auquel le matériau est soumis s'opèrent à des échelles de temps et d'espaces différentes. C'est pourquoi Bertotti propose de séparer, en première approche, les pertes Fer totales en trois composantes (Eq. 12) et (Eq. 13), à savoir les **pertes quasi-statiques** ou **pertes par hystérésis**, les **pertes classiques** et les **pertes excédentaires**. Ces deux dernières formant les **pertes dynamiques (elles dépendent, d'un point de vue énergétique, c'est-à-dire lorsqu'on les divise par la fréquence d'excitation, de ladite fréquence d'excitation, contrairement aux pertes par hystérésis)**.

$$P_{fer} = P_{hyst} + P_{class} + P_{exc} \quad (\text{Eq. 12})$$

$$P_{fer} = k_h B_{max}^\alpha f + k_c (B_{max} f)^2 + k_{exc} (B_{max} f)^{\frac{3}{2}} \quad (\text{Eq. 13})$$

Les coefficients k_h , α , k_c et k_{exc} sont des coefficients identifiés expérimentalement pour un matériau donné et pour une forme d'onde sinusoïdale de l'induction de valeur crête B_{max} . Pour développer son

modèle, Bertotti considère une géométrie simple, Figure I- 9, proche des tôles magnétiques utilisées dans la conception des machines électriques tournantes où d (m) représente l'épaisseur de la tôle.

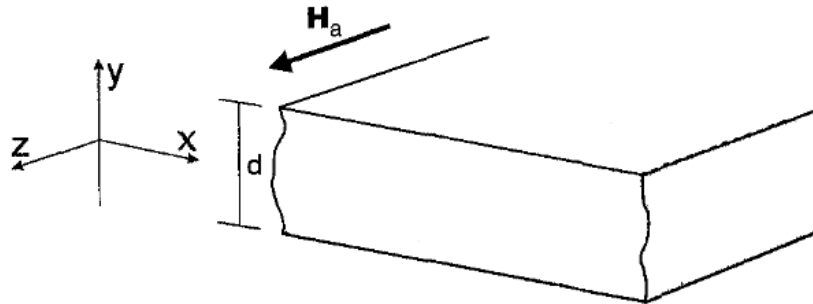


Figure I- 9 - Géométrie simplifiée dans le cadre du développement du modèle de pertes Fer de Bertotti [15]

Les pertes par hystérésis

D'un point de vue énergétique, elles sont indépendantes de la fréquence d'excitation. Elles décrivent l'énergie dissipée par le mouvement des parois de domaines, et ce, indépendamment les unes des autres. Elles sont, de fait, fortement liées aux sites d'ancrages présents dans le matériau qui peuvent être vus comme une force de friction s'opposant au mouvement des parois. Ce processus est accompagné d'une dissipation énergétique associée à des courants induits dits microscopiques, car à l'échelle d'une paroi de domaine. En pratique, les pertes par hystérésis peuvent être déterminées en calculant l'aire du cycle d'hystérésis $B(H)$ en régime quasi-statique.

Les pertes classiques

Elles représentent une partie des pertes dynamiques et sont, de fait, dépendantes de la fréquence d'excitation. Sous l'hypothèse que les déplacements des parois de domaines soient statistiquement indépendants les uns des autres, la structure en domaines du matériau, en moyenne, n'apparaît plus. Les pertes classiques correspondent alors aux pertes par courants induits, aussi nommées pertes par courants de Foucault, dans le cas d'une structure moyennée, homogène et conductrice (même propriétés magnétiques et électriques en tout point du matériau). Elles sont considérées comme des pertes par courants induits dits macroscopiques qui vont, entre autres, dépendre de la géométrie et de la conductivité électrique du matériau.

Les pertes excédentaires

Elles représentent le second terme des pertes dynamiques et dépendent également de la fréquence d'excitation. Bertotti indique qu'il est très rare qu'une paroi de domaine se déplace seule : si une paroi est active, il y a de fortes chances que des parois voisines le soient aussi. Ainsi, il définit les ensembles de parois dont les déplacements sont corrélés comme des objets magnétiques. Ceux-ci sont à l'origine des pertes excédentaires que l'on peut associer à des pertes par courants induits dits mésoscopiques, puisque générés par le mouvement de ces objets magnétiques. Elles décrivent, notamment, les interactions entre les parois de domaines.

I. 1-B.3) Hypothèses et limitations du modèle

Bertotti développe son modèle sous plusieurs hypothèses. En considérant une structure homogène du matériau magnétique, la description des pertes classiques nécessite de se placer à une fréquence de travail qui n'induit aucun effet de peau. Deuxièmement, les parois de domaines sont supposées rigides mais Bertotti explique que ce n'est plus le cas à haute fréquence. Enfin, le fait de

considérer que les déplacements de ces parois soient indépendants est une hypothèse forte qui n'est valable que pour de faibles champs et de faibles fréquences (jusqu'à plusieurs centaines de Hertz). Dans ce cas, il y a en effet suffisamment peu de parois qui se déplacent pour considérer que les distances entre celles-ci soient suffisamment grandes. Le modèle de Bertotti, tel qu'il est défini, est alors exact. Lorsque l'induction magnétique ou la fréquence augmentent, le nombre de parois actives croît et ces dernières vont interagir entre elles rendant l'hypothèse de l'indépendance fautive puisque, par exemple, le coefficient k_{exc} (Eq. 13), qui est considéré constant, devrait varier en fonction de l'état d'aimantation du matériau [25]. Ceci étant, les limites et les hypothèses définies par Bertotti ont permis le développement d'un modèle de pertes Fer relativement facile à mettre en œuvre et qui représente une approximation tout à fait correcte des pertes Fer dans son cadre d'application. En particulier, il s'applique très bien aux machines électriques pour lesquelles les fréquences de fonctionnement dépassent rarement les quelques centaines de Hertz.

Nous venons d'introduire des notions portant sur les matériaux magnétiques et qui s'avèrent essentielles pour les présents travaux concernant l'effet des procédés de fabrication sur les propriétés magnétiques des aciers électriques. Ces procédés sont, par définition, l'enchaînement de différentes étapes pour la fabrication d'une machine électrique. Celles-ci vont impliquer plusieurs procédés de mise en forme et d'assemblage qui sont susceptibles d'engendrer des contraintes mécaniques sur le circuit magnétique. Ainsi, dans la suite de ce chapitre, quelques notions portant sur les propriétés mécaniques des matériaux sont introduites.

I. 1-C) Introduction aux propriétés mécaniques des matériaux

I. 1-C.1) Loi de comportement mécanique : courbe de traction nominale

La contrainte mécanique σ_m (Pa) est dite de traction si $\sigma_m > 0$ et de compression si $\sigma_m < 0$. L'obtention de la courbe de traction nominale, pour un matériau donné, se fait à travers un essai de traction. Celui-ci permet de tracer la contrainte σ_m (Eq. 14) appliquée au matériau en fonction de sa déformation ε_m (%) (Eq. 15). Considérons un échantillon de section uniforme S_0 (m²) et de longueur initiale L_0 (m) sur lequel on applique un effort de traction F (N), Figure I- 10. Après avoir appliqué cette force sur l'échantillon, celui-ci s'allongera : sa nouvelle longueur sera notée L_d (m) et sa section réelle est donc notée S_d (m²). Les grandeurs σ_m et ε_m correspondent à la contrainte conventionnelle et à la déformation conventionnelle. Le terme « conventionnelle » vient du fait qu'on les détermine à partir de la section initiale S_0 et de la longueur initiale L_0 . Cette dénomination s'inscrit en opposition à la contrainte rationnelle (ou vraie) et la déformation rationnelle (ou vraie) notées respectivement σ_v (Pa) et ε_v (%) qui sont définies ci-dessous par rapport à la longueur et à la section réelles, (Eq. 16) et (Eq. 17). On précisera systématiquement si l'on travaille en grandeurs conventionnelles ou rationnelles.

$$\sigma_m = \frac{F}{S_0} \quad (\text{Eq. 14}) \quad \varepsilon_m = 100 \times \frac{L_d - L_0}{L_0} \quad (\text{Eq. 15})$$

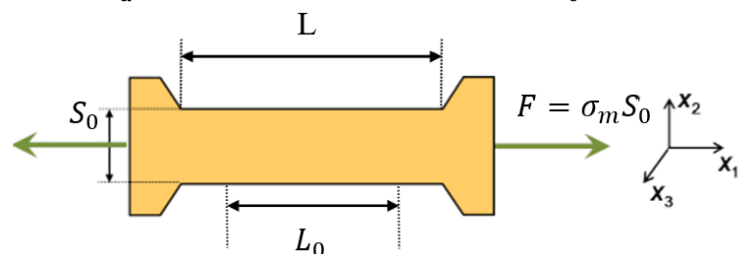
$$\sigma_v = \frac{F}{S_d} \quad (\text{Eq. 16}) \quad \varepsilon_v = 100 \times \ln\left(\frac{L_d}{L_0}\right) \quad (\text{Eq. 17})$$


Figure I- 10 - Représentation schématique d'un essai de traction mécanique

Sur la Figure I- 11, on donne la courbe conventionnelle de traction nominale obtenue à partir de l'essai du même nom. Cette courbe donne plusieurs informations sur les propriétés mécaniques de l'échantillon.

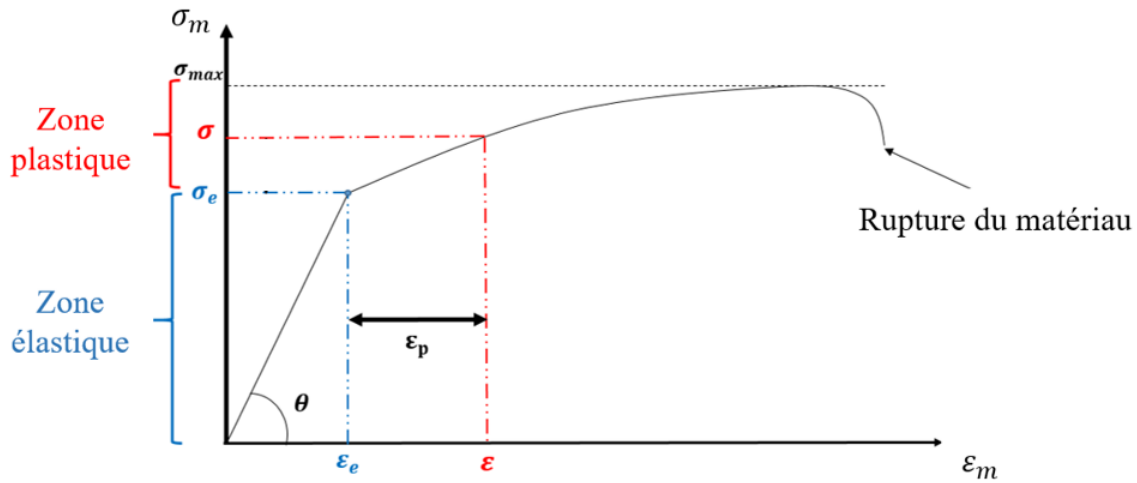


Figure I- 11 - Courbe de traction nominale – Grandeurs conventionnelles

Dans la zone élastique

Premièrement, on définit le **coefficient de Poisson du matériau** ν (-). Il représente le *ratio* de la déformation transverse sur la déformation longitudinale. Il caractérise l'allongement du matériau dans la direction perpendiculaire à celle de la contrainte appliquée. Son expression est donnée dans le cas d'un matériau isotrope, (Eq.18) , pour des grandeurs conventionnelles et pour le repère orthonormé $(\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2, \mathbf{x}_3)$ défini sur la Figure I- 10,. Le signe « moins » traduit le fait qu'une traction dans la direction longitudinale implique une compression dans la direction transversale. Ensuite, la courbe de traction permet de déterminer le **module de Young** E (Pa) du matériau qui caractérise sa rigidité (Eq. 19). Le terme σ_e est la **limite d'élasticité** du matériau. Pour $\sigma_m < \sigma_e$, la déformation du matériau est réversible puisque celle-ci redevient nulle lorsqu'on relâche la contrainte.

Dans la zone plastique

Si $\sigma_m > \sigma_e$ (voir Figure I- 11) la déformation du matériau est en partie irréversible : celui-ci conserve une **déformation plastique** ϵ_p lorsque la contrainte σ_m est relâchée. On définit alors la **contrainte d'écroutissage** σ_F , à travers la loi d'Hollomon (Eq. 20). Notons que la contrainte d'écroutissage est une grandeur rationnelle et que la loi d'Hollomon modélise uniquement le comportement plastique du matériau, ne donnant aucune information sur la zone élastique. Les paramètres σ_0, k_f et n_f sont identifiés à partir de la courbe de traction rationnelle, elle-même obtenue à partir de la courbe de traction conventionnelle.

$$\frac{\epsilon_{m2}}{\epsilon_{m1}} = \frac{\epsilon_{m3}}{\epsilon_{m1}} = -\nu \quad (\text{Eq. 18}) \quad \sigma_m = E \cdot \epsilon_m \quad (\text{Eq. 19}) \quad \sigma_F = k_F \cdot \epsilon_v^{n_F} \quad (\text{Eq. 20})$$

I. 1-C.2) Contrainte de Von Mises

La contrainte de Von Mises est une contrainte équivalente scalaire calculée à partir des contraintes mécaniques tridimensionnelles. Initialement, cette contrainte est liée à la notion de critère de plasticité : si la contrainte de Von Mises est inférieure à la limite d'élasticité, on est dans le domaine élastique, sinon, on est dans le domaine plastique. Elle est toutefois également utilisée pour déterminer

un champ de contraintes scalaire au sein d'une ou plusieurs pièces. Si on se place dans une base $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$, l'expression du tenseur des contraintes mécaniques est donné dans l'équation ci-dessous, (Eq. 21). On peut, dans ce cas, déterminer une nouvelle base $(\mathbf{u}, \mathbf{v}, \mathbf{w})$ dans laquelle le tenseur des contraintes est une matrice diagonale, (Eq. 22). Dans ces deux cas, on donne l'expression analytique de la contrainte de Von Mises, (Eq. 23) et (Eq. 24).

$$\sigma_{\mathbf{m}_{xyz}} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (\text{Eq. 21}) \quad \sigma_{\mathbf{m}_{uvw}} = \begin{pmatrix} \sigma_{uu} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{vv} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{ww} \end{pmatrix} \quad (\text{Eq. 22})$$

$$\sigma_{\text{mises}_{xyz}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{xz}^2 + \sigma_{yz}^2)} \quad (\text{Eq. 23})$$

$$\sigma_{\text{mises}_{uvw}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{uu} - \sigma_{vv})^2 + (\sigma_{vv} - \sigma_{ww})^2 + (\sigma_{ww} - \sigma_{uu})^2} \quad (\text{Eq. 24})$$

I. 1-C.3) Dureté d'un matériau

La notion de dureté est une caractéristique de surface indiquant sa capacité à s'opposer à la pénétration d'un indenteur. Depuis le début du XXème siècle, les essais de mesures de duretés consistent à appliquer un effort à l'aide d'une pointe appelée indenteur (dont la géométrie et les propriétés sont connues) qui va déformer plastiquement le matériau. Il existe un grand nombre de méthodes de mesures de duretés [26] et les résultats qu'elles donnent ne sont pas, d'un point de vue quantitatif, comparables. Pour beaucoup d'entre elles, la mesure consiste à appliquer une force connue à l'aide de l'indenteur et à mesurer la taille de l'empreinte laissée sur le matériau. Plus l'empreinte sera petite, plus le matériau sera dur. Dans le cadre de nos travaux, nous allons nous intéresser particulièrement à la mesure de la dureté dite de Vickers.

Dureté de Vickers

L'indenteur utilisé pour mesurer la dureté de Vickers est une pyramide à base carrée, Figure I-12. Cette méthode est normalisée [27]: l'indenteur est en diamant (afin de le considérer comme indéformable par rapport au matériau sur lequel on réalise l'essai de dureté) et son angle au sommet entre faces vaut 136° . La mesure consiste en l'application d'une force F sur l'indenteur qui déforme localement l'échantillon dont on veut mesurer la dureté. Une fois la force appliquée, l'indenteur est retiré laissant une empreinte carrée. A partir des mesures des diagonales d'empreintes d_1 (mm) et d_2 (mm), Figure I-13, au microscope optique, on calcule la moyenne d_{moy} (mm) des dites diagonales. La dureté de Vickers HV ($\text{kg}_f \cdot \text{mm}^{-2}$) peut alors être calculée, (Eq. 25).

$$\text{HV} \cong 0,1891 \cdot \frac{F}{d_{\text{moy}}^2} \quad (\text{Eq. 25})$$

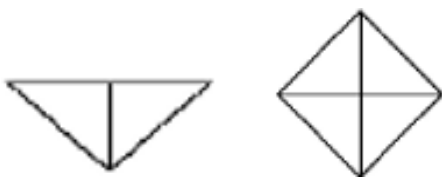


Figure I-12 - Vue de profil (gauche) et vue de face (droite) de l'indenteur utilisé pour la mesure de dureté de Vickers

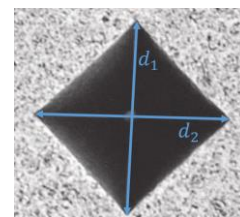


Figure I-13 - Empreinte de Vickers et diagonales d_1 et d_2

I. 2 – Etat de l’art sur la modélisation et la caractérisation magnétique et multi-physique des matériaux magnétiques

Cette partie se divise en deux : premièrement, nous aborderons la caractérisation et la modélisation des matériaux d’un point de vue strictement magnétique. Ensuite, la caractérisation et la modélisation des matériaux d’un point de vue multi-physique (magnéto-mécanique et magnéto-thermique) sera abordée.

I. 2-A) Caractérisation et modélisation magnétique

I. 2-A.1) Caractérisation des propriétés magnétiques

Dans le domaine de la conversion d’énergie, le principe de caractérisation des propriétés magnétiques repose sur l’utilisation de la méthode flux-métrique pour la plupart des dispositifs existants.

L’objectif est la mesure du cycle d’hystérésis magnétique du matériau d’intérêt. Pour cela, il est nécessaire d’avoir un circuit magnétique fermé pour que le flux magnétique soit canalisé et circule, justement, en circuit fermé. Pour obtenir le cycle d’hystérésis, il faut mesurer l’induction magnétique et le champ d’excitation magnétique. De fait, un bobinage dit primaire et un bobinage dit secondaire sont placés autour du circuit magnétique. La bobine primaire est la bobine d’excitation dans laquelle on injecte un courant alternatif permettant de créer un champ magnétique variable. Ce champ est déterminé à partir du théorème d’Ampère (Eq. 3) ou de sondes à effet Hall. La bobine secondaire est une bobine de mesure : la tension mesurée à ses bornes est proportionnelle à la variation de flux magnétique à travers le circuit magnétique, (Eq. 26) et (Eq. 27) . Le flux magnétique est noté Φ (Wb) et la section du circuit magnétique est noté S , le nombre de spires du bobinage secondaire est noté N_2 et la tension mesurée au secondaire est notée V_2 (V). Les dispositifs que nous allons présenter ci-après reprennent tous ce principe.

$$\Phi = \iint B \cdot dS \quad (\text{Eq. 26})$$

$$V_2 = N_2 \frac{d\Phi}{dt} \quad (\text{Eq. 27})$$

Dispositifs de caractérisation standards

Le cadre Epstein

Cette méthode de caractérisation, illustrée sur la Figure I- 14, est sans doute la plus utilisée dans l’industrie. Elle est normalisée [28]. La construction du circuit magnétique fermé se fait avec des échantillons sous forme de bandes rectangulaires empilés pour former un cadre. Le circuit est démontable et il est recommandé de placer des charges de l’ordre du newton sur chacun des quatre recouvrements de joints afin d’obtenir un entrefer le plus uniforme possible. Cette méthode présente une très bonne répétabilité. Toutefois, elle peut nécessiter un grand nombre d’échantillons. De même, elle limite assez grandement les géométries des échantillons : ils doivent être rectangulaires, de 30 mm de largeur et d’au moins 280 mm de longueur (en pratique on considère souvent 30 mm x 300 mm). La grandeur l_m (m) correspond à la longueur moyenne du circuit magnétique.

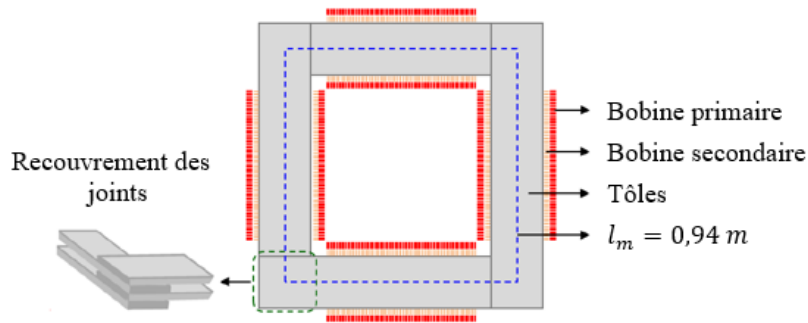


Figure I- 14 - Représentation schématique du cadre Epstein

Le Single Sheet Tester (SST)

Cette méthode de caractérisation est également standardisée [29] et souvent utilisée dans l'industrie. Elle nécessite un seul échantillon rectangulaire dont les dimensions ne sont pas spécifiées dans la norme. Des échantillons de 500mm x 500mm sont toutefois recommandés mais la norme tolère d'autres dimensions. Par exemple, au laboratoire L2EP, on dispose d'un SST permettant de caractériser des échantillons de dimensions nominales 200mm (min) x 50mm (max). Des échantillons type cadre Epstein (300 mm x 30 mm) peuvent également être caractérisés sur ce dispositif. La fermeture du circuit magnétique est assurée par deux culasses identiques, Figure I- 15, de très grande perméabilité (généralement un empilement de tôles à grains orientés). Cette méthode est répétable et ne nécessite qu'une seule tôle, ce qui représente un avantage. Toutefois, comme pour le cadre Epstein, la géométrie est limitée à des échantillons rectangulaires.

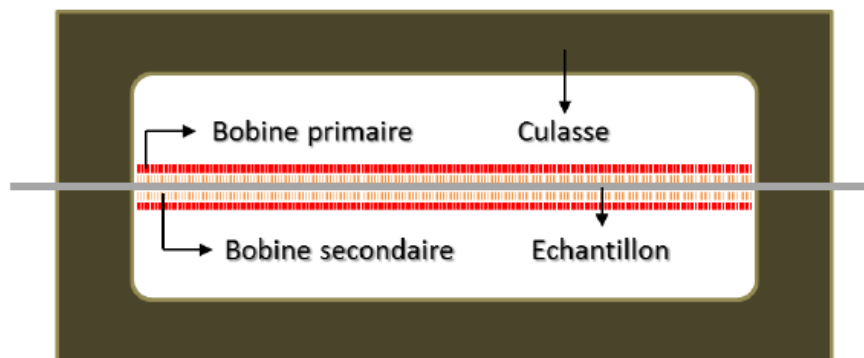


Figure I- 15 - Représentation schématique du Single Sheet Tester

Caractérisation sur un échantillon torique

Cette méthode est également normalisée [30]. Elle permet de caractériser des circuits magnétiques toriques. Contrairement aux deux méthodes précédentes, celle-ci ne permet pas d'étudier l'anisotropie éventuelle d'un matériau si le tore ne peut être réalisé par enroulement d'une bande mais par empilement de couronnes (ce qui est souvent le cas pour les aciers électriques). De plus, elle nécessite de réaliser le bobinage primaire et secondaire directement sur le circuit magnétique et ce pour chaque échantillon que l'on souhaite caractériser. L'avantage de cette méthode est qu'elle permet d'étudier des géométries différentes de celles rectangulaires et ainsi d'élargir les géométries caractérisables. Enfin, dans le cas d'un tore, le circuit magnétique est fermé ce qui implique l'absence d'entrefer contrairement à la méthode du cadre Epstein ou du *Single Sheet Tester*.

Dispositif de caractérisations non standards

Les dispositifs non standards de caractérisation des propriétés magnétiques reposent aussi pour la plupart sur le même principe que les dispositifs standards. Dans la littérature, ces dispositifs sont souvent développés afin de caractériser des échantillons dont la forme ou les dimensions sont incompatibles avec les dispositifs standards. On retrouve notamment les versions adaptées du *Single Sheet Tester*. Par exemple, dans [31], les auteurs proposent le développement d'un *Single Sheet Tester* miniature permettant de caractériser des échantillons issus de roues polaires d'alternateurs automobile, Figure I- 16. Ces derniers sont disposés sur un C-ferromagnétique permettant de fermer le circuit magnétique et de guider le flux. L'utilisation du théorème d'Ampère pour déterminer le champ magnétique n'a pas été jugée appropriée du fait de l'incertitude dans la détermination de la longueur moyenne des lignes de champs et des entrefers parasites vis-à-vis des dimensions fortement réduites du dispositif. Le champ magnétique \mathbf{H} généré par le bobinage primaire, situé autour du C-ferromagnétique, est alors mesuré à l'aide de sondes à effet Hall placées au-dessus de l'échantillon. Les valeurs des champs magnétiques mesurés à l'aide des sondes sont ensuite extrapolées afin d'obtenir la valeur du champ à la surface de l'échantillon. La mesure de l'induction magnétique \mathbf{B} se fait en intégrant la tension mesurée aux bornes du bobinage secondaire. Dans la littérature, d'autres dispositifs de caractérisation non standards ont été étudiés [32]–[36].

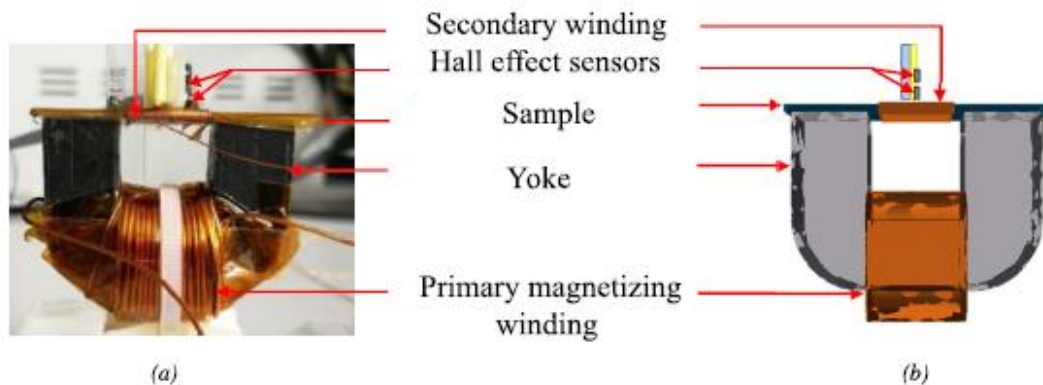


Figure I- 16 - Photographie (a) et vue schématique (b) du Single Sheet Tester développé dans [8]

I. 2-A.2) Modélisation de la loi de comportement $B(H)$ d'un matériau ferromagnétique

Afin de représenter le comportement des matériaux ferromagnétiques au sein des machines électriques, il est nécessaire de disposer de modèles fiables et précis. Ceux-ci sont utiles notamment dans les outils de conception des machines, que ce soit pour représenter la loi de comportement magnétique ou les pertes Fer. Par ailleurs, que l'on soit dans un contexte d'étude industrielle ou de recherche fondamentale, les contraintes sur la qualité et la facilité de mise en œuvre de ces modèles ne sont pas les mêmes, notamment du point de vue de leur identification et des temps de calcul associés.

Concernant la loi de comportement magnétique, on peut distinguer deux principaux types de modèles : les modèles hystérétiques et les modèles anhystérétiques. Les premiers tiennent comptes des phénomènes de dissipation d'énergie (la complexité des modèles d'hystérésis peut aller du simple modèle scalaire quasi-statique au modèle vectoriel intégrant les pertes classiques et excédentaires) tandis que l'approche anhystérétique néglige les pertes Fer.

Les modèles hystérétiques

Il existe plusieurs modèles dans la littérature qui permettent de représenter le comportement hystérétique d'un matériau ferromagnétique [37]–[40]. Parmi eux, on peut citer le modèle de Preisach

[37], [38] ou encore le modèle de Jiles et Atherton [39] qui permettent de décrire le phénomène d'hystérésis. Le premier est un modèle phénoménologique qui nécessite, dans sa mise en œuvre, un grand nombre de données expérimentales. Le second est développé à partir de considérations physiques et seuls cinq paramètres doivent être déterminés à partir de quelques mesures expérimentales. Les modèles hystérétiques présentent, de manière générale, l'avantage de pouvoir rendre compte de manière précise du comportement hystérétique d'un matériau. Néanmoins, dans le contexte de la modélisation numérique par éléments finis des systèmes électriques, tenir compte du phénomène d'hystérésis peut impliquer des temps de calculs significatifs, notamment en comparaison des approches avec des modèles anhystérétiques. A cela s'ajoutent des problèmes de résolutions numériques, aspect qui est encore actuellement un champ d'investigation [41], [42] .

Le cadre de nos travaux s'inscrivant dans une démarche d'investigation et de prise en compte de l'impact des procédés de fabrication sur les propriétés magnétiques, qui plus est dans un contexte industriel, la priorité est placée sur l'utilisation de modèles simples à mettre œuvre et capables de rendre compte de manière suffisamment précise des phénomènes mis en jeu par l'impact des procédés. De ce fait, les modèles hystérétiques ne seront pas considérés dans la suite.

Les modèles anhystérétiques

Ces modèles représentent la courbe anhystérétique d'une expression analytique et univoque. En effet, à chaque niveau d'induction correspond une unique valeur de champ magnétique. L'un des intérêts de ces modèles est leur facilité de mise en œuvre. Ainsi, dans le cadre de la modélisation des systèmes électriques, l'utilisation de ce type de modèle repose sur l'hypothèse que les pertes Fer n'ont pas d'effet sur la répartition du champ magnétique issu de la résolution du problème physique. Celles-ci peuvent alors être calculées en post-traitement, à moindre coût, à partir de la carte d'induction magnétique. Le fait de considérer que les pertes Fer n'ont pas d'effet sur la répartition du champ magnétique, dans le contexte des machines électriques, est une bonne approximation pour les fréquences de travail généralement considérées dans ce cas. On donne ci-dessous quelques exemples de lois anhystérétiques.

○ Expression de Marrocco

Le modèle de Marrocco [43] repose sur une expression purement mathématique représentant la courbe anhystérétique $H(B)$. Cette expression n'est pas inversible pour décrire la loi de comportement $B(H)$ et nécessite une procédure numérique, par dichotomie par exemple, pour son inversion. On donne son expression ci-dessous, (Eq. 28). Ses paramètres sont les coefficients α , τ , c et ε .

$$H = \frac{B}{\mu_0} \left[\frac{B^{2\alpha}}{B^{2\alpha} + \tau} (c - \varepsilon) + \varepsilon \right] \quad (\text{Eq. 28})$$

○ Expression de Langevin

La loi de Langevin utilise la fonction du même nom (Eq. 29). Elle donne une expression de l'aimantation anhystérétique M_{an} en fonction de l'aimantation à saturation M_s , du champ effectif H_e et d'un paramètre d'ajustement a (Eq. 30), (Eq. 31) et (Eq. 32). Contrairement à la formule de Marrocco, cette loi prend en compte des paramètres physiques. Les paramètres M_s , α et a peuvent être identifiés à l'aide de mesures expérimentales. Ce modèle est, comme pour le modèle de Marrocco, notamment précis à moyenne et haute induction.

$$\mathcal{L}(x) = \coth(x) - 1/x \quad (\text{Eq. 29})$$

$$M_{an} = M_s \left(\coth\left(\frac{H_e}{a}\right) - \frac{a}{H_e} \right) \quad (\text{Eq. 30})$$

$$H_e = H + \alpha M_{an} \quad (\text{Eq. 31})$$

$$B = \mu_0 (H + M_{an}) \quad (\text{Eq. 32})$$

○ Expression de Brillouin

Le modèle anhystérétique de Brillouin [44] modélise la loi de comportement magnétique $B(H)$ à l'aide d'une combinaison linéaire de deux fonctions de Langevin. Le modèle de Brillouin modifié [45], (Eq. 33) reprend le précédent modèle en introduisant un terme en tangente hyperbolique. Ce modèle est précis à moyenne et haute induction. Il permet également de modéliser le point d'inflexion à très basse induction que l'on retrouve sur la courbe normale d'aimantation et sur la courbe de première aimantation. Les paramètres $M_{S1,2}$ et $a_{S1,2}$ sont identifiés à partir de mesures expérimentales.

$$M_{an} = M_{S1} \left(\coth\left(\frac{H_e}{a_1}\right) - \frac{a_1}{H_e} \right) + M_{S2} \tanh\left(\frac{|H_e|}{a_2}\right) \left(\coth\left(\frac{H_e}{a_2}\right) - \frac{a_2}{H_e} \right) \quad (\text{Eq. 33})$$

I. 2-A.3) Les modèles de calcul des pertes Fer

Modèles analytiques en post-traitement

Comme indiqué précédemment, les modèles hystérétiques permettent à la fois de rendre compte du comportement magnétique du matériau mais aussi d'obtenir les pertes Fer associées par l'intermédiaire du cycle d'hystérésis. Toutefois, dans le cas de l'utilisation de modèles anhystérétiques, le calcul de pertes Fer est souvent réalisé en post-traitement de la résolution du problème numérique lorsqu'il s'agit d'une résolution par éléments finis. Ainsi, il existe différents modèles qui permettent d'estimer analytiquement ces pertes à partir de la répartition de l'induction \mathbf{B} dans le système étudié.

Le modèle de Steinmetz [46] est le plus ancien. Il donne une expression analytique des pertes Fer globales, pour une excitation sinusoïdale, en fonction de la fréquence d'excitation, de l'induction et de trois paramètres déterminés expérimentalement. Plusieurs modèles ont été développés à partir de celui-ci afin de prendre en compte des formes d'ondes complexes (non sinusoïdale) pour l'excitation [47].

Par la suite, le modèle de Jordan [48] a permis d'améliorer la représentation des pertes Fer. Ce modèle en donne une expression analytique en deux termes distincts : les pertes par hystérésis, dites quasi-statiques, et les pertes dynamiques.

Enfin, Bertotti [15] a développé son modèle abordé précédemment, (Eq. 12) et (Eq. 13) qui sépare les pertes Fer en trois composantes. Pour une excitation sinusoïdale, l'expression de la somme de ces trois composantes est donnée ci-dessous, (Eq. 34). Le terme V_0 est lié à la microstructure du matériau (notamment la taille de grains) et le terme G est une constante géométrique. Le terme σ représente sa conductivité électrique. Plusieurs modèles ont été développés à partir du modèle de Bertotti afin de prendre en compte des formes d'inductions non sinusoïdales [49], [50].

$$P_{fer} = k_h \cdot B_{max}^\alpha \cdot f + \frac{\pi^2}{6} \cdot \sigma \cdot d^2 \cdot f^2 + 8\sqrt{\sigma G S V_0} \cdot (B_{max} \cdot f)^{\frac{3}{2}} \quad (\text{Eq. 34})$$

Modèle Loss Surface

Le modèle Loss Surface (LS) [51] est un modèle scalaire d'hystérésis dynamique type $H(B)$, basé sur une surface de réponse issue de mesures expérimentales, destiné au calcul des pertes Fer. Pour un niveau d'induction donné, il décompose le champ magnétique en une composante statique et une composante dynamique. La composante statique du champ est basée sur un modèle d'hystérésis mathématique. Ce modèle permet de reproduire le comportement magnétique du matériau en fonction de la forme d'onde de l'induction et de la fréquence d'excitation. Pour un matériau donné, plusieurs données expérimentales sont nécessaires pour la construction du modèle LS (quelques cycles

d'hystérésis classiques centrés et une dizaine de cycles dynamiques à saturation pour différentes fréquences). En modélisant, en post-traitement d'un calcul numérique par exemple, le comportement hystérétique du matériau, il permet de déterminer les pertes Fer.

I. 2-B) Caractérisation et modélisation multi-physique

Dans cette partie nous allons aborder le comportement multi-physique des matériaux magnétiques. En particulier, nous allons nous intéresser aux effets des contraintes mécaniques, qu'elles soient dans le domaine élastique ou dans le domaine plastique, ainsi qu'aux effets des contraintes thermiques sur les propriétés des matériaux ferromagnétiques.

I. 2-B.1) Effet des contraintes élastiques sur les propriétés magnétiques

I. 2-B.1-1) Contrainte élastique uniaxiale

Dans le plan de la tôle

Dans la littérature, de nombreux travaux portent sur l'effet des contraintes élastiques dans le plan d'une ou plusieurs tôles (plan $(\mathbf{x}; \mathbf{z})$, Figure I- 9) sur ses propriétés magnétiques.

L'effet de contraintes élastiques uniaxiales sur les propriétés magnétiques a notamment été étudié dans [6], [52]–[54]. Les dispositifs de mesures sont généralement basés sur le principe du *Single Sheet Tester* permettant de caractériser les échantillons tout en appliquant une contrainte de traction ou de compression à l'aide de vérins. Ces mesures s'effectuent, dans la majeure partie des cas, en appliquant la contrainte dans la même direction que le champ magnétique. Certains bancs expérimentaux permettent toutefois d'appliquer la contrainte dans une direction différente de celle du flux magnétique [53], [55] mais la mise en œuvre de tels dispositifs est plus complexe. Notons qu'une fois la contrainte élastique relâchée, le matériau retrouve ses propriétés initiales. Toutes les études convergent vers des résultats similaires qui sont résumés ci-dessous :

- Une contrainte élastique de compression appliquée parallèlement au sens du flux magnétique va dégrader significativement les pertes Fer et la loi de comportement $B(H)$ [54], [6], [52], [53]
- Une contrainte élastique de traction (généralement jusqu'à quelques MPa ou quelques dizaines de MPa selon le matériau) appliquée parallèlement au sens du flux va améliorer les propriétés magnétiques du matériau puis les dégrader pour des valeurs de contraintes plus importantes [6], [52]–[54].
- Pour un même niveau de contrainte élastique, la contrainte de compression a un effet bien plus significatif que la contrainte de traction [6], [52]–[54], Figure I- 17.
- L'effet de ces contraintes varie notablement selon l'angle existant (on le notera θ_{stress}) entre la direction du flux magnétique et la direction d'application de la contrainte. Notamment, une contrainte de compression (resp. traction) appliquée orthogonalement au sens du flux ($\theta_{\text{stress}} = 90^\circ$) va, qualitativement, avoir les mêmes effets sur les propriétés magnétiques qu'une contrainte de traction (resp. compression) appliquée dans le sens flux ($\theta_{\text{stress}} = 0^\circ$) [52], [53].

On note donc un effet significatif des contraintes mécaniques élastiques, dans le plan de la tôle, sur les propriétés magnétiques. On notera enfin que l'effet quantitatif des contraintes élastiques dépend des propriétés intrinsèques du matériau caractérisé (composition chimique, grade, épaisseur).

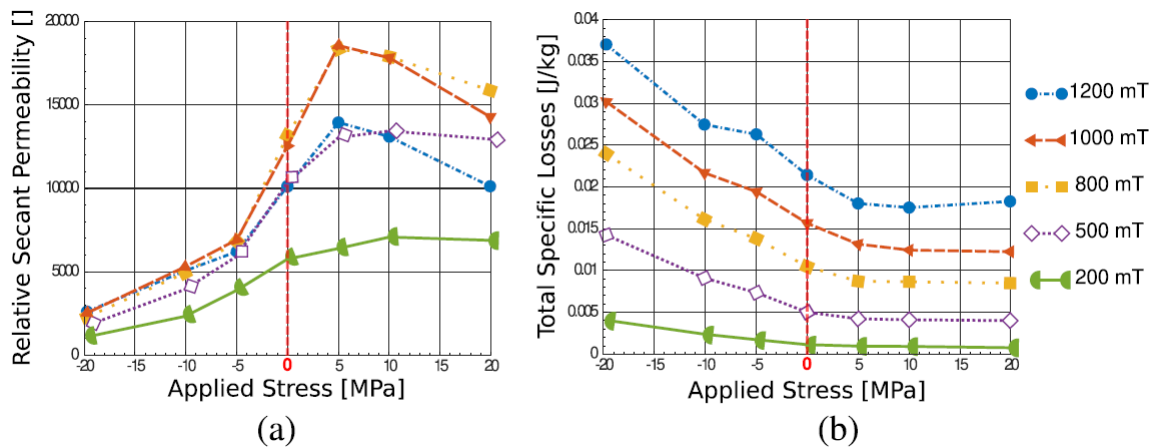


Figure I- 17 - Effet de la contrainte élastique appliquée dans le sens du flux sur la perméabilité relative (a) et les pertes Fer (b) – M530-50A - [54]

Dans le sens de l'épaisseur de la tôle (orthogonalement au plan de la tôle)

Il existe beaucoup moins de travaux traitant de l'effet de la contrainte élastique appliquée dans le sens de l'épaisseur de la tôle (direction y , Figure I- 9) sur les propriétés magnétiques. On notera qu'on ne peut qu'appliquer des contraintes de compression, une contrainte de traction n'ayant aucun sens dans ce cas. Une première étude, dans [56], montre que l'effet d'une même contrainte dans le sens de la hauteur, dans le domaine élastique, est variable suivant la géométrie étudiée (torique, semi-torique, rectangulaire).

Par ailleurs, les conclusions des rares études sont relativement différentes. Ainsi, il est montré dans [57] que la contrainte dans le sens de l'épaisseur améliore (jusqu'à quelques MPa) puis dégrade les propriétés magnétiques, Figure I- 18 - (a), tandis que dans [58] on observe uniquement une dégradation propriétés magnétiques. Dans [59] on remarque que les pertes Fer augmentent pour des faibles niveaux de contraintes puis qu'elles diminuent au-delà, Figure I- 18 - (b). Cette hétérogénéité des résultats issus de la littérature peut être expliquée à plusieurs niveaux. Concernant les conditions d'application de l'effort, certains travaux ne s'assurent pas de la distribution homogène de la contrainte appliquée dans le sens de la hauteur sur l'ensemble du circuit magnétique, ni de l'absence de contraintes induites dans le plan. D'autant que sur ce dernier point, aucune étude dans la littérature ne s'intéresse à l'effet d'une répartition des contraintes tridimensionnelles (selon les directions x , y et z , Figure I- 9), ce qui ne permet pas de conclure sur l'effet du couplage entre les contraintes dans le plan et celles dans le sens de la hauteur. Enfin, ces travaux concernent principalement des circuits magnétiques composés d'une seule ou d'un nombre de tôles très faible. Ces aspects mettent en lumière plusieurs points :

- Une répartition hétérogène de l'effort de compression, dans le sens de l'épaisseur, peut induire des contraintes dans le plan de la tôle, avec des zones en traction et d'autres en compression. C'est d'ailleurs ce que semblent indiquer les travaux réalisés dans [59] : les auteurs comparent la répartition de la contrainte de Von Mises à la répartition de la contrainte dans le sens de la hauteur. S'il n'y avait aucune contrainte dans le plan, alors la contrainte de *Von Mises* serait égale à la contrainte dans le sens de la hauteur, ce qui n'est pas le cas.
- Si la répartition de l'effort dans le plan de la tôle n'est pas contrôlée, il n'est pas possible d'affirmer si les dégradations observées sur les propriétés magnétiques sont liées à la contrainte de compression appliquée dans le sens de la hauteur ou aux éventuelles contraintes induites dans le plan de la tôle.

- Le fait d'étudier des circuits magnétiques composés de très peu de tôles risque d'augmenter la sensibilité au niveau des contraintes dans le plan, que ce soit à cause de la géométrie du circuit ou du fait d'une répartition hétérogène de l'effort de compression.

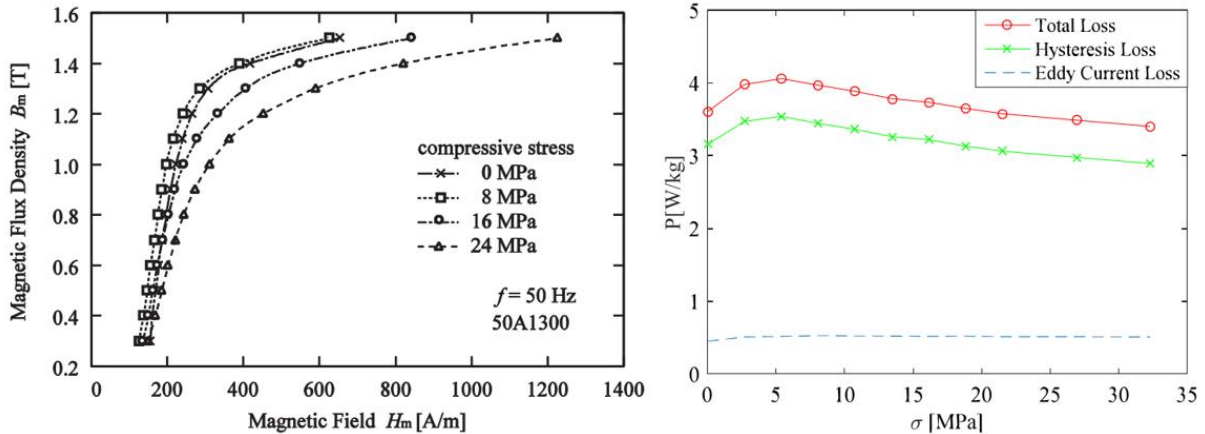


Figure I- 18 - Effet de la contrainte de compression dans le sens de l'épaisseur de la tôle sur la loi de comportement $B(H)$ (gauche) [57] et sur les pertes Fer (droite) [59]

En conclusion, l'état de l'art concernant l'effet de la contrainte élastique dans le sens de l'épaisseur de la tôle ne permet pas de conclure actuellement sur l'origine des effets observés et rend donc difficile la mise en place d'un modèle général prédictible.

1. II-B.1-2) Contrainte élastique multiaxiale

L'effet de contraintes élastiques multiaxiales sur les propriétés magnétiques a été assez peu étudié dans la littérature [4], [60], [61] notamment du fait de la complexité de développement des dispositifs expérimentaux s'y afférant. Il est toutefois très pertinent de s'intéresser aux effets des contraintes multiaxiales puisque, dans le cas d'une machine électrique, les circuits magnétiques y sont soumis que ce soit lors du procédé de fabrication ou lors du fonctionnement. De plus, on rappelle qu'il n'existe pas, à notre connaissance, de travaux expérimentaux portant sur l'effet de contraintes triaxiales. Quelques uns portent sur des contraintes biaxiales appliquées dans le plan de la tôle. En particulier, il est montré dans [4] que l'effet d'une contrainte biaxiale n'est pas nécessairement, d'un point de vue quantitatif, égal à la somme de l'effet des deux contraintes uniaxiales qui la composent. Toutefois, on retrouve qualitativement les mêmes phénomènes que ceux abordés précédemment sur l'effet des contraintes élastiques uniaxiales. En notant $(\mathbf{x}; \mathbf{y})$ le plan de la tôle et en considérant que le champ magnétique est appliqué selon la direction \mathbf{x} , les résultats expérimentaux de [4] sont donnés ci-dessous, Figure I- 19.

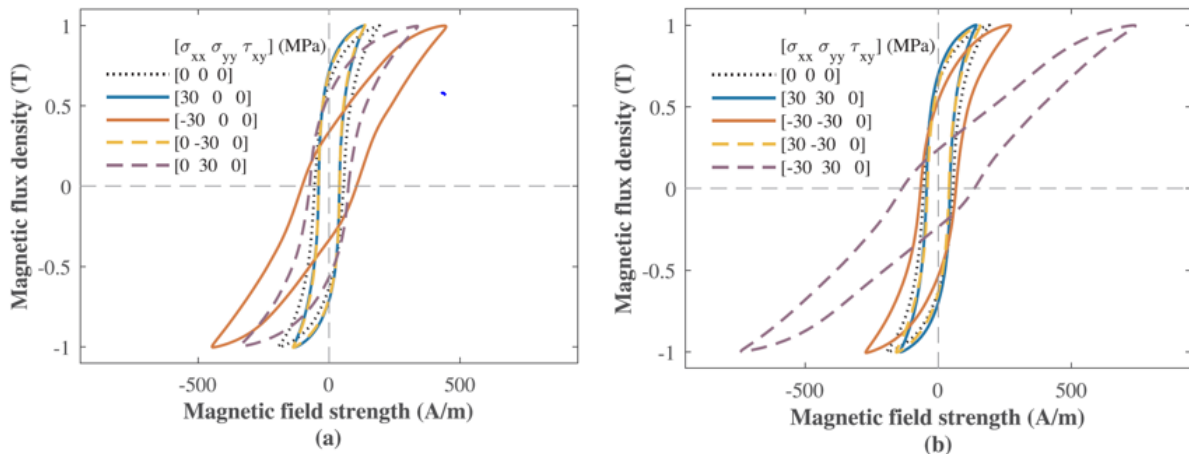


Figure I- 19 - Effet expérimental des contraintes uniaxiales (a) et biaxiales (b) appliquées dans le plan de la tôle sur les propriétés magnétiques [4]

I. 2-B.2) Magnétostriction d'un matériau ferromagnétique

Afin de comprendre le comportement magnéto-mécanique des matériaux ferromagnétiques, il est nécessaire d'introduire la notion de magnétostriction. Celle-ci, notée λ ($\mu\text{m}/\text{m}$), caractérise le couplage magnéto-mécanique au sein dudit matériau. La magnétostriction est liée à un processus réversible entre les grandeurs physiques mises en jeu. En effet, un matériau magnétique soumis à un champ magnétique longitudinal va s'allonger selon cette direction et se contracter selon la direction transverse. Inversement, l'application d'un allongement mécanique induit l'apparition d'une aimantation dans la direction de l'allongement du matériau ferromagnétique. La fonction de magnétostriction présente une évolution quadratique avec le niveau d'aimantation et atteint une valeur maximale notée λ_m comme illustré sur la Figure I- 20 - (a). Dans [62], il est montré que la magnétostriction d'un matériau varie selon la contrainte mécanique qui lui est appliquée, Figure I- 20 - (a). Elle varie également selon l'angle d'application du champ magnétique par rapport à la direction de laminage, comme illustré sur la Figure I- 20 - (b).

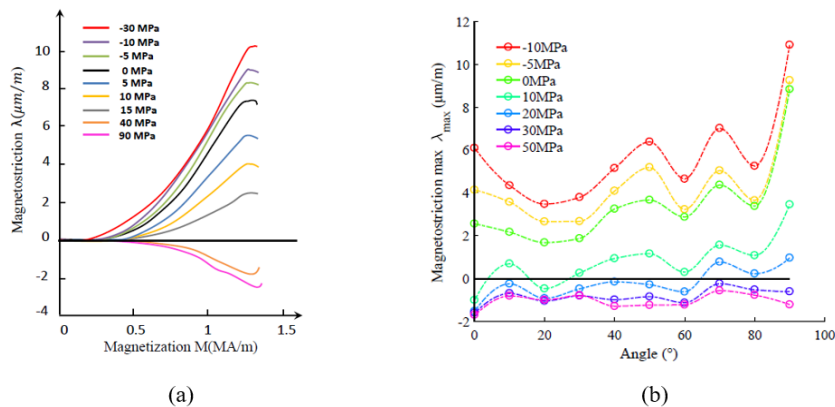


Figure I- 20 - Evolution de la magnétostriction en fonction de la contrainte (a) et en fonction de l'angle entre le sens de laminage et la direction du champ magnétique appliqué [46]

De plus, on peut faire le lien entre la magnétostriction et les effets des contraintes mécaniques sur les propriétés magnétiques. L'effet de la contrainte mécanique sur le comportement magnétique d'un matériau ferromagnétique dépend du signe du produit entre la contrainte appliquée σ_m et la magnétostriction à saturation λ_s , ce signe régissant celui de l'énergie magnéto-élastique E_σ [62]. Si le signe du produit est négatif, les propriétés magnétiques sont dégradées, s'il est positif, elles sont améliorées. On observe expérimentalement [63], sur la Figure I- 21, que $\lambda_s \sigma_m < 0$ pour des niveaux de contraintes mécaniques de compression ($\sigma_m < 0$) et pour des niveaux de contraintes de traction supérieures à une vingtaine de MPa (dégradation). Sur la plage de contrainte de traction comprise entre 0 et une vingtaine de MPa, le produit est positif (amélioration). Ces résultats démontrent le lien fort qui existe entre la magnétostriction et l'effet des contraintes mécaniques sur les propriétés magnétiques.

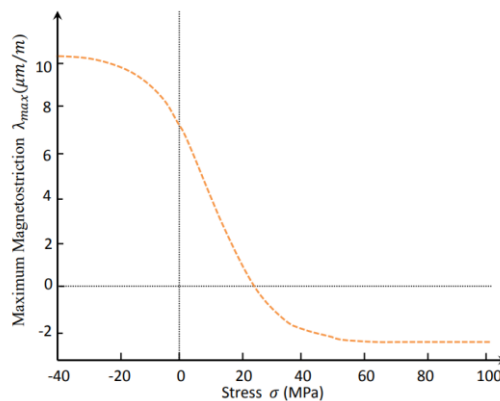


Figure I- 21 - Evolution du maximum de la magnétostriction d'un acier électrique en fonction du niveau de contrainte mécanique appliqué

I. 2-B.3) Modélisation des effets des contraintes élastiques sur les propriétés magnétiques

Contrainte équivalente

Comme nous l'avons vu précédemment, l'effet d'une contrainte mécanique élastique sur les propriétés magnétiques est significatif et très sensible à la direction d'application de la contrainte par rapport à la direction du flux magnétique. Par ailleurs, la méthode de caractérisation la plus courante et la plus facile à mettre en œuvre consiste à caractériser magnétiquement une tôle sous contrainte uniaxiale appliquée dans la direction du flux magnétique ($\theta_{\text{stress}} = 0^\circ$). C'est d'ailleurs dans ce sens qu'un modèle de contrainte élastique équivalente a été développé [64]. Cette contrainte équivalente est une contrainte scalaire « fictive » appliquée dans la direction du flux magnétique. Elle est représentative de l'effet des contraintes multiaxiales réellement observé sur les propriétés magnétiques.

Dans [64], les auteurs développent deux modèles. Le premier est basé sur une équivalence de l'énergie magnéto-élastique entre la configuration de la contrainte équivalente uniaxiale et celle tenant compte du champ de contraintes tridimensionnelles. Le second est basé sur une aimantation équivalente entre les deux configurations évoquées. Considérons alors un repère orthonormé ($\mathbf{e}_x, \mathbf{e}_y, \mathbf{e}_z$). Le tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}_m$ (Eq. 35) représente à la fois les contraintes dans les trois directions principales (termes diagonaux) et les contraintes de cisaillement (termes hors diagonale). On note également \mathbf{h} le vecteur unitaire représentant la direction du champ magnétique, (Eq. 36) dans cette équation, il est appliqué selon \mathbf{e}_y .

$$\boldsymbol{\sigma}_m = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (\text{Eq. 35}) \quad \mathbf{h} = \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (\text{Eq. 36})$$

Dans le cas d'un matériau isotrope, on donne une première expression de la contrainte équivalente basée sur l'énergie magnéto-élastique équivalente (Eq. 37) dans laquelle le terme $\text{tr}(\boldsymbol{\sigma}_m)$ correspond à la trace (somme des termes diagonaux) du tenseur $\boldsymbol{\sigma}_m$. Les auteurs recommandent d'utiliser ce modèle si la condition $|\kappa\sigma_2| \ll 1$ est respectée. Le terme σ_2 est la contrainte orthogonale à la direction d'aimantation. Le terme κ , (Eq. 38) dépend, entre autres, de la susceptibilité magnétique initiale χ_0 et de l'aimantation à saturation.

$$\sigma_{\text{eq}} = \frac{3}{2} {}^t\mathbf{h} \cdot \boldsymbol{\sigma}_m \cdot \mathbf{h} - \frac{1}{2} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}_m) \quad (\text{Eq. 37}) \quad \kappa = \frac{3\chi_0}{\mu_0 M_s} \cdot \lambda_m = A_s \cdot \lambda_m \quad (\text{Eq. 38})$$

Si la condition évoquée précédemment n'est pas respectée, les auteurs recommandent alors de travailler avec la formulation basée sur l'aimantation équivalente (Eq. 39). Afin de simplifier son écriture, on définit le tenseur \mathbf{s} qui est la partie déviatorique du tenseur des contraintes tel que $\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}_m) \cdot \mathbf{I}$ où \mathbf{I} est le tenseur identité du second ordre. Le repère orthonormé utilisé n'est plus le repère ($\mathbf{e}_x, \mathbf{e}_y, \mathbf{e}_z$) mais un nouveau repère orienté selon la direction d'application de la contrainte : ($\mathbf{h}, \mathbf{t}_1, \mathbf{t}_2$).

$$\sigma_{\text{eq}} = {}^t\mathbf{h} \cdot \mathbf{s} \cdot \mathbf{h} - \frac{2}{3\kappa} \ln \left[\frac{\exp\left(\frac{3\kappa}{2} {}^t\mathbf{t}_1 \cdot \mathbf{s} \cdot \mathbf{t}_1\right) + \exp\left(\frac{3\kappa}{2} {}^t\mathbf{t}_2 \cdot \mathbf{s} \cdot \mathbf{t}_2\right)}{2} \right] \quad (\text{Eq. 39})$$

Validation des modèles et discussions

Les deux modèles précédents ont été validés expérimentalement [4], [64] pour des contraintes biaxiales (dans le plan de la tôle) et donnent des résultats satisfaisants pour des niveaux de contraintes

élastiques inférieurs à une cinquantaine de MPa. Toutefois, les auteurs précisent que les modèles restent tout à fait valables pour des contraintes triaxiales sous les conditions suivantes :

- Le matériau magnétique est considéré comme étant isotrope. En particulier, la magnétostriction est considérée identique dans toutes les directions de l'espace, ce qui représente une hypothèse discutable compte-tenu de ce qui a été abordé précédemment (Figure I- 20- b).
- Des versions ajustées de ces modèles ont également été développées dans [64] pour des matériaux orthotropes.

Que l'on considère un matériau orthotrope ou isotrope, ces modèles ne dissocient pas, comme dans le cadre d'une tôle magnétique, les effets dans le plan dans lequel se trouve le flux magnétique (i.e. plan de la tôle) de ceux dans le sens de l'épaisseur de la tôle. Ce point est potentiellement problématique si on se place dans le cas concret d'une tôle magnétique ou d'un circuit magnétique feuilleté : les travaux dans la littérature ne permettent pas de conclure, actuellement, sur les éventuelles différences qui existent entre les effets des contraintes mécaniques appliquées dans le plan de la ou des tôle(s) et celles appliquées dans le sens de l'épaisseur. Enfin, on rappelle que le modèle présenté ci-dessus n'a été validé que dans le cadre de contraintes mécaniques bidimensionnelles appliquées dans le plan d'une ou plusieurs tôle(s).

Modélisation magnéto-élastique de la loi de comportement d'un matériau ferromagnétique

Dans le modèle d'hystérésis développé par Jiles et Atherton [39], ceux-ci considèrent l'aimantation totale comme étant la somme d'une composante réversible et d'une composante irréversible afin de décrire l'hystérésis. Dans notre cas, on donne uniquement une description de la courbe anhystérétique telle qu'elle est décrite dans le modèle anhystérétique de Langevin, (Eq. 29) à (Eq. 32). Le champ effectif H_e (Eq. 31) dans le matériau est donné, dans la version originale du modèle, par la somme du champ magnétique appliqué H et d'un champ magnétique local proportionnel à l'aimantation du matériau (αM_{an}) associé à l'interaction entre les domaines magnétiques, (Eq. 31)

A partir de ce modèle, Sablik et Jiles ont proposé un modèle magnéto-élastique afin de tenir compte de l'effet de la contrainte élastique uniaxiale appliquée dans la direction du flux magnétique. Cet effet est représenté dans l'expression du champ effectif par l'ajout d'un terme : le champ magnétique équivalent H_σ (Eq. 40). L'expression de ce dernier (Eq. 41) montre qu'il dépend de la contrainte appliquée et de la magnétostriction λ considérée dans le sens du flux magnétique. Enfin, la magnétostriction dépendant de l'aimantation du matériau, une expression analytique est donnée (Eq. 42). Les termes a_i sont les coefficients de magnétostriction en l'absence de contrainte élastique.

$$H_e = H + \alpha M_{an} + H_\sigma \quad (\text{Eq. 40}) \quad H_\sigma = \frac{3}{2} \frac{\sigma}{\mu_0} \left(\frac{d\lambda}{dM_{an}} \right)_\sigma \quad (\text{Eq. 41})$$

$$\lambda = \sum_{i=0}^{\infty} a_i M_{an}^{2i} \quad (\text{Eq. 42})$$

Comme le montre la Figure I- 20, la magnétostriction dépend aussi de la contrainte appliquée. Dans [65], en s'inspirant de ce qui a été fait dans [63], les auteurs proposent une expression analytique de la fonction de magnétostriction représentée (Eq. 43) par le produit entre un premier terme dépendant de l'aimantation et un second dépendant de la contrainte appliquée, toujours considérée parallèlement au sens du flux, et de plusieurs paramètres notés C , τ et σ_0 .

$$\lambda = \left(\sum_{i=0}^{\infty} a_i M_{an}^{2i} \right) \cdot \left(C + \tanh\left(\frac{\sigma_m - \sigma_0}{\tau}\right) \right) \quad (\text{Eq. 43})$$

Pour résumer, et afin d'avoir une vision globale, le modèle anhystérique magnéto-élastique de Jiles-Sablik peut être écrit sous la forme d'un système d'équations, Système d'équations I- 22 qui reprend les équations suivantes : (Eq. 6), (Eq. 30), (Eq. 40), (Eq. 41) et (Eq. 43).

$$\left\{ \begin{array}{l} B = \mu_0 \cdot (H + M_{an}) \\ M_{an} = M_s \left(\coth\left(\frac{H_e}{a}\right) - \frac{a}{H_e} \right) \\ H_e = H + \alpha M_{an} + H_\sigma \\ H_\sigma = \frac{3}{2} \frac{\sigma}{\mu_0} \left(\frac{d\lambda}{dM_{an}} \right)_\sigma \\ \lambda = \left(\sum_{i=0}^{\infty} a_i M_{an}^{2i} \right) \cdot \left(C + \tanh\left(\frac{\sigma_m - \sigma_0}{\tau}\right) \right) \end{array} \right.$$

Système d'équations I - 22 - Modèle magnéto-élastique de Jiles-Sablik

I. 2-B.4) Effets des contraintes mécaniques dans le domaine plastique

Les travaux dans ce domaine ont clairement établi qu'une déformation plastique dégrade systématiquement les propriétés magnétiques des matériaux ferromagnétiques, et ce, de façon irréversible. Dans [66], les auteurs montrent que la densité de dislocations est directement proportionnelle à la déformation appliquée. Sur la plage de déformation plastique étudiée [0,0057% à 0,147%], on remarque deux choses.

- Pour des déformations supérieures à 0,02%, la perméabilité magnétique et les pertes Fer vont respectivement diminuer et augmenter en fonction de la racine carrée de la déformation plastique, faisant de la densité de dislocation, et donc indirectement la densité de sites d'ancrages, la cause principale des dégradations magnétiques observées.
- Pour les déformations inférieures à 0,02%, le modèle en racine carré ne fournit pas des résultats satisfaisants et un autre phénomène semble être mis en jeu. En effet, dans [67], les auteurs se sont intéressés aux effets des très faibles déformations plastiques sur les propriétés magnétiques. Ils montrent qu'en plus de la densité de dislocation, les contraintes résiduelles induites par la déformation plastique doivent également être prises en compte. Il est d'ailleurs intéressant de noter que la dégradation observée pour de très faibles déformations est brutale comme l'illustre le palier sur les pertes par hystérésis [5], Figure I- 23. Enfin, dès l'apparition de très faibles déformations plastiques, des contraintes résiduelles apparaissent dans le matériau [68]. Si, globalement, la somme de ces contraintes est nulle, il y a autant de zones en traction que de zones en compression mais nous avons vu précédemment que ces dernières (compression) sont plus dégradantes d'un point de vue magnétique que ces premières (traction).

Ces déformations plastiques vont également modifier significativement la magnétostriction du matériau [69]. L'augmentation de la densité de dislocation, l'apparition de contraintes résiduelles et la modification de la magnétostriction sont les trois principales causes identifiées dans la littérature concernant l'effet de la déformation plastique sur les propriétés magnétiques. On considérera que lorsqu'on déforme plastiquement un matériau magnétique, on se retrouve en présence d'un nouveau matériau d'un point de vue magnétique, les propriétés magnétiques ayant été modifiées de manière irréversible.

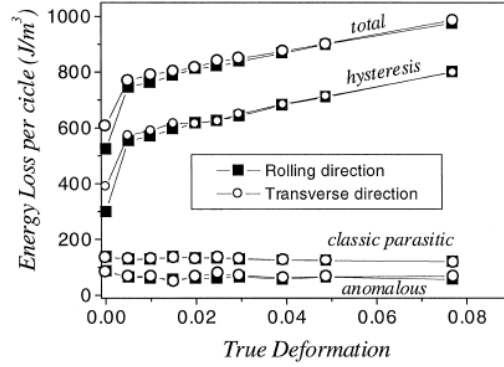


Figure I- 23 - Influence de la déformé plastiques sur les pertes Fer [5]

I. 2-B.5) Modélisation de l'effet de la déformation plastique sur les propriétés magnétiques

Sablik a proposé un modèle anhystérique permettant de prendre en compte l'effet de la déformation plastique [70]. Les bases de ce modèle sont les mêmes que celles du modèle magnéto-élastique présenté précédemment, Figure I- 22. Une fois la contrainte relâchée lorsque le matériau est déformé plastiquement, considérer la contrainte équivalente n'a plus vraiment de sens puisque, par définition, on n'applique plus de contraintes mécaniques. Le terme H_σ , lié à l'effet magnétostrictif, est donc supprimé du modèle et la déformation plastique est prise en compte à travers de nouveaux paramètres que nous allons introduire. On définit d'abord le terme a_0 comme le paramètre "a" défini au préalable (Eq.30)(Eq.31) en l'absence de toute déformation plastique. Le paramètre a_0 est proportionnel à la densité initiale de sites d'ancrages au sein du matériau. Ce paramètre évoluera donc avec la déformation plastique (Eq. 44) selon la loi en racine carré de la densité de dislocation ξ_d après déformation plastique. Il reflète ainsi l'accrochage grandissant des parois de domaines au contact des sites d'ancrages suite à l'augmentation de la densité de ces derniers. Enfin, les paramètres G_3 et G_4 sont liés à la taille de grains d_g du matériau.

$$a = \left[G_3 + \frac{G_4}{d_g} \right] a_0 \xi_d^{1/2} \quad (\text{Eq. 44})$$

Sablik donne également l'expression de ξ_d (Eq. 45) qui dépend de la densité de dislocations avant déformation plastique, notée ξ_{d0} , du vecteur de Burgers b , de la contrainte d'écroutissage σ_F et du module de cisaillement du matériau G (Eq. 46) dépendant lui-même du module de Young E et du coefficient de Poisson ν . Les équations du modèle magnéto-plastique de Sablik sont présentées ci-dessous, Système d'équations I - 24.

$$\xi_d = \left(\left[\frac{\sigma_F}{0.76 \cdot G \cdot b} \right] + \xi_{d0} \right)^2 \quad (\text{Eq. 45}) \quad G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (\text{Eq. 46})$$

$$\begin{aligned} B &= \mu_0 \cdot (H + M_{an}) \\ M_{an} &= M_s \left(\coth \left(\frac{H_e}{a} \right) - \frac{a}{H_e} \right) \\ H_e &= H + \alpha M_{an} \\ a &= \left[G_3 + \frac{G_4}{d_g} \right] a_0 \xi_d^{1/2} \\ \xi_d &= \left(\left[\frac{\sigma_F}{0.76 \cdot G \cdot b} \right] + \xi_{d0} \right)^2 \end{aligned}$$

Système d'équations I - 24 – Modèle magnéto-plastique de Sablik

I. 2-B.6) Effet des contraintes thermiques sur les propriétés magnétiques

Les machines électriques peuvent être soumises à de fortes températures, sur de plus ou moins longues durées, que ce soit lors de leur fabrication ou lors de leur fonctionnement. Il convient donc d'effectuer un état de l'art sur l'effet de la température sur les propriétés magnétiques. On distinguera deux effets : réversible et irréversible.

Effet réversible

On considère un matériau magnétique dont les propriétés magnétiques à température ambiante T_{amb} sont notées \mathcal{P}_1 . On chauffe alors le matériau et ses propriétés magnétiques sous la température $T > T_{amb}$ sont $\mathcal{P}_2 \neq \mathcal{P}_1$. Par effet réversible, on considère la variation de \mathcal{P}_1 à \mathcal{P}_2 à condition que le matériau retrouve ses propriétés initiales \mathcal{P}_1 si la température revient à T_{amb} .

Il est établi que la conductivité électrique d'un matériau dépend de sa température. Les pertes Fer étant dépendantes de la conductivité électrique, il est naturel de s'intéresser à l'évolution des propriétés magnétiques en fonction de la température.

Dans la littérature, les travaux traitant de la caractérisation des propriétés magnétiques sous haute température ont nécessité le développement de plusieurs dispositifs adéquats. Dans [71], un dispositif de mesure basé sur le principe du *Ring Core Tester* et permettant de caractériser des circuits magnétiques laminés jusqu'à 800°C a été développé. Il existe également des dispositifs basés sur le *Single Sheet Tester* pour des échantillons massifs [31] et laminés [71] respectivement jusqu'à 200°C et 100°C. Dans une moindre mesure, des dispositifs basés sur celui du *Cadre Epstein* [72] ont également été développés. A partir de ces travaux, on peut synthétiser les principaux résultats obtenus dans le cas des alliages fer-silicium comme suit :

- Les pertes Fer diminuent avec l'augmentation de la température. Ceci s'explique notamment par la chute de la conductivité électrique pour des gammes de températures modérées.
- La température va affecter la perméabilité magnétique. Notamment, pour des températures supérieures à 500°C, la perméabilité magnétique va chuter drastiquement.

Effet irréversible – Phénomène de vieillissement

Lorsque le facteur temps est associé à la température, sous certaines conditions liées à la composition et à l'état microstructural du matériau, on peut observer une modification irréversible des propriétés magnétiques. Cet effet, appelé **vieillessement magnétique**, est souvent observé sur les matériaux magnétiques type Fe-Si pour des températures généralement supérieures à 100 °C. Ces modifications sont quasiment exclusivement des dégradations des propriétés magnétiques. Dans le cas des machines électriques, ce phénomène est majoritairement observé lors de fonctionnements dans des environnements chauds et plus rarement lors de la phase de fabrication de la machine. Ce vieillissement magnétique est en réalité la conséquence d'un vieillissement thermique. En effet, l'exposition d'une tôle magnétique à une température élevée sur une certaine durée va, selon la composition chimique de la tôle, engendrer la formation de précipités et l'apparition de coalescence de particules, principalement de carbure et de nitrure [8], [73], [74]. Ces précipités constituent alors de nouveaux sites d'ancrages au sein du matériau et induisent une augmentation des pertes par hystérésis associées à une augmentation du champ coercitif [8], [74].

Plusieurs paramètres influencent le vieillissement magnétique d'un matériau, à commencer par sa composition chimique : les tôles présentant de faibles taux de carbone – inférieurs à leurs limites de solubilité dans le Fer alpha (forme stable et ferromagnétique du Fer à température ambiante) – ne vieillissent pas tandis que celles présentant des taux de carbone importants vont vieillir de manière

significative puisque cela favorisera l'apparition de précipités de carbures [74], [75]. Il est d'ailleurs montré dans [76] que les pertes Fer augmentent linéairement en fonction de la densité de précipités. La taille des précipités a également une influence [7] : les auteurs démontrent notamment que des tailles de précipités proches de l'épaisseur des parois de domaines vont le plus significativement dégrader les propriétés magnétiques. De même, si le silicium agit généralement comme un inhibiteur dans la formation de ces précipités et va réduire voir empêcher le vieillissement du matériau [77], on observe toutefois, dans certains cas où le taux de carbone est important, un vieillissement magnétique significatif sur des tôles à fort taux de silicium (3%), Figure I- 25. Enfin, la dynamique de vieillissement magnétique va fortement dépendre de la température et de la durée de chauffe [78]. Nous remarquons également un lien entre le vieillissement et la dureté Vickers du matériau [7], [8], Figure I- 26. L'effet de la température sur la dureté se traduit par deux phénomènes opposés : le premier, qui est la réduction du taux de carbone dans le matériau, va tendre à diminuer sa dureté tandis que le second, la formation de précipités de carbures, tend à l'augmenter, ce qui explique la présence d'un pic de dureté autour de 20 heures de vieillissement sur la Figure I- 26.

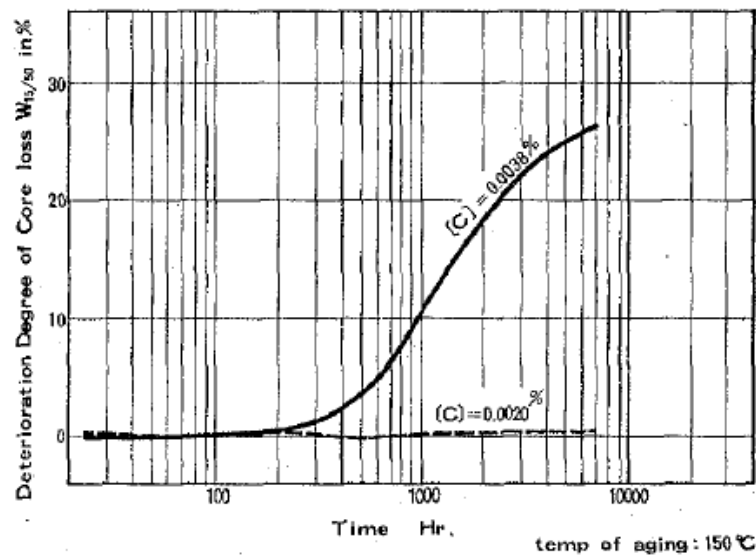


Figure I- 25 - Augmentation des pertes Fer liés au vieillissement magnétique pour une tôle Fe-Si 3% possédant des taux de carbone différents [75]

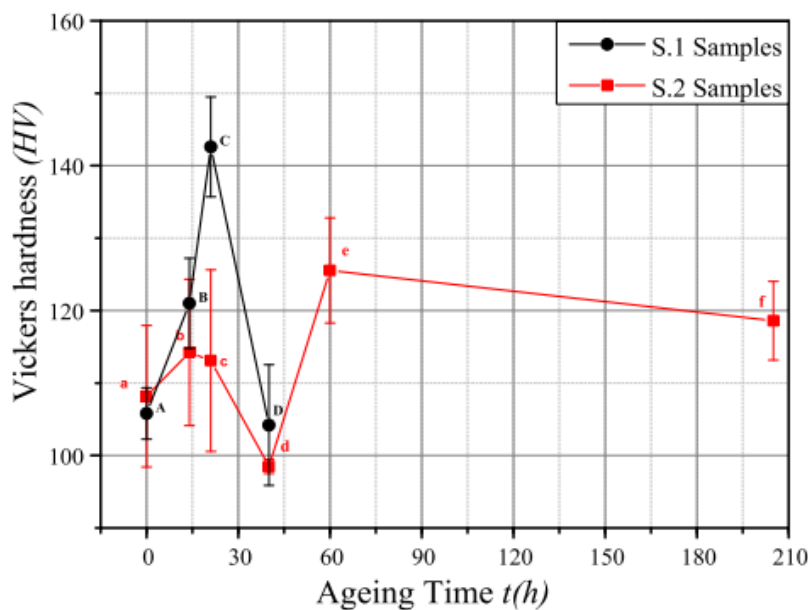


Figure I- 26 - Variation de la dureté Vickers en fonction de la durée de vieillissement pour deux échantillons ferromagnétiques [8]

Dans la prochaine et dernière partie, on aborde quelques notions concernant les machines électriques.

I. 3 – Notions sur les performances des machines électriques

I. 3-A) Rendement et point de fonctionnement d'une machine électrique : lien avec les propriétés magnétiques

L'un des principaux critères de performance des machines électriques est, pour un point de fonctionnement donné, son rendement η qui traduit son efficacité énergétique. Les niveaux de rendement des machines électriques sont spécifiés par des normes allant de la classe d'efficacité standard (IE1) à la classe d'efficacité dite *Super Premium* (IE4) [1], présentées sur la Figure I- 27. Les rendements imposés par ces classes sont d'autant plus grands que la puissance de la machine est grande [79]. Sur une gamme de puissance allant de quelques dizaines de kW à quelques dizaines de MW – ce qui correspond globalement aux gammes de production JEUMONT Electric – les rendements doivent aller de 85% jusqu'à plus de 95% si on se réfère à la classe IE3, actuellement imposée en Europe et aux Etats-Unis. Notons également que les machines électriques vont tendre, au fil des années, à devoir respecter des classifications de plus en plus importantes puisque la classification IE4 entrera bientôt en vigueur pour certaines machines électriques au sein de l'Union Européenne [80] et on parle déjà de la mise en place d'une classification IE5 [2]. Enfin, pour un même niveau de puissance, les rendements des machines synchrones sont généralement plus élevés que ceux des machines asynchrones [81].

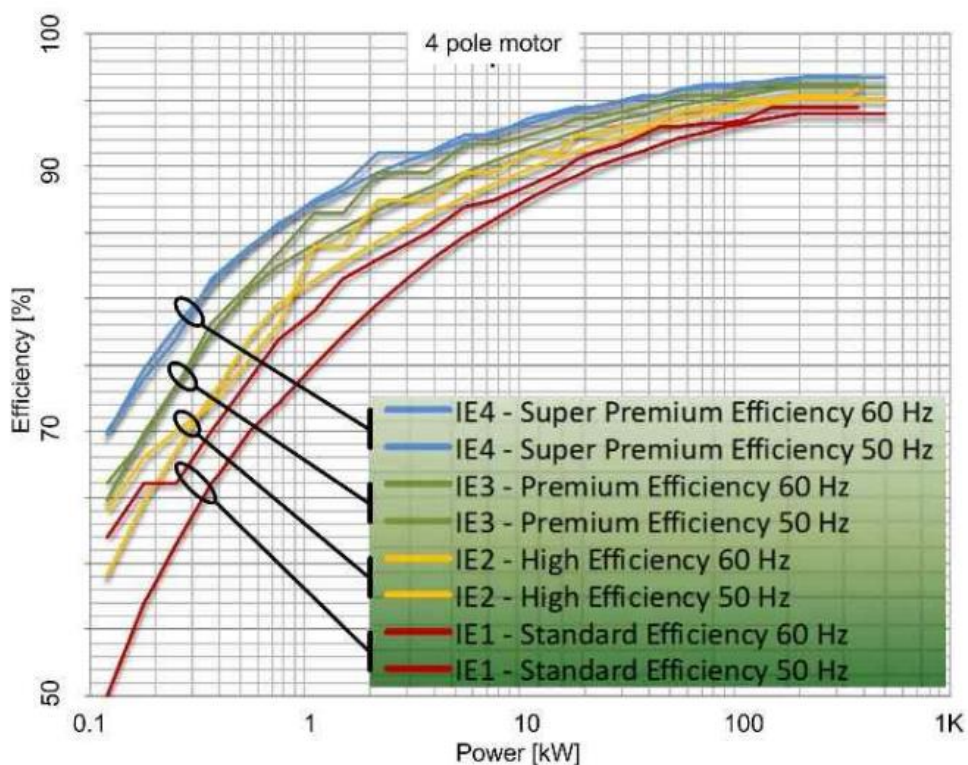


Figure I- 27 - Exemple des classifications énergétiques des machines électriques 4 pôles [1]

Réussir à augmenter le rendement des machines électriques représente donc un enjeu sociétal, économique et industriel fort. En effet, les machines électriques jouent un rôle significatif dans la consommation énergétique dans le monde. A titre d'exemple, elles représentent deux tiers de la consommation électrique dans l'industrie française [82] et approximativement 50% de la consommation énergétique électrique européenne [80]. Par ailleurs, pour une machine électrique fonctionnant de manière permanente ou quasi-permanente sur une longue durée de vie (quelques dizaines d'années), ce

qui est le cas de beaucoup de machines électriques, les pertes de cette dernière représente la très grande majorité de son coût, Figure I- 28. Une augmentation du rendement, même minime, peut donc engendrer un gain énergétique et économique significatif.



Figure I- 28 - Répartition des coûts sur 25 ans de fonctionnement d'une machine électrique [83]

Le rendement se définit par le rapport de la puissance de sortie ou utile P_u (W) sur la puissance absorbée ou d'entrée P_e (W). Cette dernière est égale à la puissance utile à laquelle on ajoute l'ensemble des pertes de la machine, (Eq. 47).

$$\eta = \frac{P_u}{P_e} = \frac{P_u}{P_u + \sum \text{Pertes}} \quad (\text{Eq. 47})$$

Un autre aspect concernant les performances des machines est la notion de point de fonctionnement. Dans le cahier des charges, qui est défini par le client et/ou le fabricant de machine, il est notamment établi que la machine doit fournir une certaine puissance de sortie dans des conditions d'opérations spécifiques. Que l'on soit en fonctionnement moteur ou générateur, cette puissance dépend, entre autres, de l'état magnétique des circuits magnétiques (rotor, stator) de la machine. En effet, la conversion d'énergie est intrinsèquement de nature électromagnétique et la densité d'énergie mise en jeu est proportionnelle au carré du flux magnétique, lui-même amplifié grâce à l'utilisation de matériaux ferromagnétiques. Il existe donc un lien direct entre les performances pour un point de fonctionnement donné de la machine et les propriétés des matériaux ferromagnétiques utilisés pour le rotor et le stator. De ce fait, si les procédés de fabrication dégradent les propriétés magnétiques de ces matériaux, ils vont avoir un effet sur les performances de la machine. Toutefois, il est important de préciser les points suivants :

- Les effets des procédés de fabrication sur les matériaux sont généralement significativement différents, d'un point de vue quantitatif, de ceux observés sur les performances des machines électriques. En effet, les pertes Fer ne représentent qu'une partie (généralement entre 10 et 25% [84], Figure I- 29) des pertes totales d'une machine qui englobent, en plus des pertes Fer, les pertes Joule (Joule losses ou winding losses), les pertes mécaniques (mechanical losses) et les pertes supplémentaires en charge (stray load losses). Ces dernières sont d'ailleurs, pour une grande partie, de même nature que les pertes Fer. De plus, au vu des rendements décrits précédemment, les pertes Fer ne vont représenter, au maximum, que quelques pourcents de la puissance nominale de la machine. Il est donc important de comprendre qu'une augmentation donnée des pertes Fer représentera, en proportion, une augmentation bien moindre des pertes totales et aura donc un faible effet sur le rendement de la machine. Toutefois, cet effet peut, à l'échelle de la durée de vie de la machine, représenter un gain économique et énergétique important, Figure I- 28.

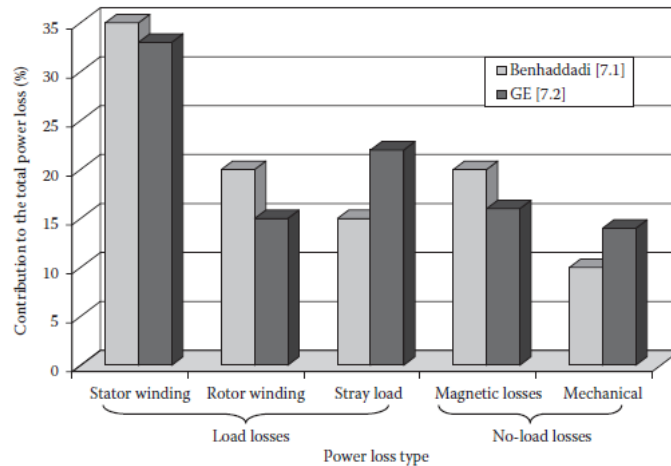


Figure I- 29 - Répartition des pertes au sein d'une machine électrique [84]

- Si l'on considère qu'il est nécessaire d'atteindre un certain niveau d'induction pour un point de fonctionnement donné et que les procédés de fabrication dégradent la loi de comportement magnétique $B(H)$, il faudra un champ magnétique plus grand pour atteindre le même point de fonctionnement. Le champ magnétique étant une image du courant magnétisant, cela se traduira par une augmentation des pertes par effet Joule à vide. En charge, une augmentation du courant magnétisant peut induire une augmentation de la puissance réactive.

I. 3-B) Bilan de puissance et problématique de la mesure

Bilan de puissance et mesure des pertes Fer

Comme évoqué, il existe quatre principaux postes de pertes dans les machines électriques. Les pertes par effet Joule représentent les dissipations énergétiques par échauffement dans les conducteurs électriques qui se situent au niveau des bobinages stator et rotor. Les pertes mécaniques, elles, représentent les dissipations énergétiques par frottement mécanique notamment au niveau du mouvement du rotor. Dans le contexte des présents travaux, on ne se préoccupera pas de ces deux postes de pertes pour trois raisons. Premièrement, ces pertes sont en dehors du cadre de la thèse puisque cette dernière intègre exclusivement les pertes Fer. Deuxièmement, ces deux postes de pertes sont plutôt bien connus et maîtrisés dans leurs modélisations et leurs identifications expérimentales. Troisièmement, pour une machine donnée, il est difficile de pouvoir les réduire.

Concernant les deux derniers postes, pertes Fer et pertes supplémentaires en charge, le contexte est plus complexe et nécessite d'être développé. Tout d'abord, définissons ce qu'on entend par pertes Fer et pertes supplémentaires en charge dans les machines électriques.

- Classiquement, on mesure les pertes Fer dans les machines électriques lors d'un essai à vide en y retranchant les pertes par effet Joule dans les bobinages et les pertes mécaniques. Ces pertes Fer sont associées au flux magnétisant qui circule dans les parties actives des circuits magnétiques (i.e. parties feuilletées) du stator et du rotor.
- Les pertes supplémentaires en charge sont depuis plusieurs années, et encore aujourd'hui, sujettes à de nombreuses études que ce soit pour leur identification, leur modélisation ou leur quantification expérimentale [85]–[87]. Elles sont définies, comme leur nom l'indique, comme étant les pertes supplémentaires qui apparaissent lors du fonctionnement en charge de la machine. Leur origine est l'apparition de courants parasites de charges, notamment dans les parties métalliques et massives constituant la machine, induits par des variations de flux magnétiques vues par ces dites parties. Ces variations de flux parasites (dans la culasse extérieure ou dans les doigts de serrages, flux de fuite

zigzag au niveau de l'entrefer, flux de fuite au niveau des encoches, etc... [85]) entraînent des dissipations énergétiques dans ces zones de la machine. Elles sont très largement reconnues et étudiées dans le cas des machines asynchrones [85]–[88] et le sont beaucoup moins, notamment du fait de leur effet bien moins significatif, dans le cas des machines synchrones [89], [90]. Notons enfin qu'à vide, ces courants parasites sont présents mais avec des valeurs si faibles qu'on peut raisonnablement les négliger.

La problématique est la suivante : les fabricants de machines électriques se retrouvant assez régulièrement confrontés à des écarts notables entre les pertes Fer estimées lors de la phase de dimensionnement et celles mesurées en pratique sur la machine une fois fabriquée, il est important, entre autre, d'être capable de quantifier expérimentalement les effets des procédés de fabrication sur les pertes Fer puisqu'ils représentent une des causes potentielles à l'origine de ces écarts.

Afin de s'affranchir des pertes supplémentaires en charge, les pertes Fer sont mesurées à vide à l'aide d'un bilan de puissance. Celui-ci consiste à mesurer la puissance active consommée par la machine et d'en retrancher les autres postes de pertes. En effet, il est difficile de mesurer précisément les pertes Fer en charge car il est complexe de dissocier précisément les pertes Fer des pertes supplémentaires en charge. Le fait que les pertes Fer soient mesurées à vide est un point important car les machines électriques fonctionnent typiquement en charge. De fait, on suppose régulièrement, lors des phases de dimensionnement et de conception des machines électriques, que les pertes Fer à vide et en charge restent inchangées et que les variations observées expérimentalement entre les deux ne sont liées qu'aux pertes supplémentaires en charge. Cette hypothèse n'est évidemment pas tout à fait juste puisque le point de fonctionnement à vide – et donc la répartition du champ d'induction magnétique et les pertes Fer – est nécessairement différent du point de fonctionnement en charge. Ce qui vient d'être dit permet de conclure sur les points suivants :

- L'effet des procédés de fabrication sur les pertes Fer n'est pas la seule source d'erreur potentielle dans leur calcul. Les pertes supplémentaires en charge le sont également. On rappelle que ces travaux de thèses ne traiteront que de l'effet des procédés de fabrication sur les pertes Fer.
- Si les pertes Fer à vide ont toutes les raisons d'être différentes de celles en charge, il n'est pas certain que l'on puisse considérer que l'effet des procédés de fabrication sera quantitativement ou qualitativement le même sur les pertes à vide que sur celles en charge. Toutefois, une augmentation significative des pertes Fer à vide devrait, qualitativement, induire une augmentation des pertes Fer en charge.

Synthèse du chapitre 1

Dans de ce premier chapitre, nous avons d'abord introduit quelques grandeurs et notions nécessaires à la compréhension du comportement magnétique et mécanique des matériaux ferromagnétiques. Puis, d'un point de vue plus pratique, nous avons traité de la caractérisation et de la modélisation magnétique des matériaux ferromagnétiques pour ensuite discuter de la caractérisation et de la modélisation des effets des contraintes thermiques et mécaniques sur les propriétés magnétiques des matériaux magnétiques. Enfin, des notions sur les machines électriques (rendement, point de fonctionnement, bilan de puissance) ont été abordées.

Il apparaît donc que la maîtrise des propriétés des matériaux ferromagnétiques est primordiale si l'on souhaite assurer l'efficacité de la conversion d'énergie. Or, les procédés de fabrication modifient ces propriétés, le plus souvent en les dégradant (diminution de la perméabilité magnétique et augmentation des pertes Fer). Par conséquent, tenir compte des effets des procédés dès la phase de conception devient un élément essentiel pour aboutir à une meilleure connaissance du comportement des machines en sortie de chaîne de fabrication. Pour cela, il faut mettre en place une démarche d'analyse des différents procédés mis en œuvre dans la fabrication des machines électriques et de leurs impacts potentiels sur les propriétés des aciers électriques.

Dans le chapitre suivant, nous présenterons la chaîne de fabrication JEUMONT Electric ainsi que l'état de l'art traitant directement de l'effet des procédés de fabrication sur les propriétés magnétique des matériaux ferromagnétiques mais aussi sur les performances des machines électriques. L'objectif est de pouvoir identifier les procédés JEUMONT Electric sur lesquels nous allons travailler dans la suite des travaux et d'affiner les objectifs et les enjeux liés à ces procédés.

CHAPITRE 2

Chaîne de fabrication de l'entreprise JEUMONT Electric. Etat de l'art sur l'effet des procédés de fabrication sur les propriétés magnétiques des matériaux ferromagnétiques et sur les performances des machines électriques

Introduction du chapitre 2

Ces travaux s'inscrivant dans un contexte industriel, on définira au préalable les objectifs précis de la thèse ainsi que la chaîne de fabrication de l'entreprise avec laquelle nous avons collaboré dans le cadre de ces travaux. Un état de l'art portant sur l'effet des procédés de fabrication sur les performances magnétiques des aciers électriques mais aussi des machines électriques sera effectué. Une fois ces étapes réalisées et reliées, on présentera et justifiera les choix faits notamment concernant les procédés de fabrication JEUMONT Electric identifiés et retenus pour notre étude. De plus, les objectifs spécifiques et la démarche générale seront présentés afin d'évaluer les effets de ces procédés sur les performances des noyaux magnétiques.

II. 0 – Objectifs de la thèse

Le premier objectif, préliminaire et essentiel à ces travaux, est d'identifier, à partir de l'analyse de la chaîne de fabrication et en s'appuyant sur la littérature, les procédés JEUMONT Electric qui peuvent être potentiellement impactant sur les performances des noyaux magnétiques et sur les performances des machines électriques.

Le second objectif, cœur de ce travail, est de quantifier les effets de ces procédés sur les performances magnétiques des circuits magnétiques, en s'appuyant notamment sur une démarche expérimentale.

Enfin, le dernier objectif est de proposer une première intégration de ces effets dans des modèles multi-physiques permettant de représenter le comportement magnétique (lois de comportement $B(H)$, pertes Fer) des matériaux soumis aux procédés de fabrication étudiés. Une validation expérimentale de ces modèles, quand cela sera possible, sera également réalisée.

II. 1 – Présentation de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric

L'entreprise JEUMONT Electric fabrique des alternateurs et des moteurs électriques, notamment de fortes puissances (de quelques centaines de kilowatts à quelques centaines de mégawatts). Contrairement à certains fabricants de moteurs électriques qui produisent des machines électriques en grande série comme dans le domaine automobile (plusieurs dizaines de milliers d'alternateurs et alternodémarrateurs par jour), l'entreprise JEUMONT Electric fabrique un nombre limité de machines électriques. Cela est dû aux applications spécifiques auxquelles sont destinées ces machines ainsi qu'aux tailles et puissances des unités produites. De ce fait, la gamme des machines fabriquées par JEUMONT Electric est variable en fonction de l'application, du type de machine (alternateur, moteur), de la géométrie ou encore du grade de tôle utilisé. Toutefois, même si elle présente quelques différences selon la machine fabriquée, sa chaîne de fabrication est sensiblement composée des mêmes étapes pour toutes les machines électriques puisqu'indépendamment de leurs caractéristiques, les tôles composant les circuits magnétiques doivent toujours être découpées, empilées, pressées, maintenues ou encore imprégnées. De ce fait, avant d'aborder l'état de l'art portant sur l'effet des procédés de fabrication sur les performances magnétiques et afin de le mettre en lien avec la chaîne de fabrication JEUMONT Electric, cette dernière est détaillée ci-dessous. Pour des raisons de confidentialité, certaines valeurs numériques et détails des procédés mis en œuvre ne seront pas cités. Par ailleurs, on s'intéressera exclusivement aux procédés de fabrication concernant le circuit magnétique.

II. 1-A) Vue globale de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric

Avant de détailler chacun des procédés la composant, la chaîne de fabrication complète de JEUMONT Electric est présentée ci-dessous, Figure II- 1. Elle s'applique à la grande majorité des machines électriques fabriquées par l'industriel et est assez classique bien qu'appliquée à des machines électriques aux dimensions spéciales et bien que certains des procédés la constituant présentent des spécificités qui peuvent induire des variabilités par rapport à l'état de l'art qui suivra.

Les tôles sont livrées sous forme de rouleau, Figure II- 2. Si les tôles sont pré-vernies (isolées par un sous-traitant), elles sont directement découpées. Si les tôles arrivent nues (non isolées), elles sont découpées puis isolées en interne avec un procédé d'isolation dit Alkophos que nous expliciterons par la suite. La découpe peut être mécanique ou laser et vise à conférer aux tôles la géométrie souhaitée. Une fois les tôles découpées et isolées, celles-ci sont empilées et pressées. L'ensemble est alors maintenu à l'aide de joues maintenu par des barreaux soudés et/ou des tiges de serrage vissées. Puis, contrairement au stator, le rotor est fretté avec l'arbre moteur. Puis, le stator est bobiné et imprégné avant que l'ensemble soit assemblé.

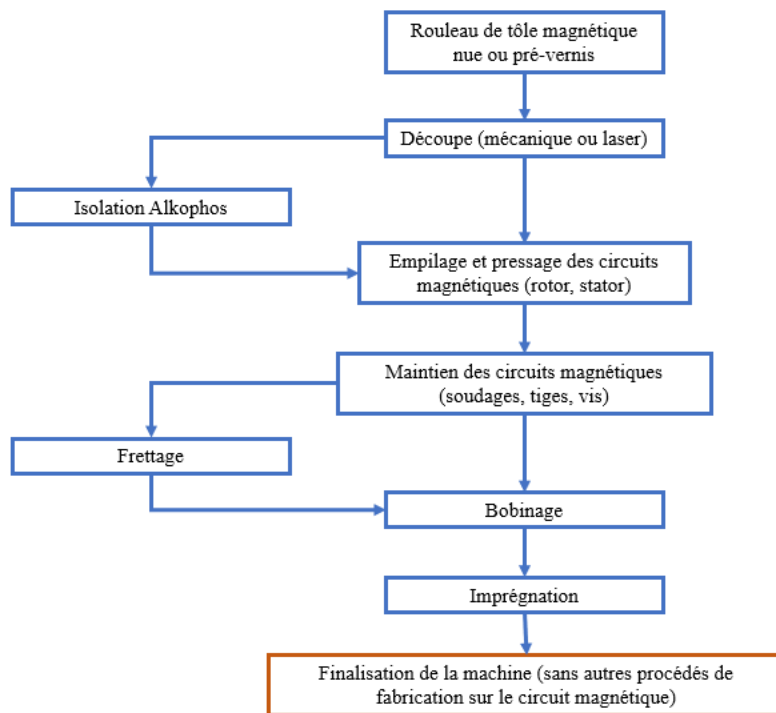


Figure II- 2 - Bobine de tôle magnétique

Figure II- 1 - Vue globale de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric

II. 1-B) Du fabricant de tôles au fabricant de machines électriques

Les tôles livrées au fabricant de machines, Figure II- 2, doivent respecter un grade en termes de géométrie (épaisseur de la tôle) et de propriétés magnétiques. Le fournisseur de tôles garantit alors, pour une forme d'onde sinusoïdale de l'induction magnétique (standard de caractérisation) et pour une ou plusieurs fréquences, généralement à 1,5 T et 50 Hz, des pertes magnétiques inférieures à une valeur donnée (qui correspond à ce qu'on appelle son grade). Les spécifications peuvent éventuellement garantir des valeurs d'inductions minimales pour des niveaux de champs magnétiques donnés.

Si le fournisseur de tôles garantit un certain grade, le fabricant de machines n'a pas toujours les moyens temporels et matériels pour vérifier son bon respect et connaître précisément les performances magnétiques de la tôle. De même, les fabricants de tôles utilisent généralement des moyens de caractérisations magnétiques standards comme le cadre Epstein pour valider les performances magnétiques de leurs tôles et fournir la fiche matière à leurs clients. En l'occurrence, ces performances sont normées et moyennées entre celles obtenues dans la direction de laminage et celles obtenues dans la direction transverse. Par exemple, une tôle pourrait respecter son grade selon cette direction et ne pas le respecter dans la direction transverse. Or, dans le cas d'une machine électrique composée de tôles à grains non-orientés, le flux magnétique circulera selon toutes les directions comprises entre la direction de laminage et la transverse. Ce que nous venons d'évoquer est à prendre en compte dans le contexte de l'étude de l'effet des procédés de fabrication sur les propriétés magnétiques. En effet, afin de s'affranchir de sources d'erreurs potentielles au niveau des propriétés magnétiques initiales des tôles lorsqu'elles sont livrées en rouleaux, il sera nécessaire de les caractériser directement à partir des rouleaux présents chez l'industriel.

II. 1-C) Procédé d'isolation des tôles : l'isolation Alkophos

Le procédé d'isolation Alkophos est propre à l'entreprise JEUMONT Electric. Concernant les tôles pré-vernissées par des sous-traitants, nous n'avons accès qu'à peu d'informations et nous ne détaillerons pas plus cet aspect. L'objectif du procédé Alkophos est d'isoler électriquement les tôles afin

de ne pas avoir de courts-circuits entre elles. Ses principaux avantages sont, au-delà de sa très bonne isolation électrique, sa très faible épaisseur de revêtement et sa très bonne tenue en température. C'est un procédé d'isolation organique qui est réalisé en plusieurs étapes¹ : les tôles nues sont d'abord ébavurées, puis préchauffées et enduites du revêtement Alkophos qui est à base de phosphate de fer et d'aluminium. L'ensemble est cuit, afin que le revêtement polymérise, puis est refroidi à l'air. Usuellement, les tôles subissent deux cycles d'Alkophos. On a comparé, à l'aide du Single Sheet Tester standard du laboratoire L2EP, les performances magnétiques de deux tôles identiques, l'une non isolée (nue) et l'autre isolée avec le procédé Alkophos (deux cycles), Figure II- 3. Les résultats montrent que ce procédé n'a *a priori* aucun effet sur les performances magnétiques.

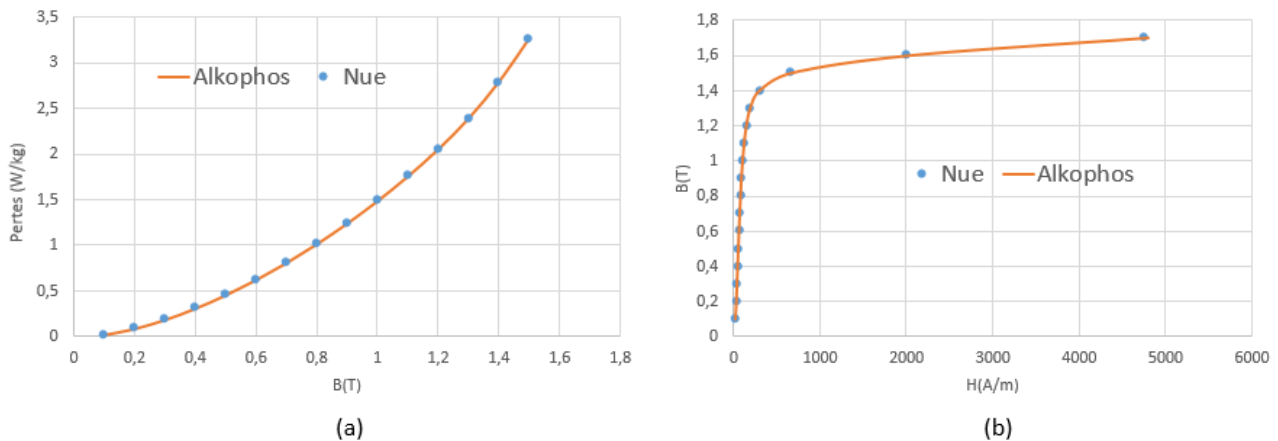


Figure II- 3 - Pertes Fer (a) et loi de comportement B(H) (b) de deux tôles M400-65A - Nue et Alkophos

II. 1-D) Procédé de découpe

L'entreprise JEUMONT Electric utilise deux méthodes de découpe : la découpe laser et la découpe mécanique. Cette dernière est la plus couramment utilisée. La découpe laser, elle, permet de réaliser des géométries plus complexes. Le fait d'avoir accès à deux méthodes de découpe différentes permet également de réduire les risques liés à la panne par redondance. Pour ces deux types de découpe, les tôles sont préparées comme suit : à partir du rouleau de tôle initial, elles sont découpées à la guillotine pour obtenir des tôles rectangulaires. Puis, dans le cas de la découpe laser, l'ensemble de la géométrie de la tôle (périmètre intérieur, périmètre extérieur, dents, etc...) est directement réalisé. Concernant la découpe mécanique, les périmètres intérieurs et extérieurs sont découpés par une certaine méthode de découpe mécanique dite « blanking », Figure II- 15, à l'aide de matrices adaptées tandis que les dents sont découpées par une autre méthode de découpe mécanique, dite par poinçonnage, Figure II- 15. Les dents sont poinçonnées une par une à l'aide d'une « encocheuse » qui est composée d'un poinçon et d'une matrice adaptée à la géométrie souhaitée, Figure II- 4. Détaillons maintenant le procédé de découpe laser et le procédé de découpe par poinçonnage JEUMONT Electric. Les poinçons et matrices sont affûtés dès lors que la bavure des tôles dépasse une valeur seuil. La hauteur de la bavure est déterminée au profilomètre. On rappelle que l'outil de coupe n'est pas le même entre la découpe des périmètres de la tôle (intérieur, extérieur) et des dents. Le poinçon, dont la vitesse est constante, est réglé en course (distance de pénétration) selon l'épaisseur de la tôle.

Dans le cas de la découpe laser, qui est difficile à illustrer avec des photographies, il est important de noter que les paramètres intrinsèques du laser (vitesse du faisceau, puissance du faisceau, etc...) sont quasi-systématiquement les mêmes et ce indépendamment de la tôle ou de la machine. Ces paramètres sont recommandés par le fabricant et fournisseur du dispositif de découpe laser. Enfin, il est

¹ Pour des raisons de confidentialité, aucune donnée chiffrée ne peut être fournie.

à noter que la vitesse de déplacement du laser est plus importante dans les lignes droites par rapport aux courbures.

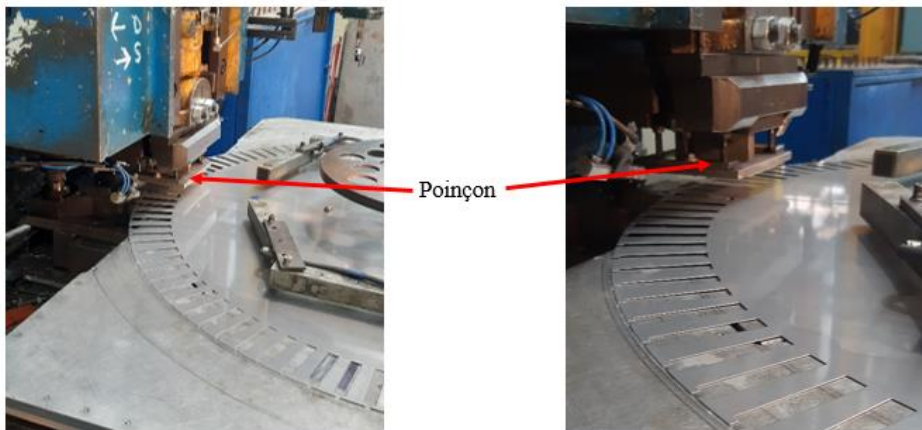


Figure II- 4 - Découpe par poinçonnage, JEUMONT Electric

II. 1-E) Procédé d'empilage et de pressage

Une fois les tôles découpées, elles sont empilées et pressées à l'aide d'une presse hydraulique afin d'obtenir systématiquement la même pression globale (Pa) sur le circuit magnétique. Pour un certain nombre de machines, les tôles ne sont pas toutes empilées les unes sur les autres (empilage classique) mais en paquets de quelques dizaines de millimètres séparés les uns des autres par ce qu'on appelle des tôles intercalaires (empilage avec intercalaires), notamment pour constituer les événements et faciliter ainsi le refroidissement du circuit magnétique. Un schéma illustratif est présenté sur la Figure II- 5.

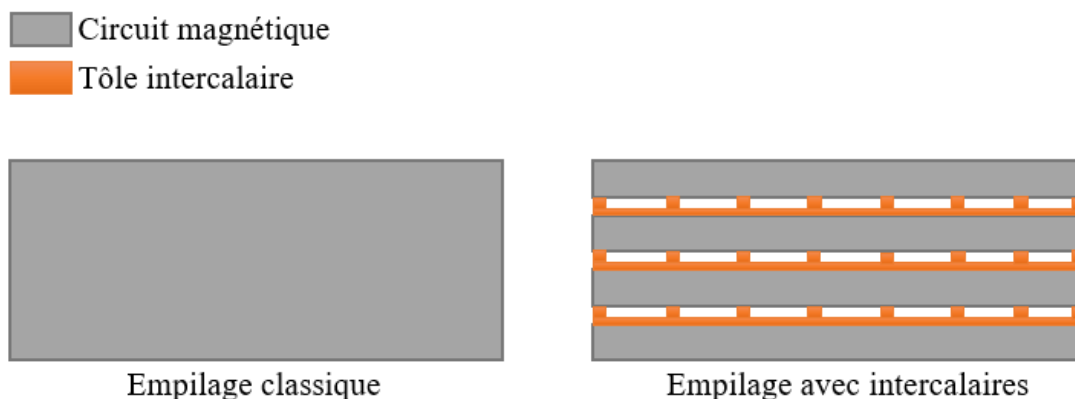


Figure II- 5 - Illustration schématique du procédé d'empilage

Les tôles intercalaires sont également appelées tôles maitresses (plus épaisses que les autres tôles composants le circuit magnétique) sur lesquelles sont fixés des intercalaires par rivetage, Figure II- 6 – (a), ou par soudage, Figure II- 6 – (b). Pour une machine électrique donnée, le choix de tôles intercalaires rivetées ou soudées est déterminé par des critères mécaniques. La dimension des intercalaires est globalement toujours la même. De plus, selon la taille des machines, elles peuvent se retrouver uniquement au niveau des dents ou au niveau des dents et face aux encoches, Figure II- 7. L'objectif de ces intercalaires est de pouvoir favoriser la circulation de l'air dans la machine pour améliorer le refroidissement de celle-ci lorsqu'elle est en fonctionnement. Une fois empilée et pressée, on remarque bien la présence des intercalaires, Figure II- 8. Cette particularité sera à prendre en compte vis-à-vis de l'état de l'art sur l'effet des procédés qui suivra, car la présence d'intercalaires est une spécificité potentiellement impactante.

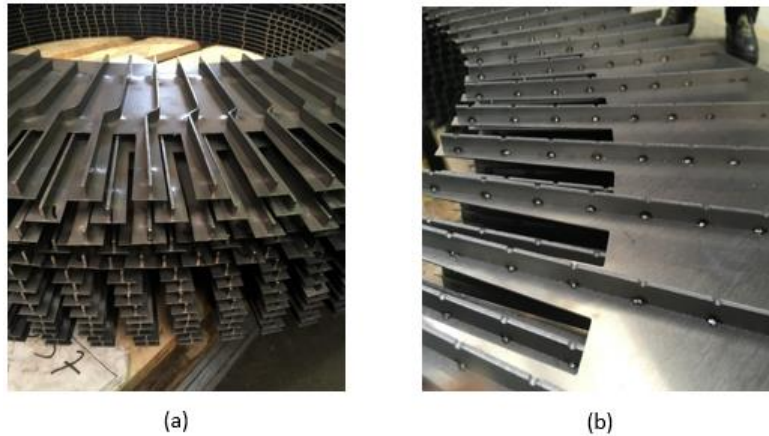


Figure II- 6 - Tôles intercalaires rivetées (a) et soudées (b)



Figure II- 7 - Tôle intercalaire soudée avec intercalaires au niveau des dents et des encoches



Figure II- 8 - Vue extérieure d'un stator JEUMONT Electric - mise en évidence des intercalaires

II. 1-F) Procédé de maintien du circuit magnétique

Le circuit magnétique empilé est placé entre deux joues de serrage, Figure II- 9. Une fois les tôles empilées, le circuit magnétique est pressé à l'aide d'une presse hydraulique *via* les joues. Ceci étant, l'effort doit être maintenu lorsque la machine électrique ne sera plus sous la presse hydraulique. De ce fait, un dispositif de maintien de l'effort de compactage est placé autour du circuit magnétique. Pour cela, les joues sont reliées mécaniquement. Elles sont soit reliées par des tiges de serrage, Figure II- 10 – (a), ou par l'intermédiaire de barreaux soudés sur l'extérieur du circuit magnétique, Figure II- 10 – (b). Pour des raisons de confidentialités, on n'explicitera pas les critères de choix industriel sur le fait d'utiliser des tiges de serrage plutôt que des barreaux soudés.

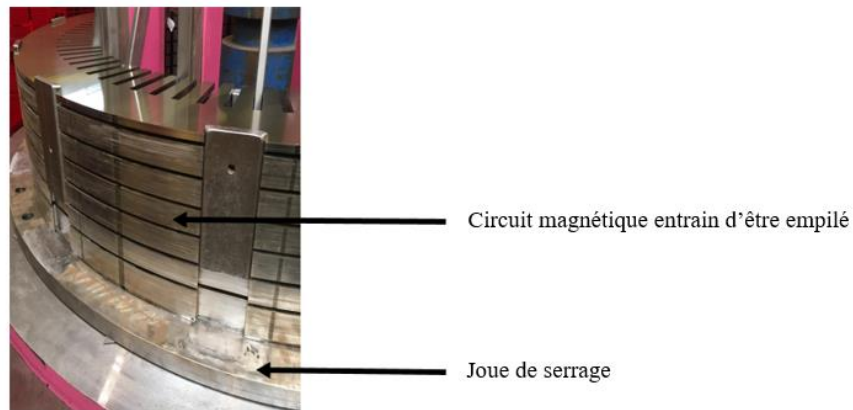


Figure II- 9 - Circuit magnétique en train d'être empilé - Visualisation d'une joue de serrage

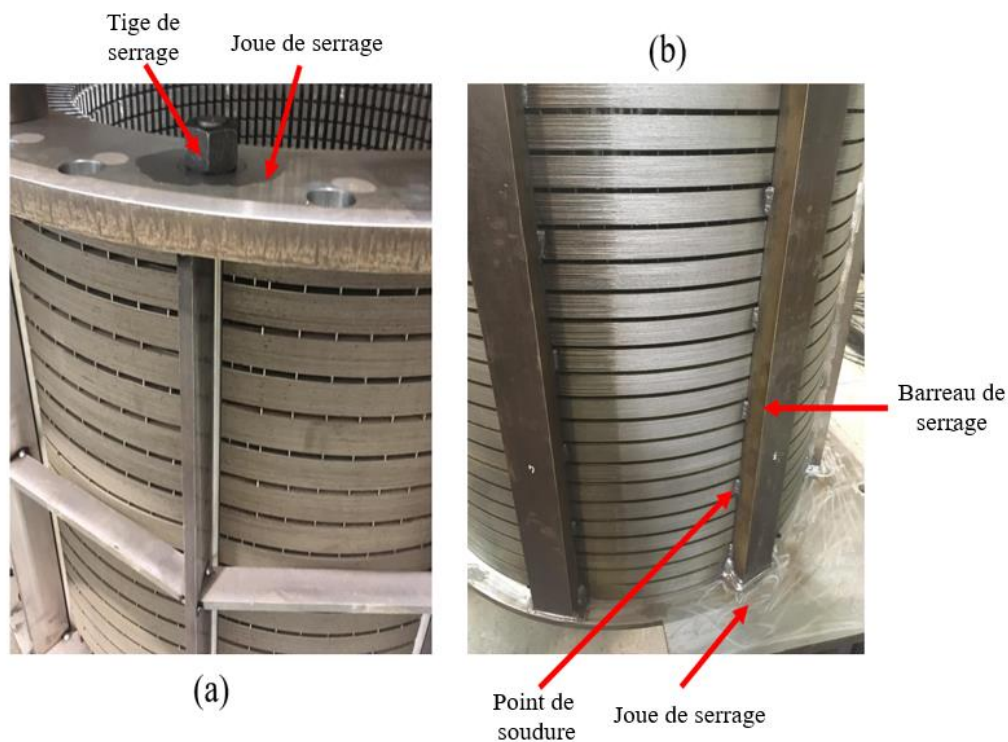


Figure II- 10 - Systèmes de maintien de l'effort de compactage - Tige de serrage (a) et barreaux de serrage (b)

II. 1-G) Essai d'aimantation

Si cette étape intervient bien dans la chaîne de fabrication JEUMONT Electric, elle ne représente pas à proprement parler un procédé de fabrication du circuit magnétique mais il est important de la présenter ici puisqu'elle peut potentiellement représenter le moyen de mettre en évidence expérimentalement l'effet d'un ou plusieurs procédés directement sur des stators JEUMONT Electric. Cet essai ne s'applique qu'à des stators. L'objectif initial, dans la chaîne de fabrication, est la vérification de l'absence de points chauds traduisant des courts-circuits entre les tôles. Pour cela, un enroulement primaire composé de N_1 spires est réparti sur l'ensemble du stator et une spire secondaire témoin $N_2 = 1$ est également enroulée sur le circuit magnétique, Figure II- 11. Le principe est le suivant : le bobinage primaire est alimenté sous une tension V_1 qui permet d'atteindre le niveau d'induction souhaité dans la culasse et, à différents instants sur une durée donnée, la température du circuit magnétique est mesurée à l'aide d'une caméra thermique. Si le gradient de température est inférieur à une valeur seuil, l'essai est validé. Sinon, cela traduit la présence de courts-circuits. Dans ce cas, la fabrication de la machine doit être reprise depuis le début.



Figure II- 11 - Exemple de stator en essai de magnétisation – $N_1 = 7$

Dans le cadre de présents travaux de thèse, cette étape peut s’avérer très intéressante car cela peut permettre, si un protocole expérimental adéquat est développé, d’exploiter l’essai de magnétisation pour déterminer expérimentalement (par bilan de puissance à partir des grandeurs électriques mesurées), sur des stators directement issus de la chaîne de fabrication, l’effet d’un ou plusieurs procédés sur les propriétés magnétiques sans pour autant monopoliser le circuit industriel trop longtemps car on interviendrait directement sur la chaîne de fabrication. Les grandeurs électriques mesurées durant cet essai sont : la tension et le courant du bobinage primaire, la tension secondaire, la puissance apparente, la puissance active, la puissance réactive et le facteur de puissance.

II. 1-H) Procédé de frettage

Comme évoqué précédemment, le frettage ne s’effectue, dans le cas des machines fabriquées par JEUMONT Electric, que sur le rotor. Celui-ci est fretté sur l’arbre moteur. L’arbre moteur possède un diamètre extérieur D_{EXT_ARBRE} et un diamètre intérieur D_{INT_ROTOR} . Les deux diamètres sont liés par la relation (Eq. 48) où $\varepsilon_{frettage}$ est appelé le serrage entre les deux pièces [91] On schématise ce procédé ci-dessous, Figure II- 12.

$$D_{EXT_ARBRE} = D_{INT_ROTOR} + \varepsilon_{frettage} \quad (\text{Eq. 48})$$

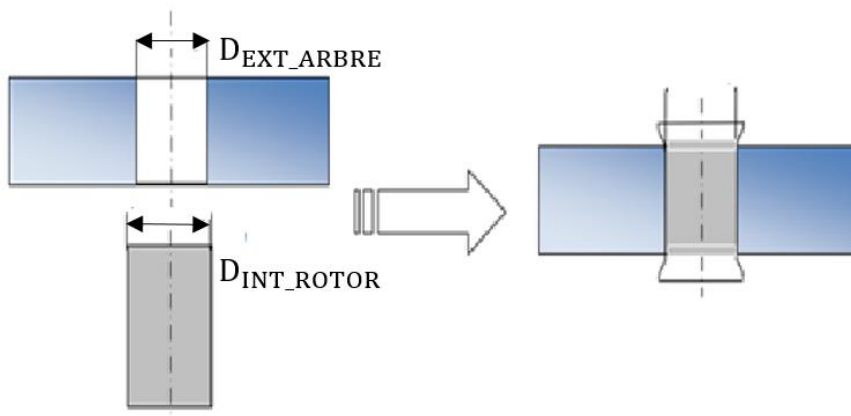


Figure II- 12 - Schématisation du procédé de frettage JEUMONT Electric

Pour ce procédé, le rotor est chauffé pendant une durée significative afin qu'il se dilate et que son diamètre augmente d'une quantité supérieure au serrage $\varepsilon_{\text{frettage}}$ afin de pouvoir être enfilé autour de l'arbre moteur. Une fois enfilé, le rotor va refroidir et donc se rétracter pour tendre vers son diamètre initial et ainsi exercer un effort de serrage sur l'arbre moteur. Les deux pièces sont alors assemblées. La grandeur qui intéresse l'entreprise est l'effort de maintien exercé par le rotor sur l'arbre moteur. Cet effort dépend notamment des dimensions de la machine et du cahier des charges associé. En particulier, le paramètre $\varepsilon_{\text{frettage}}$ a une influence significative sur l'effort de maintien. De ce fait, la température et la durée de chauffe du rotor varient selon les types de machines et l'effort de maintien souhaité.

II. 1-I) Procédé de bobinage

Certes, le procédé de bobinage n'intervient pas directement, au sein de la chaîne de fabrication de JEUMONT Electric, sur le circuit magnétique. On le notifie toutefois afin de préciser que le procédé de fabrication qui suit s'effectuera sur les circuits magnétiques JEUMONT Electric déjà bobinés.

II. 1-J) Procédé d'imprégnation

Une fois que les stators sont fabriqués et bobinés, l'ensemble est soumis au procédé d'imprégnation. L'objectif est multiple : améliorer l'isolation électrique et thermique du circuit, renforcer sa bonne tenue mécanique et réduire les phénomènes vibratoires auxquels il est sujet [92], [93]. Ce procédé est réalisé en deux phases : une phase de dépôt de résine et une phase de cuisson, dans un four, afin que la résine polymérise. Premièrement, le circuit magnétique de la machine est donc imprégné de résine dans une cuve, sous une pression P_1 très proche de celle du vide afin que la résine diffuse au maximum, y compris dans les interstices qui peuvent exister entre les tôles (notamment sur les bords). Ensuite, la résine est vidée de la cuve et la machine sortie pour être installée dans un four de cuisson et subir un traitement thermique à une température T_1 sur une durée d_1 . Puis, ces deux étapes sont réalisées une nouvelle fois mais sous une pression P_2 au niveau de la cuve d'imprégnation et sous une température T_2 et une durée d_2 pour la phase de cuisson. Le tout est résumé ci-dessous, Figure II-13

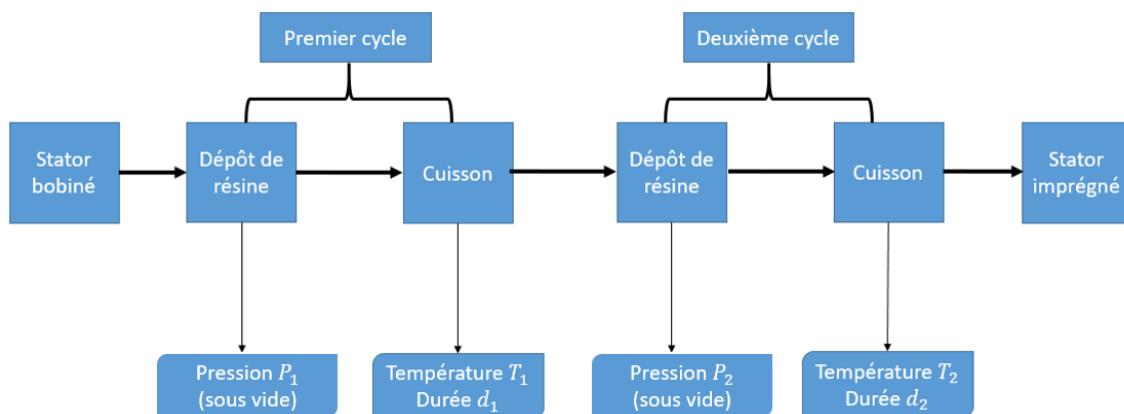


Figure II- 13 - Vue globale du procédé d'imprégnation

Sur la Figure II- 14, on donne une vue du circuit magnétique **après imprégnation** à deux endroits d'un **même** stator, On constate que l'épaisseur de la résine polymérisée autour du circuit magnétique est bien moins épaisse – à peine perceptible – dans un cas, Figure II- 14 – (a) qui correspond à la zone la plus en hauteur du circuit magnétique pendant la phase de dépôt de la résine (circuit déposé à l'horizontal dans la cuve d'imprégnation). Dans l'autre cas, Figure II- 14 – (b), la résine a une épaisseur conséquente (de l'ordre du millimètre) dans la zone basse de la machine. Ceci s'explique par

l'écoulement de la résine qui va « stagner » sur la partie basse du circuit magnétique. De manière plus générale, la géométrie et la position de la machine dans la cuve d'imprégnation semble donc avoir un effet important sur la manière dont la résine va s'écouler et se diffuser au sein du circuit magnétique.

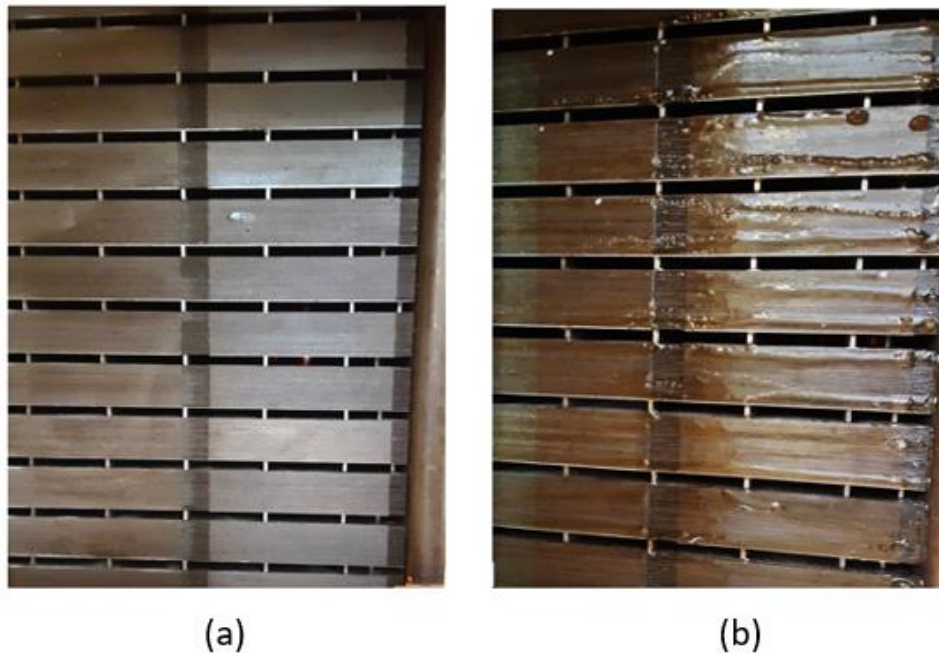


Figure II- 14 - Vue d'un même stator, après imprégnation, à deux endroits différent – Stator imprégné à l'horizontal – Partie haute du stator pendant le cycle d'imprégnation (a) et partie basse du stator pendant le cycle d'imprégnation (b)

II. 2 – Etat de l'art de l'effet des procédés de fabrications sur les propriétés des circuits magnétiques et sur les performances des machines électriques

Dans cette partie, les travaux de la littérature qui portent sur l'effet des procédés de fabrication sur les propriétés magnétiques des circuits magnétiques et sur les performances de quelques types de machines électriques : machines synchrones, synchro-réductantes et asynchrones, seront présentés.

II. 2-A) Effet du procédé de découpe

Lors du processus de fabrication des circuits magnétiques des machines électriques, les tôles sont systématiquement découpées afin de leur donner la forme souhaitée. Dans l'industrie, la découpe mécanique est la plus répandue suivie de la découpe laser. Deux autres procédés de coupe ont été abordés dans la littérature : la découpe par électroérosion à fil (WEDM – Wire Electrical Discharge Machine) et la découpe par jet d'eau abrasif. Ces procédés, contrairement aux deux précédents, induisent très peu d'impact au niveau des propriétés magnétiques, comme nous allons le voir. L'effet de chacune de ces méthodes de coupe sur les propriétés magnétiques et sur les performances des machines électriques est présenté ci-dessous.

II. 2-A.1) Effet de la découpe mécanique

Si la découpe mécanique est la plus répandue dans l'industrie, c'est parce qu'elle est très rentable au niveau des coûts de production et qu'elle permet de découper facilement des tôles en série. Cette méthode nécessite une partie mobile (poinçon) qui va venir appliquer un effort important (généralement *via* une presse hydraulique) sur la surface supérieure de la tôle qui repose sur une partie fixe (matrice).

On parle de « blanking » si la partie utile est la partie éjectée par le poinçon et de poinçonnage si la partie utile est la partie initiale à laquelle on retire la partie éjectée, Figure II- 15.

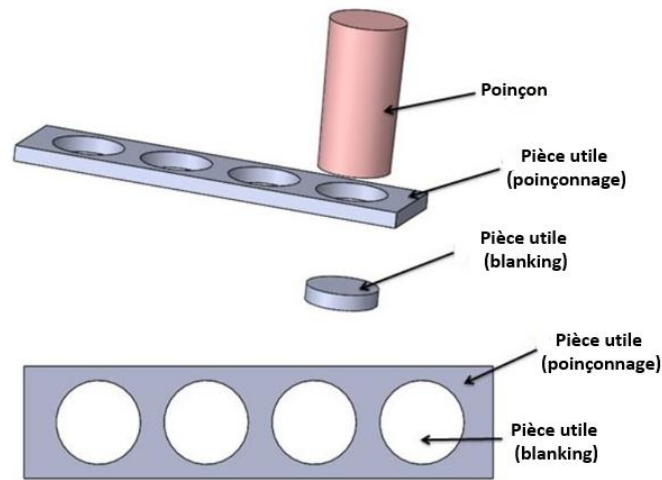


Figure II- 15 - Présentation des différents types de découpe mécanique

La découpe mécanique induit, par définition, un champ de déformation plastique sur le bord découpé. La répartition du champ de déformations sur le bord de coupe peut différer de la pièce découpée par « blanking » à celle découpée par poinçonnage [94], toutefois, pour un jeu de coupe bien réglé, une tôle bien maintenue et un outil bien affûté, ces différences sont faibles. De plus, il n'existe d'une part aucun article dans la littérature, à notre connaissance, qui compare directement l'effet de la découpe de « blanking » et celui de la découpe par poinçonnage sur les propriétés magnétiques. D'autre part, ces deux méthodes de découpe ne sont pas toujours différenciées, dans la littérature, dans le cadre de leurs effets sur les propriétés magnétiques. Enfin, les comparer à travers des articles différents ne rend pas la comparaison fiable que ce soit à cause des conditions expérimentales différentes ou encore des échantillons différents. De fait, l'état de l'art réalisé portera sur l'effet de la découpe mécanique et inclura à la fois le « blanking » et le poinçonnage.

Tout d'abord, sur la Figure II- 16, le jeu entre le poinçon et la matrice est défini avec l'illustration du procédé de découpe mécanique et ses différentes phases. De même, dans [95], il est montré que de nombreux paramètres ont une influence significative sur la forme du bord de coupe : la nature de la tôle (sa dureté, son épaisseur), le jeu entre le poinçon et la matrice, l'usure de l'outillage, le serrage ou encore la vitesse de coupe. S'il est alors clairement établi que la déformation plastique et les contraintes résiduelles générées par la coupe vont dégrader de manière significative les propriétés magnétiques de la tôle [96]–[98], Figure II- 17, d'un point de vue quantitatif, une variabilité non négligeable est observée, notamment liée aux paramètres de coupe évoqués, sur les propriétés magnétiques [98].

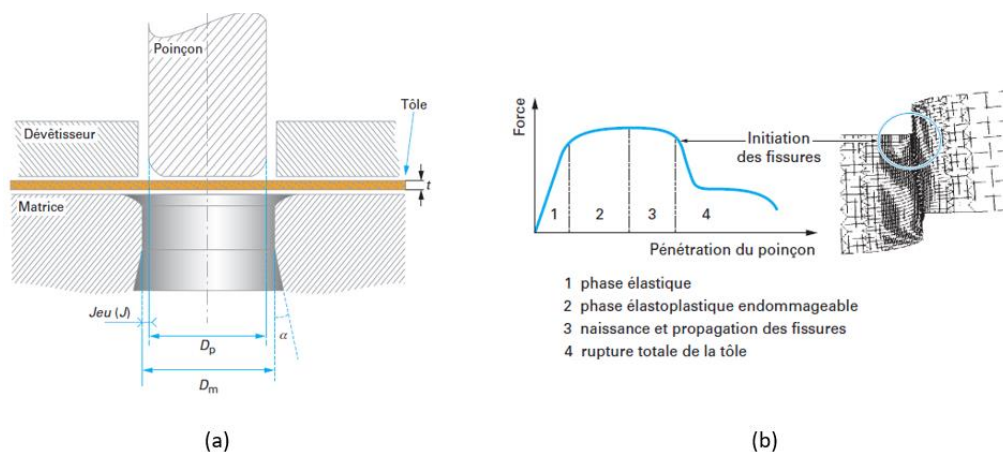


Figure II- 16 - Schéma de principe de la découpe mécanique (a) et ses différentes phases (b) [95]

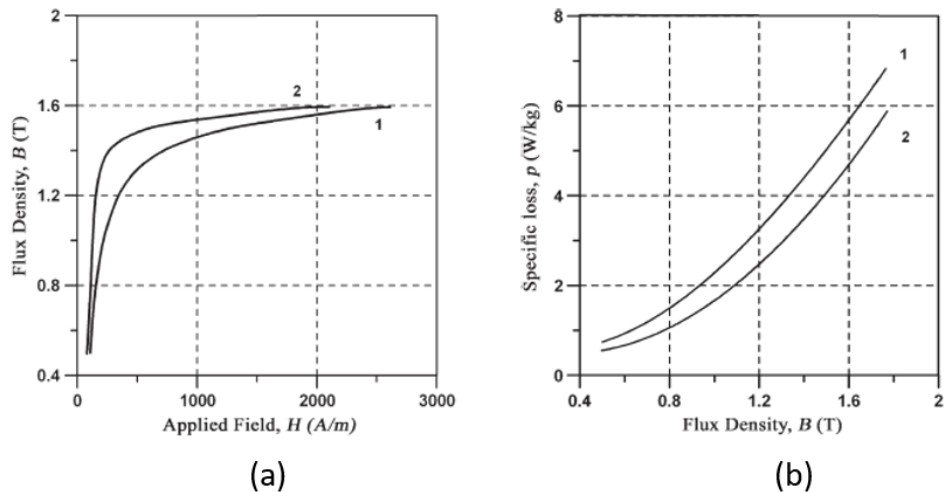


Figure II- 17 - Effet de la découpe mécanique sur la loi de comportement $B(H)$ (a) et sur les pertes Fer (b), à 50Hz

Toujours concernant l'effet de la découpe, la déformée plastique étant généralement localisée sur le bord découpé, la dégradation des propriétés magnétiques est observée sur une certaine distance à partir du bord de coupe. Outre l'évaluation quantitative de cette dégradation locale, l'un des enjeux est de quantifier cette distance. En effet, on observe dans la littérature une grande variabilité au niveau de la distance impactée par la découpe mécanique, celle-ci variant de 0,2 mm à 15 mm [98]. Les méthodes permettant de déterminer cette distance sont également variables et sont résumées dans [98]. Parmi elles, nous retrouvons notamment la mesure de dureté sur le bord de coupe puisque celle-ci est également modifiée par la déformation plastique [97], [99], [100], Figure II- 18. De plus, sur cette figure, on constate que la dureté est impactée sur une dizaine de millimètres dans un premier cas et sur moins d'un millimètre dans un second cas, pour la même tôle et le même outil de coupe mais avec des paramètres de coupes différents. Il est aussi important d'assimiler l'idée selon laquelle la distance au bord impactée d'un point de vue mécanique n'est pas nécessairement la même d'un point de vue magnétique.

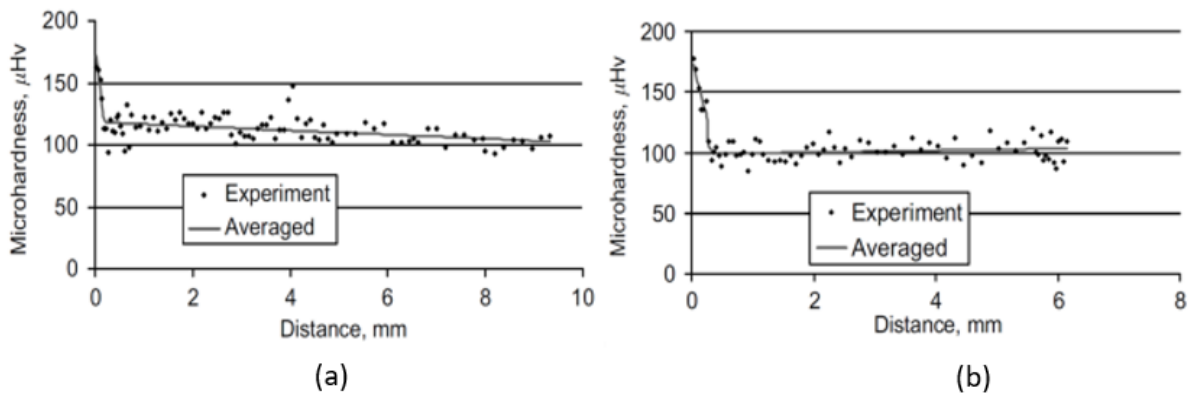


Figure II- 18 - Variation de la dureté Vickers sur le bord de coupe, pour même tôle, sans serrage durant la découpe (a) et avec serrage (b) [97]

La modélisation de l'effet de la découpe mécanique sur les propriétés magnétiques est aussi sujette à des approches différentes [101]. On dénombre ainsi des approches analytiques exprimant la distribution de la polarisation ou de l'induction en fonction de la distance au bord de coupe, des approches surfaciques qui séparent la distance impactée en plusieurs zones ayant chacune des propriétés magnétiques différentes, des approches qui introduisent un entrefer fictif et enfin des approches avec des modèles qui dépendent directement de la déformation plastique [94], [99]. Cette dernière méthode est illustrée sur la Figure II- 19 et sur la Figure II- 20. Le choix de ces approches dépend des moyens de découpe, des moyens de caractérisation à disposition et du contexte de l'étude.

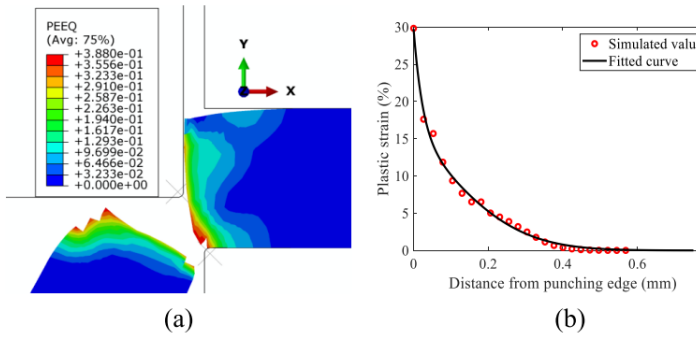


Figure II- 19 - Champ de déformation plastique (a) et évolution de la déformation plastique équivalente sur une certaine distance au bord de coupe [94]

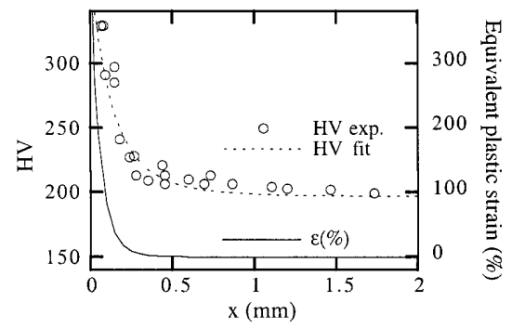


Figure II- 20 - Evolution expérimentale de la dureté et de la déformation plastique sur une certaine distance au bord de coupe [99]

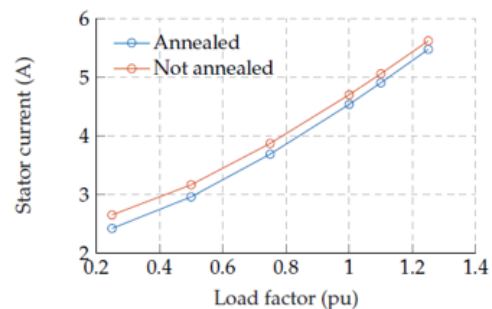
Les enjeux concernant les modèles sont nombreux [98], [101] que ce soit à travers la détermination de la distance au bord impactée (variable selon la tôle, les paramètres de chaque procédé) ou la modélisation du profil de dégradation sur cette distance. Il est important de noter que plus la tôle découpée sera large et moins ses propriétés magnétiques globales seront dégradées puisque la tôle restera dégradée sur la même distance au bord de coupe. De fait, dans le cas des machines électriques, selon les dimensions, par exemple, des dents statoriques, l'effet de la découpe peut avoir ou non un effet visible sur les pertes Fer globales de la machine.

L'effet de la découpe mécanique sur les performances des machines électrique a lui été étudié à plusieurs reprises dans la littérature que ce soit sur des machines asynchrones [10], [102], des machines synchrones [103] ou plus simplement des stators de machines électriques [11], [12], [104].

Dans [10], les auteurs adoptent une démarche expérimentale en comparant les performances de deux machines asynchrones de 2,2 kW dont les circuits magnétiques ont été découpés par poinçonnage. L'une des deux machines a subi un recuit thermique censé réduire significativement l'effet de la découpe mécanique [105]. Les auteurs comparent alors la variation des performances électriques entre la machine ayant subi un recuit (machine de référence) et celle qui n'en n'a pas subi. Les résultats expérimentaux indiquent, pour cette dernière et relativement à la machine de référence, une faible augmentation des pertes Fer et une faible diminution du rendement, Figure II- 21 –(a) ainsi qu'une augmentation non négligeable du courant statorique, Figure II- 21 – (b), semblant indiquer une dégradation de la loi de comportement du circuit magnétique.

	Annealed	Not Annealed
Efficiency (%)	91.0	90.8
Stator current (A)	4.53	4.70
Power factor (%)	80.9	78.7
Rated slip (%)	1.7	1.7
Iron losses (W)	70.7	72.3
Mechanical losses (W)	10.24	10.55
Rotor cage losses (W)	37.7	38.2
Additional losses (W)	26.3	26.0

(a)



(b)

Figure II- 21 - Effet de la découpe par poinçonnage sur les performances globales d'une machine asynchrone 2,2 kW (a) et sur le courant statorique (b) [10]

Plus généralement, tous les travaux dans la littérature indiquent un effet notable de la découpe mécanique sur les performances des machines électriques, particulièrement sur les pertes Fer et le facteur de puissance (ce qui indique une augmentation du courant magnétisant). On constate également une augmentation du courant de charge statorique, notamment dans le cas de machines asynchrones [10], [102].

II. 2-A.2) Effet de la découpe laser

Bien que plus coûteuse en temps, la découpe laser est régulièrement utilisée dans l'industrie que ce soit pour le prototypage ou la production de petites séries car permettant de passer d'une géométrie à une autre de manière rapide et à moindre coût par rapport à la découpe mécanique [98]. La découpe laser se fait thermiquement : le laser va venir chauffer la zone à découper jusqu'à l'évaporation de cette dernière. Au voisinage de la région découpée, les gradients thermiques générés par le laser engendrent des gradients de déformations qui vont plastifier le matériau. De plus, les températures élevées vont aussi venir modifier localement l'état microstructural du matériau. Pour ces raisons, la découpe laser dégrade les propriétés magnétiques [98], [100], [106]. La zone dégradée est également variable et peut aller, selon les études réalisées, de quelques dixièmes de micromètres à plusieurs millimètres [98]. Il est montré que ces variabilités proviennent à la fois des caractéristiques de la tôle découpée (tailles de grains, épaisseur, géométrie) [106], [107] mais aussi des paramètres du procédé (puissance du laser, teneur en O₂, vitesse de coupe, etc.) [108], [109]. Enfin, les bords de la tôle ne sont pas découpés au même moment, contrairement à la découpe mécanique, impliquant une dégradation non symétrique sur chacun des bords de coupe, Figure II- 22. Tout comme pour la découpe mécanique, différentes méthodes de modélisation de l'effet de la découpe laser sur les propriétés magnétiques existent que ce soit à travers des approches analytiques, des approches surfaciques ou encore des approches qui introduisent un entrefer fictif [101].

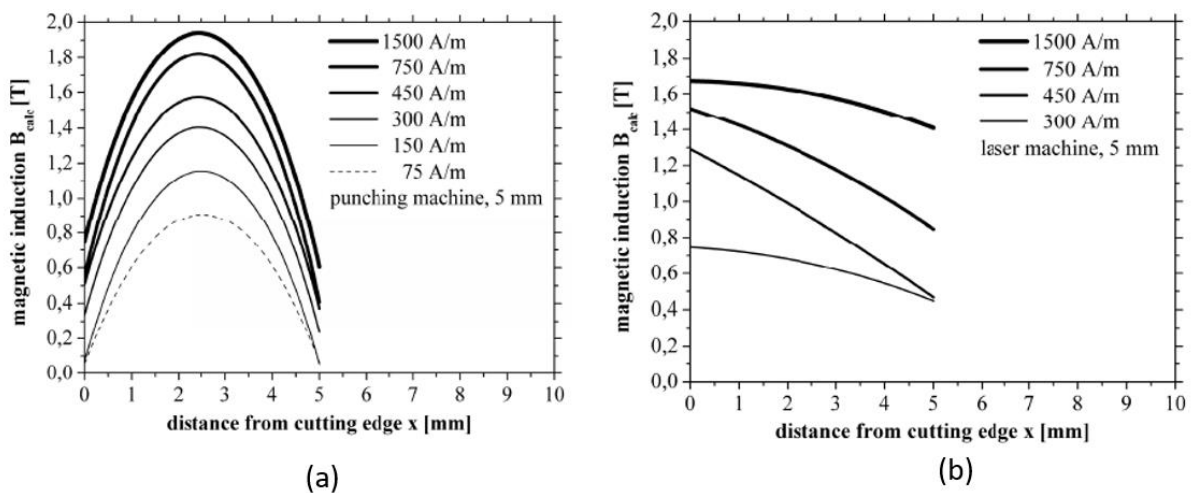


Figure II- 22 - Répartition de l'induction sur une tôle M330-35A de 5 mm de largeur, découpée mécaniquement (a) et au laser (b) [106]

Concernant l'effet de la découpe laser sur les performances des machines électriques, il existe, à notre connaissance, moins de travaux que dans le cas de la découpe mécanique. Toutefois, dans [110], les auteurs étudient l'effet de la découpe laser sur les performances de machines asynchrones. En l'occurrence, les performances de deux machines asynchrones de 37 kW dont les circuits magnétiques ont été respectivement découpés à l'électroérosion (EDM) et au laser ont été étudiées. La comparaison expérimentale des performances montre que l'effet de la découpe laser est significatif sur les pertes Fer statorique, Figure II- 23 – (a). Par la suite, des modèles analytiques de loi de comportement et des pertes Fer, basés sur les mesures expérimentales, ont été développés et implémentés, dans un modèle éléments finis, en intégrant l'effet de la découpe laser en fonction de la distance au bord de coupe afin de comparer numériquement son effet par rapport à la méthode de découpe non dégradante, à savoir l'électroérosion. Les résultats obtenus, Figure II- 23 – (b) démontrent, entre autres, un effet notable sur les pertes Fer de la machine mais qui reste très faible sur le courant de charge.

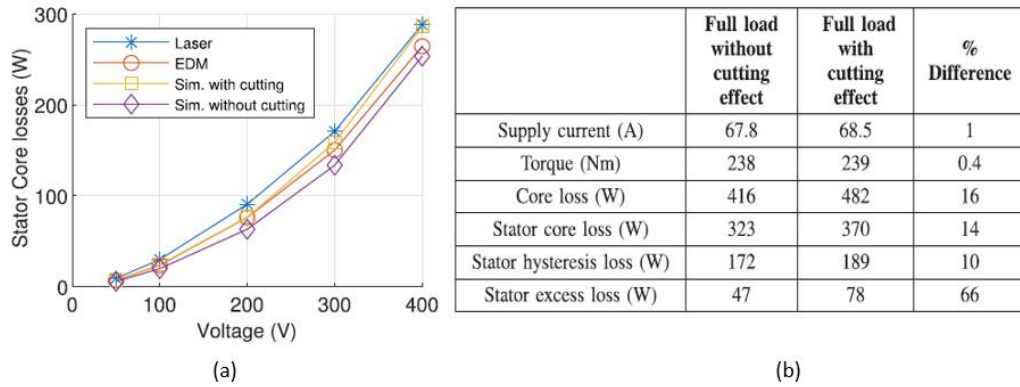


Figure II- 23 - Effet de la découpe laser sur les pertes Fer statorique (a) et sur les performances d'une machine asynchrone de 37 kW (b) [110]

II. 2-A.3) Effet des découpes par jet d'eau abrasif et par électroérosion

Les découpes par jet d'eau abrasif et par électroérosion sont significativement moins utilisées dans l'industrie car très coûteuses en temps et en coûts de production. Elles sont toutefois bien moins dégradantes au niveau des propriétés magnétiques [111]–[114]. La découpe par jet d'eau abrasif se fait, comme son nom l'indique, à l'aide d'un jet d'eau sous haute pression (quelques centaines de MPa) combiné à de l'air composé de particules abrasives. Cette méthode de découpe dégrade très peu les propriétés magnétiques des matériaux ferromagnétiques puisqu'elle induit une déformation plastique très faible sur le bord de coupe. De même, l'eau projetée va avoir un effet de refroidissement limitant ainsi les contraintes thermiques [111], [112].

La découpe par électroérosion est une méthode qui consiste à découper une pièce à l'aide de décharges électriques. La déformation plastique et les contraintes résiduelles qu'elle induit sur le bord de coupe sont très faibles faisant de ce dernier un procédé de coupe également très peu dégradant au niveau des propriétés magnétiques [113], [114].

II. 2-A.4) Comparaison entre les différentes méthodes de découpe

Il existe des études comparatives dans la littérature à propos des effets de chacun de ces procédés sur les propriétés magnétiques [113], [114]. Ces études convergent toutes sur le même point : les découpes par jet d'eau abrasif et par électroérosion sont bien moins dégradantes que les découpes laser et mécaniques, Figure II- 24. Si l'on compare chacun de ces couples de découpe, le jet d'eau abrasif semble être légèrement moins dégradant que l'électroérosion tandis que les découpes laser et mécanique peuvent être, relativement à l'autre, plus ou moins dégradantes selon le type de tôle, les paramètres de découpe et le niveau d'induction.

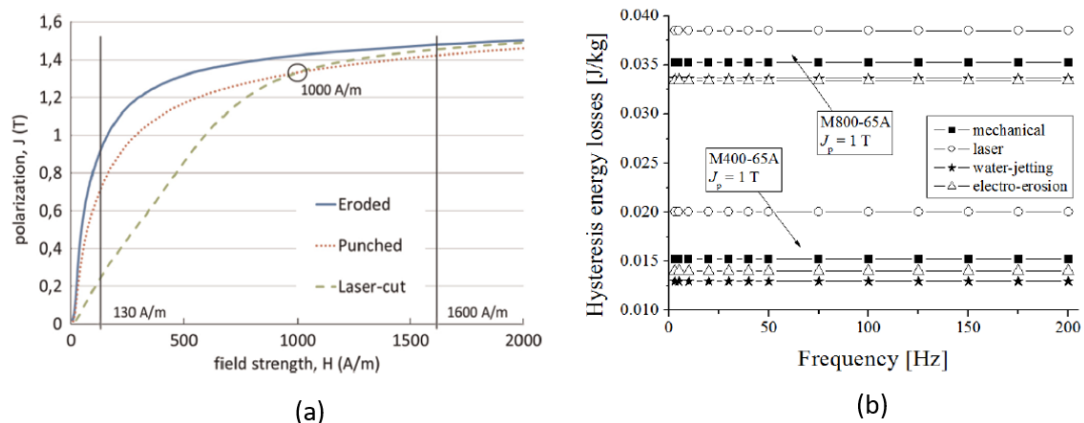


Figure II- 24 - Comparaison entre l'effet de plusieurs procédés de découpe sur les propriétés magnétiques: loi de comportement B(H) (a) et pertes par hystérésis (b) [113], [114]

II. 2-B) Effet des procédés d'assemblage

Une fois les tôles découpées, les circuits magnétiques (stator, rotor) sont assemblés. Les tôles sont alors généralement empilées les unes sur les autres. Elles sont ensuite pressées, ce qui correspond à l'étape de compactage. Ensuite, l'effort de compactage doit être maintenu. Pour cela, on peut utiliser des points de soudure, des vis/tiges de serrage ou encore des agrafes. Enfin, l'ensemble est généralement assemblé par des procédés de frettage (respectivement du rotor avec l'arbre moteur, du stator avec le carter). Cette partie traitera donc des effets sur les propriétés magnétiques et sur les performances des machines électriques des procédés évoqués : compactage, maintien et frettage.

II. 2-B.1) Effet du procédé de compactage

Ce procédé consiste à appliquer un effort mécanique dans le sens de l'épaisseur des tôles, dans le domaine élastique, afin de les compacter et de limiter, entre autres, les vibrations et les entrefers parasites. De ce fait, étudier les effets du compactage sur les propriétés magnétiques revient, en partie, à étudier l'effet des contraintes élastiques appliquées dans le sens de la hauteur tel que nous l'avons présenté dans la partie I. 2-B.1-1). Pour rappeler très brièvement les conclusions qui ont été faites :

- Il y a relativement peu d'études sur le sujet. Certains travaux démontrent que, pour un même effort de compactage, les effets observés sur les propriétés magnétiques varient d'une géométrie de circuit magnétique à l'autre.
- Pour des géométries proches, les articles présentaient une hétérogénéité non négligeable au niveau de l'effet du compactage. Cette hétérogénéité présente plusieurs causes potentielles. En particulier, l'effort de compactage peut induire des contraintes « parasites » dans le plan des tôles, que ce soit lié à la géométrie du circuit et/ou à la méthode de transmission de l'effort (localisé en un point, en plusieurs points ou sur toute la surface du circuit magnétique).
- Le nombre de tôles composant les circuits magnétiques étudiés était faible (généralement une seule tôle et sinon seulement quelques tôles empilées). Or, en pratique, il y a du frottement entre le circuit et le moyen d'application de l'effort de compactage ce qui induit des contraintes induites dans le plan de la tôle. De fait, plus le nombre de tôle composant le circuit magnétique est faible, plus ces contraintes induites dans le plan auront un effet significatif sur le comportement magnétique dudit circuit.

On aboutit à la conclusion selon laquelle il est très complexe, d'après cet état de l'art, de conclure actuellement sur l'origine des effets observés et de mettre en place des modèles prédictibles concernant l'effet de la contrainte mécanique dans le sens de la hauteur.

Ceci étant, d'autres études existent, en plus petit nombre, sur l'effet du compactage sur des circuits magnétiques de machines électriques. Dans [115], les auteurs montrent une dégradation des propriétés magnétiques de deux stators sous l'effet du compactage avec une augmentation des pertes Fer de quelques pourcents, Figure II- 25. Ils associent cette augmentation à l'endommagement des isolants des tôles qui entraîne l'apparition de courts-circuits et donc des pertes Fer supplémentaires. Toutefois, il est important de noter que l'effort n'est appliqué qu'en un point – et n'est donc pas réparti de manière homogène sur le circuit magnétique – ce qui peut rendre la répartition de la contrainte au sein de ce dernier très complexe et potentiellement tridimensionnelle (bien que la contrainte de pressage ne soit appliquée que dans le sens de la hauteur). Aussi, rien n'indique que les isolants soient bien endommagés. D'autant plus que les fabricants de machines vérifient régulièrement, après compactage, l'absence de court-circuit. Enfin, dans la mesure où le point de pression est localisé, cela ne reflète pas le procédé de compactage usuellement mis en place dans la conception des machines électriques.

Cette étude, couplée aux autres études évoquées portant sur les effets du pressage dans le sens de la hauteur sur les propriétés magnétiques, montre que le procédé de compactage peut potentiellement avoir un effet négligeable ou non négligeable sur les propriétés des circuits magnétiques et sur les performances des machines électriques. Toutefois, de par la complexité et le manque, à notre connaissance, d'études approfondies sur le sujet, il n'est pas possible de conclure actuellement. Cela reste donc un sujet à approfondir.

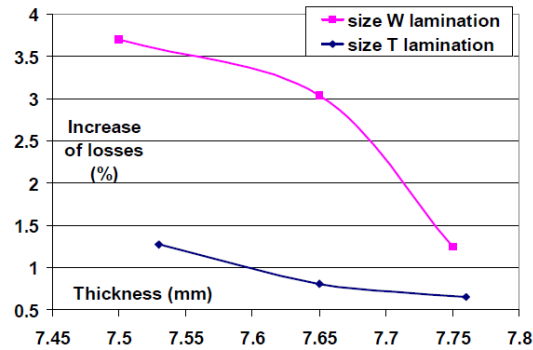


Figure II- 25 - Effet de l'effort de compactage sur les pertes Fer de stators de largeurs différentes (size W > size T) [29]

II. 2-B.2) Effet des procédés de maintien

Pour maintenir l'effort de compactage, il existe plusieurs méthodes : utilisation de tiges/vis de serrage avec des joues (Figure II- 10 – (a)), utilisation de barreaux soudés (avec joues, Figure II- 10 – (b)), ou sans joues, Figure II- 27 – (a)) ou utilisation d'agrafes (Figure II- 27– (b)).

Pour l'utilisation de tiges/vis de serrage avec des joues, il n'existe pas, à priori, de travaux traitant de l'effet de ce procédé sur les propriétés magnétiques et/ou sur les performances des machines électriques. Notons toutefois que ces effets ne devraient pas tant différer des effets du compactage évoqué précédemment puisque ce procédé vise justement à maintenir l'effort de compactage sans, *a priori*, l'ajout d'autres mécanismes supplémentaires dégradants. De plus, la présence de joues semble indiquer que l'effort de compactage est maintenu de manière homogène sur l'ensemble du circuit magnétique puisque la totalité de la surface de ce dernier est en contact plan avec les joues.

Pour ce qui est du procédé de soudage, son effet sur les propriétés magnétiques est assez régulièrement étudié dans la littérature [115]–[117]. Il y est clairement établi qu'il dégrade les propriétés magnétiques, notamment à cause de la modification de la microstructure et des contraintes résiduelles thermiques qu'il engendre. De plus, les résultats montrent que plus le nombre de points de soudure est grand, plus la dégradation observée des propriétés magnétique est significative [117]. En pratique, on constate qu'en plus du nombre de points [115], le type de soudure, les différents paramètres associés ainsi que les dimensions du circuit magnétique ont également une influence importante sur l'effet de la soudure sur les propriétés magnétiques [21], [118]. Les effets de ce procédé sont donnés, sur la Figure II- 26, à titre d'exemple, dans le cas de l'application de différents points de soudures sur des tôles Epstein de grade M400-65A. Il faut garder à l'esprit que l'effet du soudage dépendra de la localisation des points de soudure par rapport à la circulation du flux magnétique.

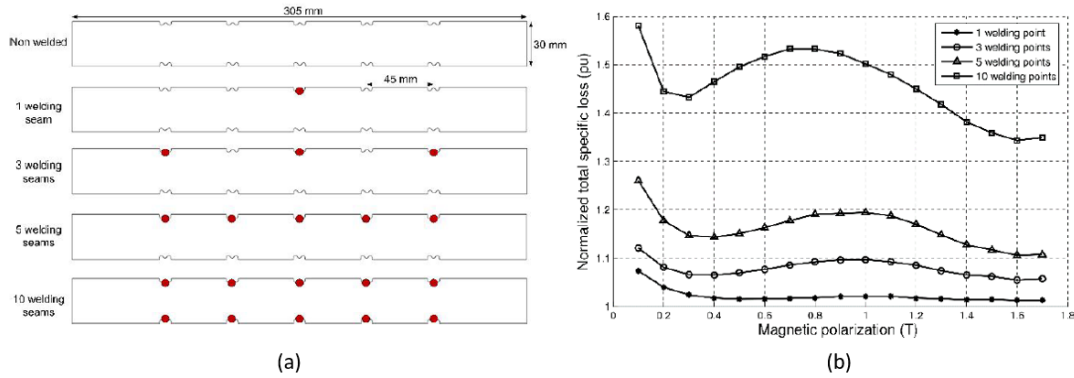


Figure II- 26 - Echantillons soudés ou non (a) et effet de ces points de soudures sur les pertes Fer (b) [117]

Pour ce qui est de l'effet du procédé de soudage sur les performances des machines électriques, il a été étudié à plusieurs reprises dans la littérature que ce soit sur des stators [11], [12], [119], des machines synchrones [103], [120] ou asynchrones [121]. Toutes ces études montrent un effet dégradant du soudage sur les propriétés et performances magnétiques. En particulier, dans [103], les auteurs comparent l'effet du maintien par soudage, Figure II- 27 – (a), à l'effet du maintien par agrafes, Figure II- 27 – (b), en l'absence de joues, sur des stators de machines synchro-réductantes. Ces deux méthodes présentent un point commun visible sur la Figure II- 26. En effet, d'un point de vue strictement mécanique, l'effort de compactage est maintenu de manière hétérogène en chacun de ces points ou agrafes, ce qui va impliquer des contraintes locales importantes. Pour chacun de ces deux procédés, toujours dans [103], quatre moteurs de hauteurs différentes ont été fabriqués, pour des puissances allant de 100W à 500W. Les principaux résultats sont les suivants :

- Le soudage et le l'agrafage dégradent tous les deux les propriétés magnétiques du stator (loi de comportement magnétique, pertes Fer) mais aussi les performances du moteur associé qui est étudié (courant d'entrée, rendement).
- Le soudage est plus dégradant puisqu'en plus de maintenir l'effort de compactage de manière hétérogène, il vient dégrader localement la microstructure et les propriétés magnétiques de par les contraintes résiduelles liées au gradient thermique induit au niveau du point de soudage.

Enfin, dans la mesure où la soudure est localisée, on pourrait supposer que la section de la culasse statorique puisse avoir une influence sur les dégradations observées. Notamment, on pourrait s'attendre à ce que l'effet soit d'autant plus faible que le stator grand. Toutefois, si la section du circuit augmente, sa raideur aussi et les contraintes résiduelles induites dans le matériau seront plus importantes et il est difficile de conclure sur ce point.

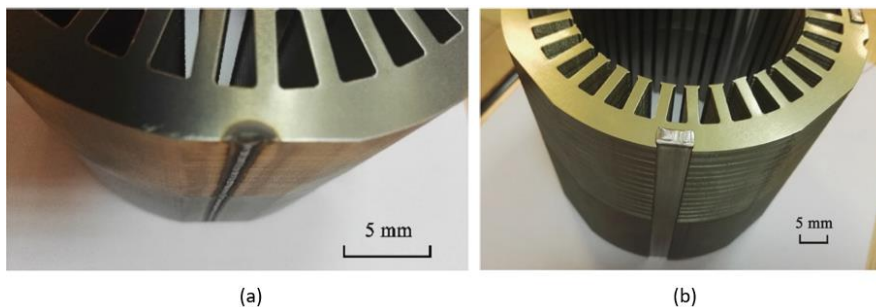


Figure II- 27 - Exemple de stators de moteurs synchro-réductants soudé (a) et agrafé [103]

Dans [120], les auteurs montrent qu'il existe un effet significatif mais variable du procédé de soudage selon la composition, le grade et l'épaisseur des tôles utilisées avec, *a priori*, un effet croissant de la dégradation avec l'augmentation de l'épaisseur des tôles. Enfin, sur les performances proprement dites des machines électriques, il est montré dans [121], à partir de mesures expérimentales sur une

machine asynchrone de 37 kW et d'un protocole de caractérisation de l'effet du soudage sur les propriétés magnétiques d'un matériau ferromagnétique, que ce procédé semble augmenter de manière non négligeable les pertes Fer statorique (P_{cs}), Figure II- 28 – (a) et (b). Enfin, il ne semble pas y avoir d'effet notable sur le courant de charge et le couple moteur, pour cette étude, Figure II- 28 – (a).

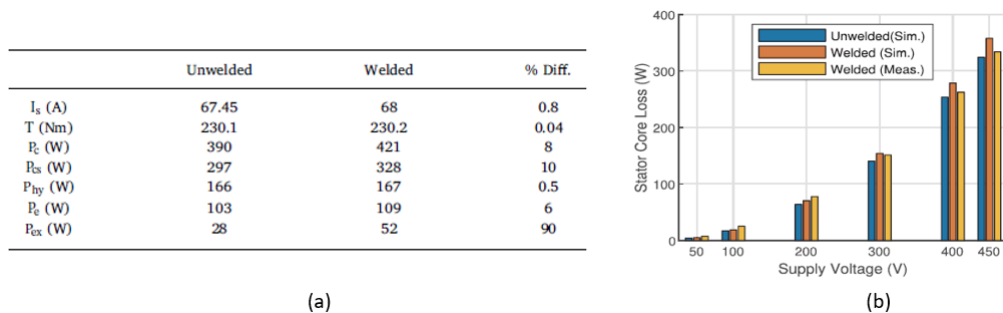


Figure II- 28 - Effet de la soudure sur les performances d'une machine asynchrone en pleine charge (P_{ex} = Excess losses – modèle de Bertotti) (a) et sur les pertes Fer statorique pour plusieurs niveaux de tensions (b) [121]

II. 2-B.3) Effet du procédé de frettage

Une fois les circuits magnétiques (stator, rotor) finalisés, l'étape suivante consiste à les assembler mécaniquement avec le reste des éléments de la machine. Usuellement, cet assemblage se fait par frettage. On solidarise généralement le rotor avec l'arbre moteur et/ou le stator avec le carter. On rappelle brièvement en quoi consiste la méthode de frettage. Elle consiste à chauffer la frette (rotor, carter) pour la dilater et l'enfiler autour de la pièce frettée (arbre moteur, stator). Une fois refroidie, la frette va se rétracter et se solidariser mécaniquement avec la pièce frettée. Intuitivement, on imagine bien que ce procédé va induire des contraintes mécaniques sur les circuits magnétiques, d'où son étude à plusieurs reprises dans la littérature [9], [122], [123]. Ces travaux montrent un effet significatif du frettage puisqu'il peut induire des contraintes mécaniques allant de quelques MPa à plusieurs dizaines de MPa. Evidemment, un frettage au stator est plus sensible car ce dernier est souvent le lieu de dissipations énergétiques plus importantes qu'au rotor même si ces dernières peuvent ne pas être négligeables, notamment dans le cas des machines asynchrones où on observe des pulsations de flux hautes fréquences à la surface du rotor. Enfin, la taille et la géométrie de la machine jouent aussi un rôle important puisqu'auront une influence sur les niveaux de contraintes mécaniques induits par le frettage.

De même, l'effet du frettage sur les performances des machines électriques est assez régulièrement étudié dans la littérature [71], [122], [124]–[128]. La plupart des articles traitent de l'effet du frettage statorique et montrent tous une dégradation significative des performances de la machine associée [71], [122], [124]–[128]. Par exemple, dans [124], les auteurs comparent les performances d'un moteur synchrone à aimants permanents sans frettage statorique et avec frettage statorique. En mesurant les pertes Fer par bilan de puissance et en supposant que les pertes par effet Joule restent les mêmes avant et après frettage, ils montrent que les pertes Fer statorique de la machine, à vide, sont multipliées par 1,7, Figure II- 29. De même, le frettage a un effet dégradant sur le couple de la machine électrique, que ce soit dans le cas d'un moteur asynchrone [128] ou d'un moteur synchrone [127] avec une diminution du couple de l'ordre de quelques pourcents dans les deux cas. Enfin, toujours dans [127], les auteurs montrent une dégradation significative du rendement de la machine électrique étudiée induite par le frettage du stator, Figure II- 30.

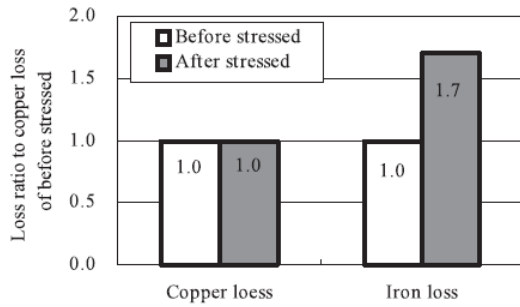


Figure II- 29 - Pertes Joule et pertes Fer sans et avec frettage statorique [124]

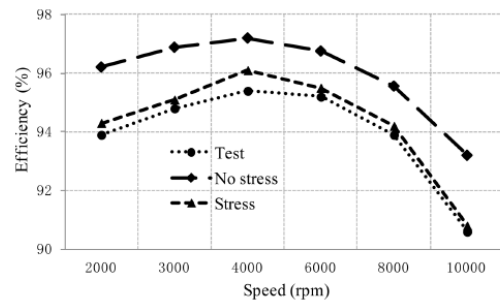


Figure II- 30 - Effet du frettage sur le rendement d'une machine synchrone [127]

Par contre, il existe beaucoup moins de travaux portant sur l'effet du frettage au niveau du rotor puisque ce dernier, comme nous l'avons évoqué, est le siège de beaucoup moins de pertes Fer. Toutefois, dans [122], les auteurs abordent les effets du frettage au stator et au rotor dans le cas d'une machine à réluctance variable. Le frettage statorique engendre une augmentation des pertes Fer allant jusqu'à 15%. Concernant le frettage du rotor, celui-ci se faisant sur le diamètre intérieur du rotor (contrairement au frettage statorique qui se fait sur le diamètre extérieur), les contraintes mécaniques induites dans le plan des tôles sont principalement équivalentes à des contraintes de traction dans le sens du flux ce qui explique que les auteurs observent une diminution des pertes Fer rotor de l'ordre de 10%. Ainsi, le frettage est un procédé très dégradant sur les performances des machines électriques s'il est réalisé au stator. S'il est réalisé au rotor, il peut améliorer ou dégrader (selon les niveaux de contraintes de traction mis en jeu) les performances magnétiques du rotor mais, au vu de la proportion des pertes Fer rotor vis-à-vis des pertes Fer totales, son effet sur performances globales des machines électriques est très limité.

II. 2-C) Effet de l'imprégnation

Les circuits magnétiques assemblés et bobinés sont parfois imprégnés. Cette étape consiste à les imprégner d'une résine diélectrique, sous vide, puis de les chauffer dans un four. L'objectif étant de renforcer les propriétés thermiques, l'isolation électrique et la résistance mécanique. Cela permet également de limiter les vibrations de la machine électrique lorsqu'elle est en fonctionnement [92], [93]. A notre connaissance, aucune étude dans la littérature ne traite de l'effet de ce procédé sur les propriétés magnétique et/ou sur les performances des machines électriques si ce n'est un article, [12], dans lequel l'effet de l'imprégnation est observé en même temps que ceux de nombreux autres procédés. Si cette étude ne présente pas d'étude approfondie sur l'effet de l'imprégnation seul, il est démontré expérimentalement que l'imprégnation (*varnished* sur la Figure II- 31) semble augmenter les pertes Fer d'un stator de machine électrique, Figure II- 31.

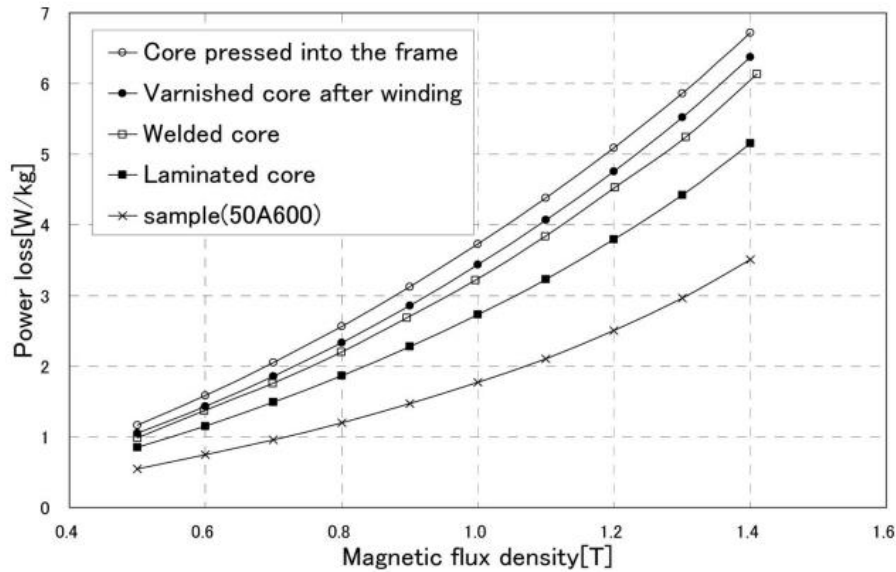


Figure II- 31 - Evolution des pertes Fer - Stator d'une machine électrique à plusieurs instants de la chaîne de fabrication [12]

II. 2-D) Effet du recuit

Au cours des différents procédés décrits ci-dessus, les tôles peuvent subir des recuits. Ces phases de recuit consistent à chauffer les tôles à une température entre 450°C et 1100°C, selon le matériau [21], sur une durée bien déterminée puis de les refroidir à vitesse contrôlée afin de diminuer les pertes supplémentaires induites par les différents procédés. Ces recuits permettent de relâcher les contraintes mécaniques internes, il est notamment montré dans la littérature que cela permet de limiter significativement l'effet de la découpe mécanique sur les propriétés magnétiques [105]. A notre connaissance peu se sont intéressées à son effet sur les performances des machines électriques. En pratique, le recuit est tout de même rarement utilisé dans les chaînes de fabrication des dites machines. On citera néanmoins l'étude dans [11] qui traite de l'effet du recuit pour réduire l'impact de la découpe mécanique sur les performances d'un stator. Notons également qu'il existe un effet de la température durant le fonctionnement de la machine et précisons que cet aspect ne rentre pas dans le cadre de nos travaux puisque nous nous intéressons ici exclusivement aux effets des procédés de fabrication des machines électriques.

II. 2-E) Effet global d'une chaîne de fabrication des circuits magnétiques de machine électriques sur leurs performances

Cette partie a pour objectif d'illustrer l'effet global d'une chaîne de fabrication. Certains travaux abordent l'effet sur les performances magnétiques d'un stator [12], [129], [130] ou d'une machine électrique [130]. S'il apparaît clairement dans ces travaux que la chaîne de fabrication du stator a un effet sur les performances magnétiques de ce dernier, détaillons un peu plus les travaux effectués dans [130]. Les auteurs abordent l'effet de la chaîne de fabrication d'un moteur synchrone à aimants permanents de quelques kilowatts sur les pertes Fer statorique et sur son rendement. Pour cela, ils comparent les propriétés magnétiques de la tôle fournie par le fabricant du rouleau de tôle (DS1-vert) avec les propriétés magnétiques mesurées par les auteurs, avant tout procédé de fabrication, (DS2 – rouge), et celles mesurées par les auteurs sur le stator, grâce à un dispositif expérimental dédié, après fabrication de la machine (DS3 – bleu), Figure II- 32. On remarque que la chaîne de fabrication du stator dégrade très fortement la loi de comportement B(H) apparente de ce dernier ainsi que les pertes Fer associées, notamment au niveau du coude de saturation. De plus, on constate un écart bien plus faible

mais non négligeable entre les propriétés magnétiques données par le fournisseur du rouleau de tôle et celles directement mesurées par les auteurs, comme évoquées au préalable (II. 1-B).

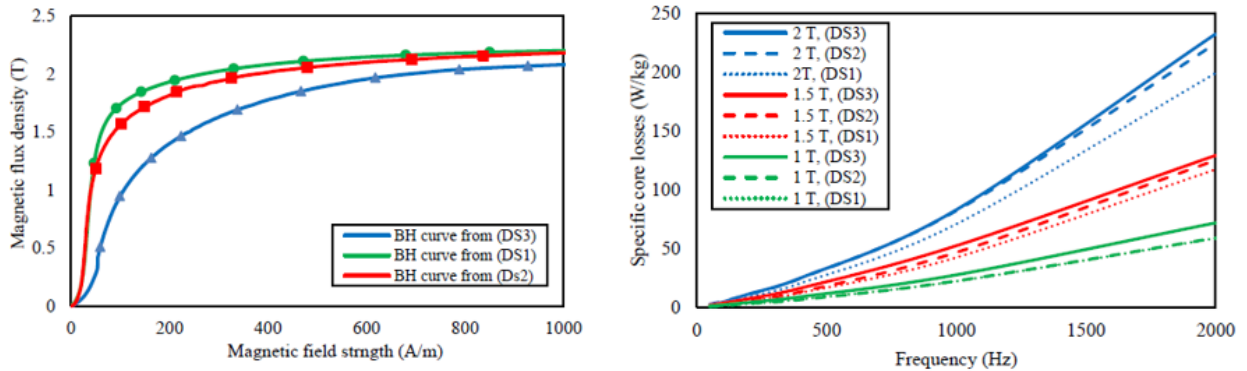


Figure II- 32 - De gauche à droite: loi de comportement B(H) et pertes Fer avant (DS1, DS2) et après chaîne de fabrication (DS3) [130]-

A partir de ces mesures expérimentales, un modèle éléments finis du moteur a été développé et des simulations ont été réalisées pour trois cas différents en associant respectivement les propriétés magnétiques DS1, DS2 et DS3 aux circuits magnétiques du moteur. Pour plusieurs vitesses de fonctionnement, les pertes Fer stator, Figure II- 33 – (a), augmentent (comme on s’y attendait) avec la dégradation des propriétés magnétiques. Toutefois, si l’effet global sur le rendement de la machine est bien présent, il est relativement faible, Figure II- 33 – (b). Encore une fois, ces effets sont propres à une chaîne de fabrication donnée, pour un moteur donné composé d’un matériau ferromagnétique donné.

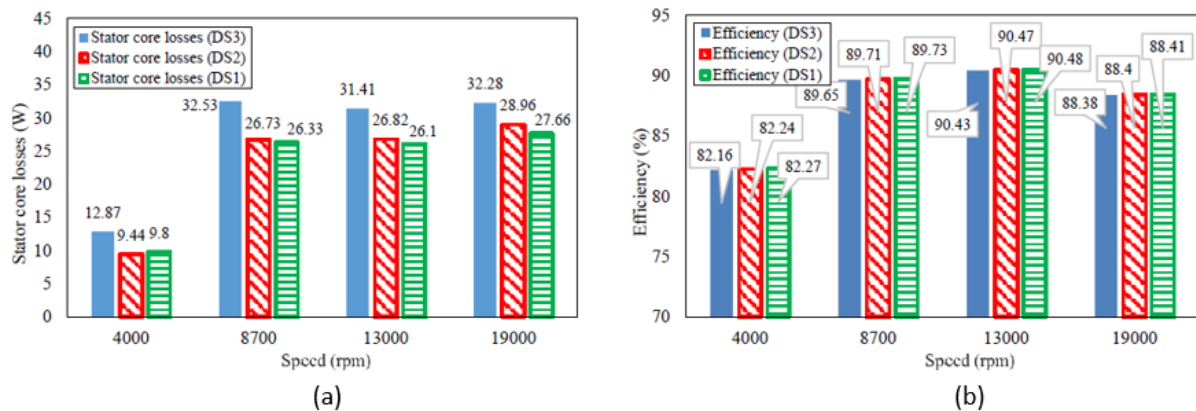


Figure II- 33 - Pertes Fer statorique (a) et rendement du moteur (b) obtenus par des calculs éléments finis avec des propriétés magnétiques non dégradées (DS1, DS2) et dégradées (DS3) [130]

II. 2-F) Problématique de superposition de l’effet des procédés sur les performances des machines électriques

Une machine électrique étant le résultat d’une chaîne de fabrication comprenant plusieurs procédés, on peut être confronté à plusieurs problèmes lorsqu’on souhaite quantifier l’effet d’un ou de plusieurs de ces procédés sur les propriétés magnétiques ou sur les performances de la machine électrique. Considérons l’exemple d’une machine électrique fabriquée à l’aide de trois procédés. Chacun d’eux, isolé des autres, induit une augmentation donnée des pertes Fer. Il n’y a alors aucune raison que l’effet global des trois procédés soit le même que la somme de l’effet de chacun de ces procédés, d’autant plus qu’aucun des travaux dans la littérature ne démontre qu’on peut appliquer le principe de superposition. Au contraire, ils tendent plus à montrer qu’ils ne sont ni superposables ni commutatifs [11], Figure II- 34. On constate d’ailleurs assez régulièrement, et ce qui paraît logique, que plus on avance dans la chaîne de fabrication, moins les effets des procédés sur les propriétés magnétiques sont importants [12]. Par ailleurs, les moyens à mettre en œuvre pour étudier l’effet d’un ou plusieurs

procédés peuvent être parfois conséquents et il s'avère souvent complexe d'isoler et/ou d'identifier clairement l'effet d'un seul procédé, notamment sur les performances de la machine.

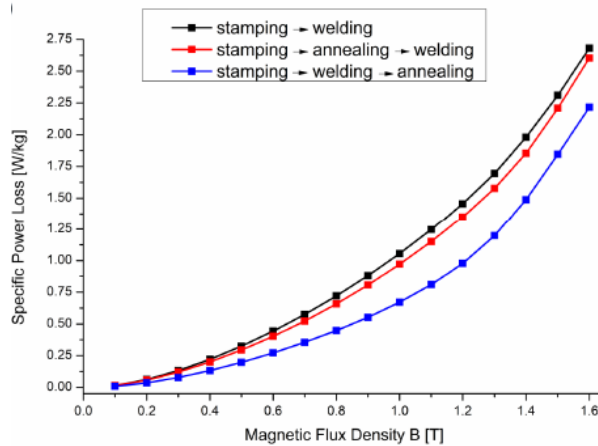


Figure II- 34 - Mise en évidence de la non superposition et de la non commutativité des procédés de fabrication [11]

D'un point de vue généralisation des effets des procédés, il est donc bien plus cohérent d'aborder leurs effets sur les propriétés magnétiques des matériaux afin de pouvoir, par la suite, étudier tout type de machine électrique. C'est d'ailleurs pour cela qu'il y a bien plus de travaux portant sur cet aspect que sur les effets sur les performances des machines électriques. L'intérêt d'étudier l'effet des procédés directement sur les performances des machines électriques est, de son côté, de pouvoir justifier et confronter les études faites sur les propriétés magnétiques des matériaux. L'objectif final étant d'améliorer les performances des machines électriques.

II. 3 – Choix des procédés à étudier et de la démarche adoptée

II. 3-A) Identification des procédés à étudier

A partir de l'état de l'art que nous venons de réaliser et de la présentation de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric, trois procédés JEUMONT Electric ont été sélectionnés pour notre étude : le procédé de découpe (mécanique et laser), le procédé de compactage (avec et sans présence d'intercalaires) et le procédé d'imprégnation. Nous n'aborderons donc pas dans ces travaux l'effet du soudage et du frettage. Ces choix ont été effectués selon plusieurs critères. Premièrement, les délais relatifs à la durée de la thèse nécessitent de faire des choix. Deuxièmement, les procédés de compactage et d'imprégnation, comme nous le détaillons ci-dessous, peuvent potentiellement induire un impact sur les propriétés magnétiques bien que très peu voire pas du tout étudiés dans la littérature tandis que la découpe, elle, a été choisie parce que l'état de l'art démontre son impact significatif ce qui, de fait, représente un intérêt industriel fort.

Tout d'abord, l'effet du procédé de découpe sur les propriétés magnétiques est sans doute le plus étudié dans la littérature puisqu'il peut s'avérer être extrêmement impactant. La découpe présente également une importante variabilité au niveau de son effet quantitatif sur les propriétés magnétiques selon les conditions expérimentales dans lequel elle s'inscrit. Ainsi, d'un point de vue industriel, il est important de pouvoir quantifier l'impact de leurs procédés de découpe sur les performances des aciers électriques et des machines afin de pouvoir le prendre en compte, si nécessaire, dans la phase de conception. De plus, les dents des circuits magnétiques subissent ce procédé. Celles-ci sont d'une part parmi les zones les moins larges de la machine – et donc potentiellement très sensibles, globalement, aux procédés de découpe – et, d'autre part, les dents se situent au niveau de l'entrefer qui représente une zone fondamentale concernant les performances de la machine et notamment la création de son couple. Un autre enjeu, à la fois industriel et scientifique, est la quantification de la distance au bord de coupe

impactée ainsi que le profil de dégradation sur cette distance. L'objectif étant, d'une part, de pouvoir quantifier l'effet de la découpe industrielle JEUMONT Electric et l'adapter à différentes largeurs de tôles et, d'autre part, d'aboutir au développement de modèles qui prennent en compte l'effet de la découpe de la manière la plus précise et physique possible, ce qui représente une thématique actuelle dans la littérature.

L'effet du compactage sur les propriétés magnétiques est également d'un intérêt certain. En effet, les travaux dans la littérature aboutissent à des résultats variables qui semblent dépendre de plusieurs paramètres et dont les effets ne sont pas clairement identifiés et quantifiés (géométrie de l'échantillon, répartition de l'effort, hauteur du circuit magnétique etc...). Si, d'après la littérature, l'effet du pressage dans le sens de la hauteur semble plus faible que celui des contraintes mécaniques dans le plan de la tôle, son impact peut tout de même être significatif. De plus, il nous semble important d'identifier et comprendre les phénomènes qui apparaissent au niveau du circuit magnétique lorsqu'on applique un effort de compactage, que ce soit dans une perspective d'investigation de l'effet des procédés mais aussi d'une meilleure compréhension des couplages magnéto-mécaniques. D'un point de vue industriel et scientifique, la mise en place d'intercalaires est un aspect du procédé de compactage régulièrement utilisé par JEUMONT Electric et qui n'a jamais été étudié dans la littérature en matière d'effet sur les propriétés magnétiques alors qu'il semble être potentiellement dégradant. En effet, la présence d'intercalaires va induire des contraintes locales très importantes dans le sens de la hauteur et il est difficile, intuitivement, d'appréhender le champ de contraintes dans les trois dimensions de l'espace dans le circuit magnétique.

Enfin, l'effet de l'imprégnation est le dernier procédé que nous allons étudier. Il est composé d'étapes potentiellement dégradantes : l'étape de cuisson peut impliquer des phénomènes de vieillissement thermique tandis que nous n'avons, *a priori*, très peu d'information sur l'effet du dépôt de la résine et de sa polymérisation sur les propriétés magnétiques des circuits imprégnés. La variabilité significative au sein des écarts entre les pertes Fer estimées et mesurées par JEUMONT Electric (parfois des écarts plus ou moins importants, parfois des écarts négligeables) nous amène également vers ce procédé puisque l'effet du vieillissement thermique est lui-même très variable selon la composition chimique de la tôle. De même, le dépôt de la résine et la manière dont elle diffuse au sein du circuit magnétique semble aussi être variable selon la position et la géométrie de la machine, Figure II- 14.

Concernant le frettage et le soudage, ces deux procédés n'ont pas été retenus car :

- Les pertes Fer au rotor sont, en proportions, très faibles par rapport aux autres postes de pertes dans les machines électriques et le frettage JEUMONT Electric se faisant uniquement au rotor, il paraît moins pertinent de s'intéresser à l'effet de ce procédé.
- Le maintien de l'effort de compactage, au sein de l'entreprise JEUMONT Electric, ne se fait pas uniquement par l'intermédiaire de barreaux soudés. Le maintien par des tiges de serrage est un procédé couramment utilisé par l'industriel. De ce fait, le procédé de soudage n'a pas été retenu dans ces travaux.

II. 3-B) Besoins industriel et intérêts scientifiques

L'identification des procédés de fabrication JEUMONT Electric qui induisent potentiellement des impacts s'est faite à l'aide d'une analyse détaillée, sur site, de la chaîne de fabrication des stators/rotors de l'entreprise. Elle s'est fortement basée sur l'état de l'art que nous avons réalisé mais aussi en tenant compte des besoins industriels et des intérêts scientifiques. En effet, les trois procédés JEUMONT Electric que nous avons choisis d'étudier (le compactage, l'imprégnation et la découpe) représentent tous des enjeux industriels de par leurs effets sur les performances magnétiques, qu'ils

soient avérés (découpe) ou potentiels (compactage, imprégnation). Il est important pour l'entreprise de quantifier les effets de ces procédés afin de mieux maîtriser les postes de pertes des machines électriques et ainsi tenir compte, à termes, de ces effets dans la conception des machines afin qu'elles aient une meilleure efficacité énergétique. D'un point de vue scientifique, chacun des procédés présente des verrous et un intérêt fort. Concernant la découpe, même si ce procédé est déjà régulièrement étudié, il reste encore sujet à de nombreux travaux notamment au niveau de la quantification de la distance au bord de coupe impactée, du profil de dégradation associé, de l'intégration de l'effet de la découpe dans des modèles génériques dédiés pouvant être appliqués à différents types de tôles et de machines électriques. L'effet du compactage, lui, présente deux principales problématiques scientifiques. D'une part, l'effet de la contrainte dans le sens de la hauteur, notamment dans le cas de circuits magnétiques feuilletés, est peu connu et peu étudié. D'autre part, l'effet du compactage avec la présence d'intercalaires n'a jamais été étudié et l'importance de l'effet d'un tel procédé reste inconnue. Enfin, l'imprégnation semble mettre en jeu plusieurs phénomènes à travers le vieillissement thermique d'une part, qui est une thématique actuelle et pour laquelle beaucoup de points sont encore à éclaircir au niveau de la compréhension des phénomènes mais aussi de leur modélisation, et, d'autre part, le dépôt de la résine. Ce dernier point n'a fait l'objet d'aucune étude dans la littérature et l'intérêt scientifique est ici d'investiguer son effet sur les propriétés magnétiques des aciers électriques.

II. 3-C) Démarche de la thèse

Nous avons précédemment, dans ce chapitre, abordé la première phase des travaux de la thèse qui a consisté en l'identification des procédés de fabrication utilisés par JEUMONT Electric qui peuvent potentiellement avoir un impact sur pour les propriétés magnétiques et les performances des machines électriques. Cette identification s'est faite sur la base d'un état de l'art et d'une analyse détaillée, sur site, de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric mais aussi en intégrant la nécessité de devoir entreprendre des travaux qui répondent à la fois aux problématiques industrielles et des enjeux et verrous scientifiques. Maintenant que ces procédés (compactage, imprégnation, découpe) ont été identifiés, nous allons présenter la démarche globale que nous allons suivre (le détail propre à chacun de ces procédés sera donné dans les parties associées).

L'objectif étant de quantifier l'effet des procédés de fabrication, de ce fait, la première étape sera une importante phase de développement de maquettes et de protocoles expérimentaux représentatifs des procédés industriels étudiés. Ces maquettes expérimentales, une fois développées, conçues et validées, donneront lieu à des campagnes de mesures afin d'identifier et de quantifier l'effet des procédés étudiés sur les propriétés magnétiques. Ensuite, nous analyserons les effets observés et travaillerons à leurs intégrations aux modèles magnétiques et sur la validation de ces derniers.

Nos travaux portant sur trois procédés de fabrication, les trois prochains chapitres aborderont chacun de ces procédés. Le prochain chapitre traitera donc du compactage, le suivant de l'imprégnation et le dernier de la découpe. Dans chacun de ces chapitres, on rappellera dans un premier temps le détail du procédé étudié pour ensuite définir le cahier des charges lié au développement des maquettes expérimentales. On détaillera alors le développement et la validation de ces maquettes et des protocoles expérimentaux. Les résultats, discussions et analyses autour de ceux-ci seront également donnés. Enfin, une première approche vers la modélisation de l'effet de ces procédés sera faite.

Synthèse du chapitre 2

Le précédent chapitre a abordé les notions des matériaux que ce soit au niveau des propriétés magnétiques, mécaniques mais aussi des couplages magnéto-mécaniques et magnéto-thermiques. Les notions sur les performances des machines électriques ont également été abordées. Dans ce chapitre, nous avons présenté la chaîne de fabrication JEUMONT Electric avant d'effectuer un état de l'art sur l'effet des procédés de fabrication sur les propriétés magnétiques et sur les performances des machines électriques. Finalement, suite à l'analyse détaillée de la chaîne de fabrication de l'industriel et à l'état de l'art, nous avons pu poser des critères afin d'identifier les procédés qui sont potentiellement les plus impactant sur les propriétés magnétiques et qui répondent à la fois à des problématiques industrielles et scientifiques concrètes : la découpe, le compactage et l'imprégnation.

CHAPITRE 3

Quantification et modélisation de l'effet du procédé de compactage industriel JEUMONT Electric sur les propriétés magnétiques

Introduction du chapitre 3

Dans ce chapitre nous aborderons l'étude de l'effet d'un premier procédé industriel JEUMONT Electric : le compactage des circuits magnétiques. Dans un premier temps, on rappellera brièvement en quoi consiste ce procédé, en présentant notamment une de ses spécificités avec la présence des intercalaires jouant le rôle d'évents afin de créer des tubes d'air et de favoriser le refroidissement des machines électriques. On présentera ensuite les objectifs et la démarche suivie pour l'étude de ce procédé : premièrement, la conception, le développement et la validation d'une maquette expérimentale représentative du procédé de compactage JEUMONT Electric sera présentée. Elle permettra de considérer une répartition de l'effort de compactage soit homogène (sans intercalaires), soit hétérogène (présence d'intercalaires). Ensuite, les résultats obtenus à l'aide de cette maquette seront analysés et discutés. Enfin, on traitera de la modélisation des phénomènes mis en jeu, à travers le développement de modèles magnéto—mécaniques permettant de prendre en compte l'effet du compactage, et de la validation de ces modèles. Les perspectives qui s'ouvrent suite à ces premières études expérimentales seront discutées à la fin du chapitre.

III. 1 – Etude de l’effet du compactage : développement des maquettes expérimentales dédiées

III. 1-A) Rappel du procédé de compactage JEUMONT Electric

Le procédé de compactage JEUMONT Electric prend deux principaux cas de figures : le circuit magnétique feuilleté subi un effort de compactage homogène (absence d’intercalaires) ou un effort de compactage hétérogène (présence d’intercalaires). Dans ce dernier cas, le circuit magnétique est composé de plusieurs paquets de tôles séparés par les dits intercalaires, Figure III- 1. La pression globale de compactage, P_{glob} (Pa), appliquée dans le sens de la hauteur, est sensiblement la même que l’on soit dans le cas avec ou sans intercalaires. Elle correspond à l’effort global de compactage ramené à la surface totale du circuit magnétique. De même, si les dimensions des intercalaires restent également similaires en fonction des machines, celles-ci peuvent, selon les dimensions des dites machines, se situer uniquement au niveau des dents ou bien au niveau des dents et des encoches comme illustré sur la Figure III- 2.



Figure III- 1 - Vue de stators JEUMONT Electric avec présence d’intercalaires

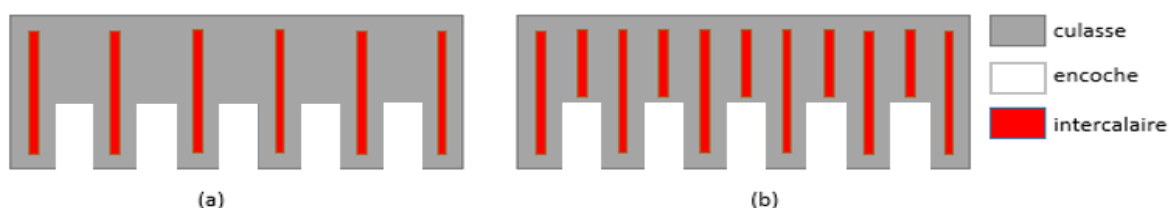


Figure III- 2 - Vue de dessus d’un stator déroulé d’un stator JEUMONT Electric - intercalaires au niveau des dents (a) et intercalaires au niveau des dents et des encoches (b)

III. 1-B) Maquette expérimentale : objectifs et cahier des charges

Afin d’appréhender l’effet du compactage, il faut pouvoir le quantifier, dans le cadre du procédé employé par l’entreprise JEUMONT Electric, dans la configuration homogène (sans intercalaires) et dans la configuration hétérogène (avec intercalaires) sur les propriétés des circuits magnétiques des machines électriques. Pour cela, il est nécessaire de développer une maquette expérimentale représentative du procédé de compactage industriel et qui devra répondre aux principaux critères qui suivent.

- a) On doit être capable de caractériser les propriétés magnétiques d'un circuit magnétique (courbe normale d'aimantation, pertes Fer) sous contraintes mécaniques de compactage avec et sans intercalaires.
- b) La répartition de la contrainte au sein du circuit magnétique doit être maîtrisée : en l'absence d'intercalaires, la répartition de l'effort de compactage dans le sens de la hauteur doit être homogène et les contraintes mécaniques induites dans le plan des tôles doivent être négligeables par rapport aux niveaux des contraintes dans le sens de la hauteur.
- c) Les intercalaires, le circuit magnétique et les niveaux de contraintes étudiés doivent être représentatifs du procédé de compactage industriel. On pourra, entre autres, faire varier le nombre d'intercalaires pour considérer les deux cas présentés sur la Figure III- 2.

III. 1-C) Conception de la version initiale de la maquette du procédé

III. 1-C.1) Choix de la géométrie du circuit magnétique

Concernant la géométrie du circuit magnétique, le choix s'est porté sur un tore pour plusieurs raisons. Premièrement, parmi les géométries standards de caractérisation magnétique (rectangulaire, tore), celle du tore se rapproche le plus de celle des circuits magnétiques de machines électriques. Deuxièmement, la caractérisation sous contraintes mécaniques de compactage est plus facile à mettre en œuvre dans le cas d'un tore car il s'agit d'un circuit magnétique déjà fermé. Troisièmement, on pourra utiliser l'équipement de mesure pour géométrie torique disponible au laboratoire qui permet de rester dans le cadre du standard pour la caractérisation magnétique. Enfin, afin d'être représentatif du cas industriel, on travaillera avec un circuit magnétique de hauteur importante et similaire à celle des paquets de tôles séparés par des intercalaires et présentés sur la Figure III- 1.

Au niveau des dimensions du circuit magnétique, Tableau III- 1, un compromis a dû être trouvé entre les moyens de fabrication et de caractérisation magnétique disponibles (machine à bobiner du laboratoire, limitations en courant et en tension du moyen de caractérisation magnétique), le temps de mise en œuvre et les disponibilités industrielles. Le premier critère de choix a donc été de fixer le diamètre extérieur D_{ext} . Le diamètre intérieur est quant à lui, déterminé selon la norme [131] qui recommande un rapport du diamètre extérieur sur le diamètre inférieur à 1,2. Les tôles à grains non-orientés M400-65A utilisées sont issues d'un rouleau de tôle spécifiquement alloué par JEUMONT Electric pour ces travaux de thèse. Elles sont isolées à l'Alkophos et découpées par électroérosion.

D_{ext}	100 mm	Hauteur du circuit	42 mm
D_{int}	86 mm	Grade de tôle	M400-65A
Isolation	Alkophos	Méthode de découpe	Electroérosion

Tableau III- 1 - Caractéristiques du circuit magnétique étudié

III. 1-C.2) Géométrie de la maquette

La maquette se compose évidemment du circuit magnétique évoqué précédemment, d'un bobinage primaire d'excitation, d'un bobinage secondaire de mesure et d'un système de compactage axial. Une vue d'ensemble de la maquette est donnée sur la Figure III- 3. Deux supports de bobinage (Figure III- 3– (d)) sont placés de part et d'autre du circuit magnétique afin de pouvoir insérer les bobinages primaire et secondaire mais aussi de pouvoir appliquer un effort de compactage sur la totalité de la surface haute et basse du circuit magnétique, que ce soit avec ou sans intercalaires. Au niveau du système de compactage, on utilise une vis de serrage (Figure III- 3– (a)) qui va permettre d'appliquer et de maintenir la contrainte. De plus, deux plaques de PVC (Figure III- 3 – (c)) sont ajoutées pour améliorer la répartition homogène de l'effort de pressage. Enfin, un capteur de force (capacité nominale de 8896 N) (Figure III- 3 – (b)) est utilisé pour mesurer l'effort appliqué. Ce capteur permet également d'améliorer la bonne répartition de l'effort appliqué au circuit magnétique en limitant les composantes

radiales pouvant apparaître par la souplesse des plaques PVC. Dans le cas d'une répartition hétérogène de l'effort, on introduit des tôles intercalaires (Figure III- 3– (e)). Ces tôles intercalaires ont différentes géométries qu'on explicitera par la suite. Une vue de coupe de la maquette est montrée à la Figure III- 4 avec les dimensions de chaque composant. Sur cette vue de coupe, on ne représente que la moitié du dispositif dans le sens de la hauteur.

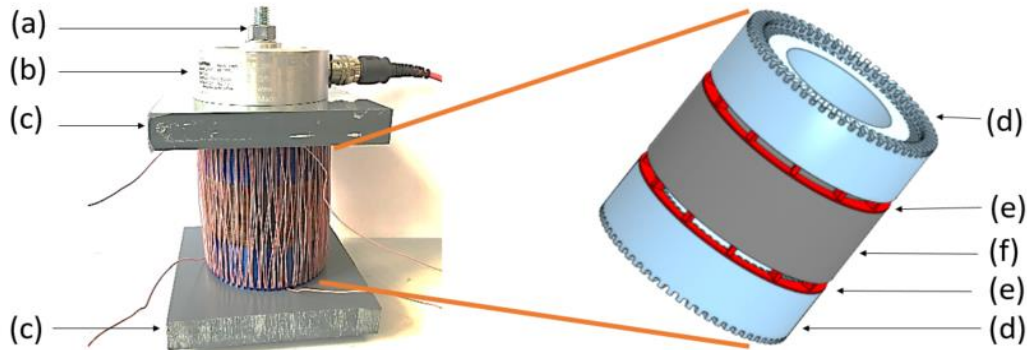


Figure III- 3 - Version initiale de la maquette dédiée à l'étude du compactage - (a) vis de serrage, (b) capteur de force, (c) plaque PVC, (d) support de bobinage, (e) intercalaires, (f) circuit magnétique feuilleté

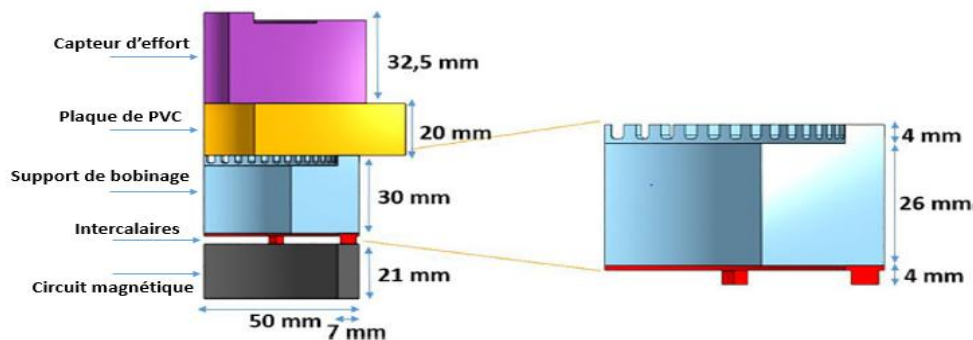


Figure III- 4 - Vue de coupe de la première version de la maquette dédiée à l'étude du compactage

Pour ce qui est des tôles intercalaires, dans le cas des études sous un effort de compactage hétérogène, quatre géométries différentes ont été usinées dans une plaque de polyuréthane usinable (Lab1000), Figure III- 5. Cherchant à étudier uniquement l'effet du champ de contraintes mécaniques induit par un compactage hétérogène, nous choisissons ce matériau pour les supports intercalaires car il n'est ni conducteur électrique, ni magnétique, afin d'éviter un couplage avec le circuit magnétique étudié. On retrouve deux supports comprenant 12 intercalaires (A, C) et deux autres qui en comprennent 6 (B, D). Parmi ces supports, deux présentent des intercalaires positionnés « orthogonalement » au sens du flux dans le tore (A, B) et les deux autres « parallèlement » au sens du flux (C, D) afin d'être respectivement représentatif des intercalaires situés aux niveaux de la culasse et au niveau des dents (Figure III- 2). Les contraintes locales, au niveau des intercalaires, induites par le compactage seront également représentatifs du procédé de JEUMONT Electric.

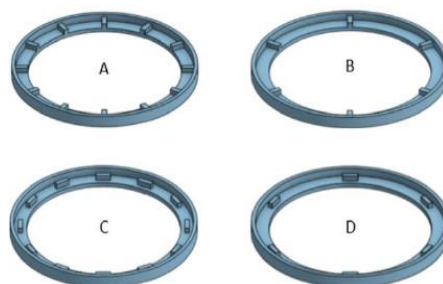


Figure III- 5 - Différentes géométries de tôles intercalaires

III. 1-C.3) Conception et spécifications de la maquette

La maquette a été dimensionnée à l'aide de simulations mécaniques par éléments finis afin de valider la bonne tenue mécanique de chacune des pièces ainsi que la bonne répartition de la contrainte au sein du circuit magnétique. Avant de détailler ces simulations, décrivons les composants de la maquette. Le capteur de force et les plaques sont respectivement de l'aluminium anodisé et du PVC. Les supports de bobinages, fabriqués en matériau Lab1000, qui est non magnétique, non conducteur électrique, facile à usiner (la géométrie des supports de bobinage est complexe, notamment au niveau des dents) et avec une bonne tenue mécanique (résistance à la compression d'environ 110 MPa). Les calculs numériques des contraintes mécaniques, par éléments finis, ont été réalisés sur le logiciel Abaqus (version 6.14-1) [132]. L'ensemble du dispositif a été modélisé, Figure III- 6, tenant compte toutefois des propriétés de symétries du système pour réduire la taille du domaine modélisé. En effet, seul un quart du dispositif est modélisé par rapport à l'axe de symétrie de révolution. Une condition aux limites de symétrie est appliquée selon la direction x sur les faces de chaque pièce normale à cette direction et, de la même façon, une condition aux limites de symétrie est appliquée selon la direction y . De plus, une seule moitié du dispositif est modélisée dans le sens de la hauteur, avec une condition de symétrie, selon la direction z , sur la face inférieure du demi-circuit magnétique. Pour l'ensemble des simulations qui ont été réalisées, et pour plus de clarté, les résultats mécaniques seront donnés uniquement dans le circuit magnétique qui fait l'objet de l'étude.

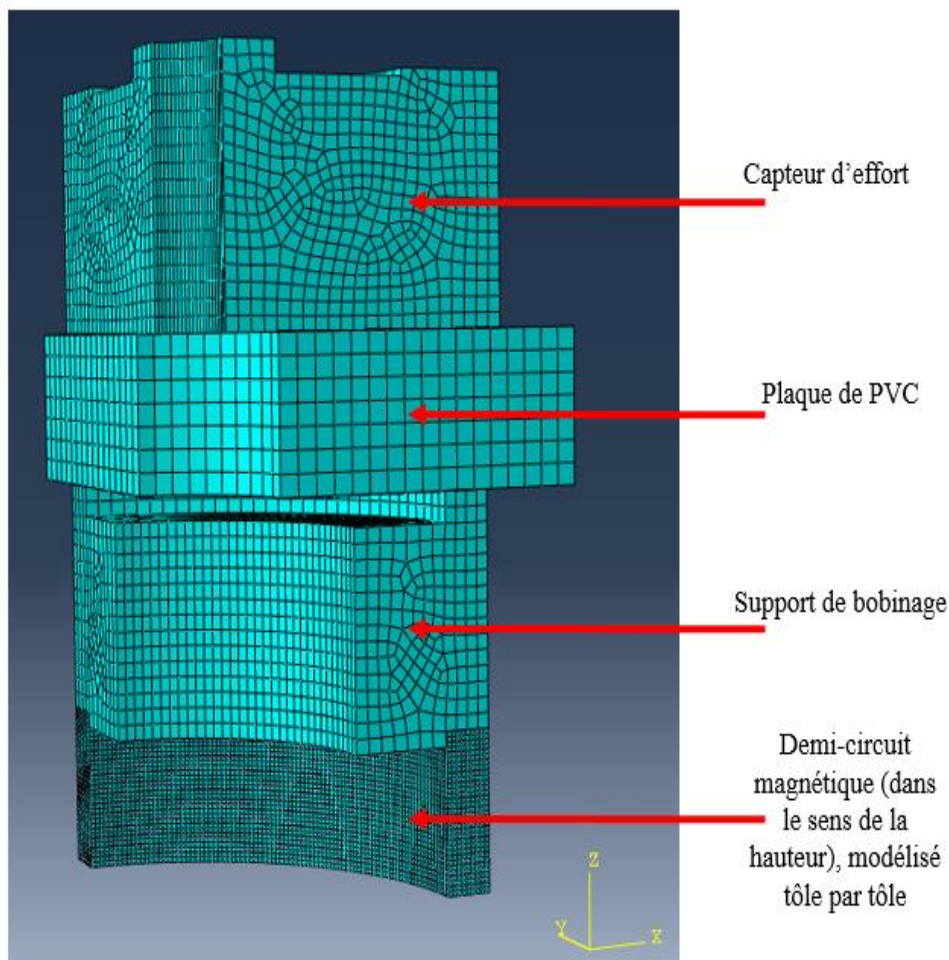


Figure III- 6 - Dispositif modélisé et maillé sous Abaqus - Sans Intercalaires

Pour réaliser ces calculs numériques, il faut également fournir les paramètres mécaniques de chacune des pièces. Les niveaux de contraintes appliqués restant dans la zone élastique de chacun de ces matériaux, seuls le module de Young (E) et le coefficient de Poisson (ν) sont nécessaires, Tableau III- 2.

	Module de Young E	Coefficient de Poisson ν
Aluminium anodisé (capteur d'effort)	70 GPa	0,34
PVC (plaques)	3 GPa	0,40
Lab1000 (supports de bobinage et intercalaires)	5,9 GPa	0,36
Acier (circuit magnétique)	211 GPa	0,29

Tableau III- 2 - Paramètres des matériaux utilisés pour les simulations mécaniques EF

Dans le cas idéal, il faudrait connaître les coefficients de frottement entre chaque pièce de la maquette. Le détail sur la notion de frottement et sur la définition du coefficient de frottement est donné dans l'Annexe 1. C'est un point sur lequel une attention particulière est portée puisque le choix de ces coefficients peut jouer un rôle majeur dans la répartition des champs de contraintes au sein du circuit magnétique. En effet, les paramètres mécaniques de chaque matériau étant différents, leurs déformations le seront aussi. De là, une problématique de couplage de ces déformations apparaît :

- S'il n'y a aucun frottement entre les matériaux de la maquette, chaque pièce se déforme librement et les contraintes induites dans le plan de ces pièces seront négligeables.
- S'il y a du frottement, les déformations seront plus ou moins localement contrariées et des contraintes mécaniques indésirables pourraient potentiellement apparaître dans le plan des pièces et, donc, dans le plan des tôles.

Ces coefficients de frottement sont toutefois difficiles à estimer car ils dépendent de beaucoup de paramètres et notamment de l'état de surface de chaque pièce. De ce fait, plutôt que de chercher à les connaître précisément, la démarche a consisté à analyser les résultats de la simulation mécanique en considérant deux configurations : la première avec des coefficients de frottement majorés et la seconde avec des coefficients minorés en s'appuyant sur les données disponibles dans la littérature. De même, afin d'avoir des frottements fortement réduits entre les supports de bobinages et le circuit magnétique, notamment pour minimiser les contraintes induites dans le plan des tôles, du téflon est placé à leur interface. Ce matériau présente en effet un coefficient de frottement faible. Les coefficients de frottement majorés et minorés, aux interfaces de chaque pièce, sont donnés dans le Tableau III- 3. Il faut noter que seul le contact « Téflon/Acier » est considéré pour modéliser l'interface entre les supports de bobinage et le circuit magnétique vu l'épaisseur très faible de la feuille de téflon qui n'a donc pas été modélisée sous Abaqus. Le circuit magnétique a été modélisé tôle par tôle. Afin d'analyser les champs de contraintes obtenus sous Abaqus, on définit le repère cylindrique orthonormé $(0, \mathbf{u}_r, \mathbf{u}_\theta, \mathbf{u}_z)$, Figure III- 7, dans lequel les résultats seront exprimés. Un élément cubique de maillage représentant l'épaisseur d'une tôle. De ce fait, les grandeurs σ_r, σ_θ et σ_z représentent respectivement la contrainte mécanique dans le plan des tôles et orthogonale au sens du flux magnétique (selon \mathbf{u}_r), la contrainte mécanique dans le plan des tôles et appliquée dans le sens du flux magnétique (selon \mathbf{u}_θ) et la contrainte mécanique dans le sens de la hauteur (selon \mathbf{u}_z).

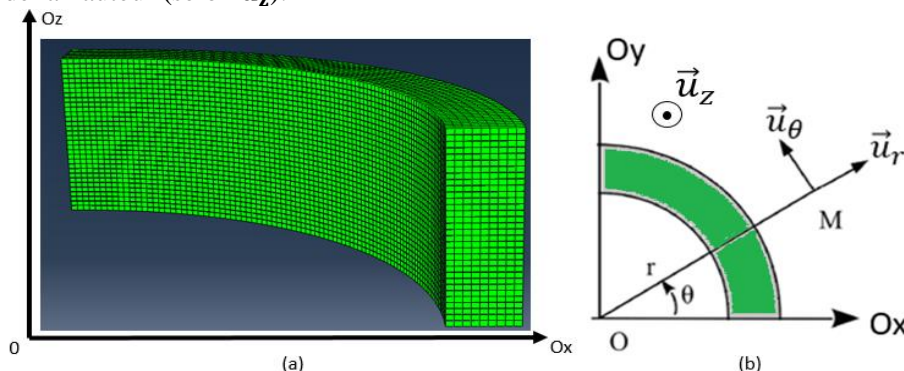


Figure III- 7- Définition du repère utilisé - vue de coupe (a) et vue de haut (b) du circuit magnétique feuilleté

Interfaces	Valeur minimale	Valeur maximale
(Acier/Aluminium Anodisé) Vis de serrage / Capteur d'effort	0,2	0,8
(Aluminium anodisé/PVC) Capteur d'effort / Plaque PVC	0,2	0,8
(PVC/Lab1000) Plaque PVC / Support de bobinage	0,2	0,8
(Lab1000/Lab1000) Support de bobinage / Intercalaires	0,2	0,8
(Acier/Acier) Tôle/Tôle	0,1	0,5
(Téflon/Acier) Feuille téflon / Circuit magnétique	0,05	0,3

Tableau III- 3 - Coefficients de frottement majorés et minorés dans le cadre de l'étude des champs de contraintes en fonction des valeurs de frottement choisies

Premièrement, la répartition de la contrainte selon \mathbf{u}_z (Figure III- 8, sur laquelle on rappelle également le repère défini sur la Figure III- 7), \mathbf{u}_r (Figure III- 9) et \mathbf{u}_θ (Figure III- 10) sont données dans la section du circuit magnétique et ce pour l'ensemble des valeurs minorées et majorées. Ces simulations ont été réalisées avec une pression de compactage global de 4MPa qui correspond, pour cette géométrie, à la capacité maximale du capteur d'effort.

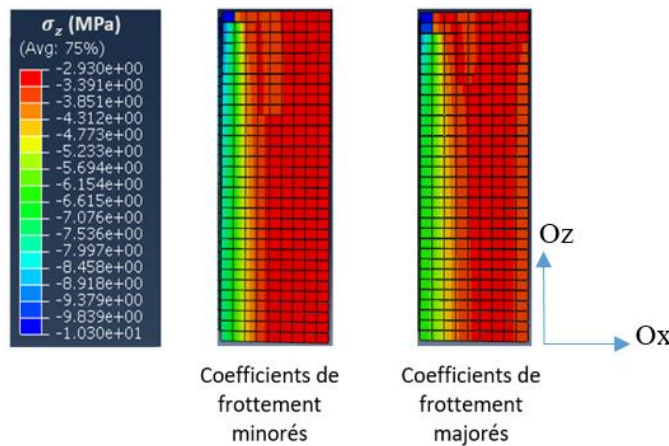


Figure III- 8 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction \mathbf{u}_z en fonction des coefficients de frottement minorés et majorés - contrainte globale théorique de 4MPa

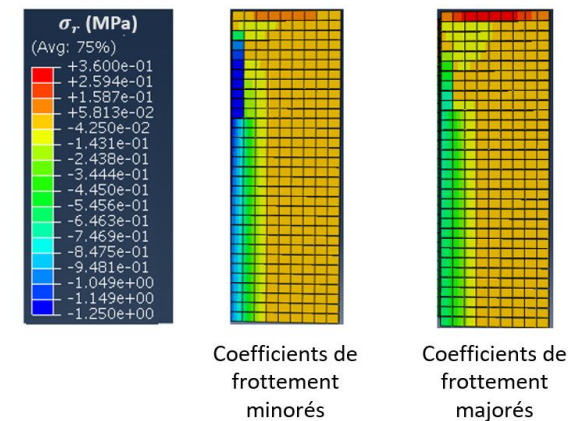


Figure III- 9 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction \mathbf{u}_r en fonction des coefficients de frottement minorés et majorés - contrainte globale théorique de 4MPa

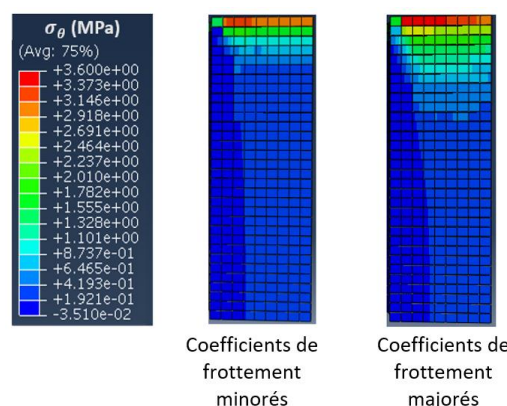


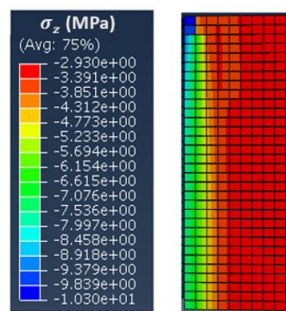
Figure III- 10 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction \mathbf{u}_θ en fonction des coefficients de frottement minorés et majorés- contrainte globale théorique de 4MPa

Les trois figures ci-dessus démontrent, malgré une très grande différence entre l'ensemble de valeurs minorées et majorées des coefficients de frottement, que la répartition des contraintes mécaniques dans la section du circuit magnétique ne varie pas fortement d'un cas à l'autre. De fait, nous

décidons de choisir les coefficients de frottement qui nous semblent être les plus pertinents en nous basant sur les données dans la littérature. Ces coefficients sont reportés sur le Tableau III- 4. La répartition des contraintes mécaniques pour l'ensemble des valeurs de coefficients de frottement choisis est donnée selon \mathbf{u}_z (Figure III- 11), \mathbf{u}_r (Figure III- 12) et \mathbf{u}_θ (Figure III- 13), toujours au niveau de la section du circuit magnétique.

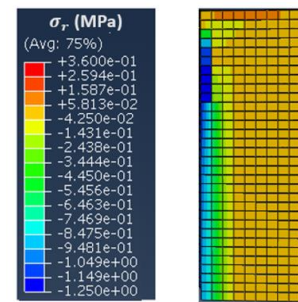
(Acier/Aluminium Anodisé) Vis de serrage / Capteur d'effort	0,4	(Aluminium anodisé/PVC) Capteur d'effort / Plaque PVC	0,5
(PVC/Lab1000) Plaque PVC / Support de bobinage	0,5	(Lab1000/Lab1000) Support de bobinage / Intercalaires	0,5
(Acier/Acier) Tôle/Tôle	0,2	(Téflon/Acier) Feuille téflon / Circuit magnétique	0,05

Tableau III- 4 - Coefficients de frottement choisis pour les simulations mécaniques EF sur ABAQUS



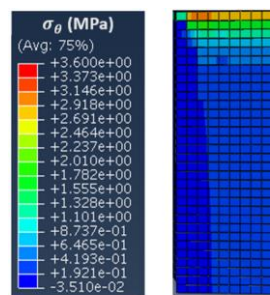
Coefficients de frottement sélectionnés

Figure III- 11 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction \mathbf{u}_z pour les coefficients de frottement choisis - contrainte globale théorique de 4MPa



Coefficients de frottement sélectionnés

Figure III- 12 - Répartition de la contrainte mécanique (Abaqus) selon la direction \mathbf{u}_r pour les coefficients de frottement choisis - contrainte globale théorique de 4MPa



Coefficients de frottement sélectionnés

Figure III- 13 - Répartition de la contrainte mécanique selon la direction \mathbf{u}_θ (Abaqus) pour les coefficients de frottement choisis - contrainte globale théorique de 4MPa

Les figures et explications données ci-dessus nous permettent de faire les analyses suivantes :

Sur l'influence du frottement

- Le choix des jeux de coefficients considérés pour le frottement présentent une faible influence sur la répartition des contraintes σ_r et σ_z . En effet, les répartitions des contraintes mécaniques au sein du circuit magnétique sont très proches dans les deux configurations, Figure III- 8 et Figure III- 9. Les seules variations observées se situent, dans les deux cas, sur une région réduite du périmètre intérieur du circuit magnétique, et celles-ci sont nettement inférieures aux niveaux de contraintes présents dans tout le circuit. De même, il y a pour les deux configurations une contrainte de compression σ_z de l'ordre de -7 MPa sur le périmètre intérieur et de -3 MPa dans le reste du circuit, Figure III- 8. Suivant le rayon, on observe une contrainte σ_r de compression globalement comprise entre 0 MPa et -1 MPa, Figure III- 9.

- Selon \mathbf{u}_θ , (sens du flux), l'influence du frottement est plus importante mais reste néanmoins peu significative car sur une distance relativement faible vis-à-vis de la hauteur totale du paquet de tôle. Dans le cas des coefficients de frottement majorés, Figure III- 10, les contraintes de traction s'observent seulement sur une distance deux fois plus importante (8 mm), dans le sens de la hauteur, par rapport aux coefficients de frottement minorés (4 mm). Le niveau des contraintes de traction mis en jeu sur ces distances de propagations sont inférieures à 4 MPa et restent relatives par rapport à la hauteur totale du demi-paquet de tôles, qui est de 21 mm, puisqu'en dehors de ces zones dites de propagation de la contrainte selon \mathbf{u}_θ , les niveaux de contraintes sont faibles ($< 0,5$ MPa).
- **Par conséquent, les coefficients de frottement du Tableau III- 4 - Coefficients de frottement choisis pour les simulations mécaniques EF sur ABAQUS sont conservés pour la suite des travaux.**

Concernant l'homogénéité de la contrainte

- Idéalement, on souhaitait obtenir une répartition homogène de la contrainte de compression selon \mathbf{u}_z de l'ordre de -4 MPa. Au niveau des résultats des simulations mécaniques EF, Figure III- 11, la contrainte est relativement homogène et de l'ordre de grandeur attendu. Toutefois, il y a une différence notable, particulièrement sur le périmètre intérieur du circuit magnétique, avec des niveaux de contraintes en compression de l'ordre de -6 MPa (sur approximativement un cinquième de la largeur du circuit magnétique) et de l'ordre de -3 MPa sur le reste du circuit magnétique (approximativement quatre cinquième de la largeur du circuit magnétique).
- Concernant la répartition de la contrainte selon \mathbf{u}_r , il n'y a quasiment aucune contrainte induite si ce n'est quelques zones en contraintes de compression comprises entre -0,5 et -1,25 MPa.
- Concernant la répartition de la contrainte dans le sens du flux (\mathbf{u}_θ), la partie haute du circuit magnétique est en traction avec des contraintes allant, approximativement, jusqu'à un peu plus de 3 MPa. Si cette zone en traction ne représente qu'une partie minoritaire de la hauteur du paquet, son effet sur les performances magnétiques n'est sans doute pas négligeable et va tendre à les améliorer d'après la littérature et les niveaux de contraintes en jeu.

- Cette première version de la maquette, telle qu'elle a été conçue, implique l'apparition de contraintes parasites dans le plan des tôles (en compression orthogonalement au sens du flux et en traction parallèlement au sens du flux). Dans ce dernier cas, elles sont plus importantes. Si ces contraintes sont relativement faibles (\mathbf{u}_r) ou localisées (\mathbf{u}_θ), leur impact sur les performances magnétiques devrait être limité mais non négligeable. Elles devraient tendre à améliorer les performances magnétiques du circuit. De même, si ces contraintes parasites sont, en partie, inhérentes aux propriétés des matériaux utilisés (frottement), certaines d'entre elles sont sur le périmètre intérieur haut du circuit magnétique, ce qui laisse supposer qu'elles sont, au moins en partie, liées à la géométrie de l'élément de centrage situé sur le support de bobinage, Figure III- 31. Nous détaillerons ce point par la suite avec l'adaptation d'un nouveau dispositif de centrage.

Si cette maquette présente quelques axes potentiels d'amélioration (contraintes parasites, homogénéité de la répartition de σ_z au sein du circuit magnétique), elle a été néanmoins utilisée car suffisamment robuste pour faire une première appréciation des principaux phénomènes mis en jeu au niveau des propriétés magnétiques lorsqu'on applique un compactage homogène et/ou un compactage hétérogène. Dans la partie qui suit, on décrit la démarche de validation de la maquette, d'un point de vue des mesures des propriétés magnétiques.

III. 1-C.4) Validation de la maquette

Afin de s'assurer de la validité et de la robustesse de nos caractérisations magnétiques sous contraintes de compactage, il faut qu'en l'absence de contraintes, les mesures magnétiques issues de la maquette, réalisées sur un circuit magnétique torique de référence, donnent les mêmes résultats que celles effectuées sur le même circuit avec une méthode standardisée. Pour cela, deux circuits magnétiques de référence, exactement identiques, ont été bobinés, Figure III- 14. Ces circuits de référence ont exactement les mêmes dimensions que ceux utilisés pour la maquette (mêmes diamètres extérieur et intérieur, même rouleau de tôle et même méthode de découpe). La seule différence réside dans la hauteur du circuit magnétique qui est de 15 mm pour les circuits de référence contre 42 mm pour celui de la maquette mais cela n'aura pas d'influence puisque la section des circuits magnétiques est bien au-dessus de celle recommandée par le standard IEC [30]. La méthode de découpe choisie est la découpe par électroérosion à fil.

On compare tout d'abord les propriétés magnétiques des deux circuits de référence. Les mesures sont réalisées sur le banc de caractérisation magnétique MPG 200D Brockhaus Measurement – Ring Core Tester, selon la norme IEC 60404-4 [30]. Dans ces conditions classiques de mesures, la répétabilité du banc est inférieure à 0,1%. Les courbes normales d'aimantation et les pertes Fer à 50 Hz, Figure III- 15, montrent que les propriétés magnétiques des deux circuits sont les mêmes. De plus, le grade la tôle (M400-65A) garantissant des pertes Fer inférieures à 4 W/kg, à 50 Hz, sous une induction sinusoïdale de 1.5 T, les mesures réalisées montrent, sous ces mêmes conditions, des pertes de l'ordre de 3,75 W/kg (Figure III- 15) ce qui confirme que le grade donné par le fournisseur est respecté.



Figure III- 14 - Circuits magnétiques de référence

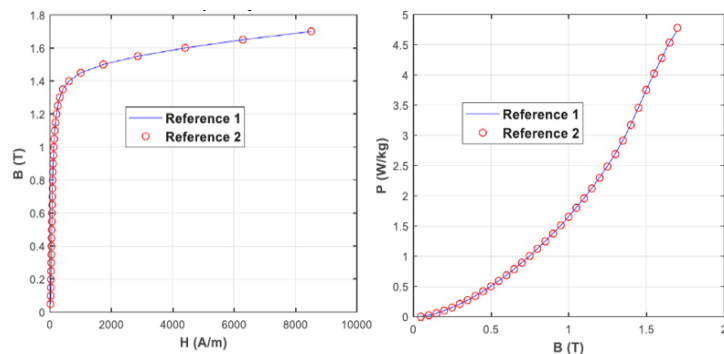


Figure III- 15 - Comparaison des performances magnétiques des deux circuits de références - courbes normales (gauche) et pertes Fer (droite) à 50Hz

Un autre point à évoquer est la compensation du flux dans l'air. En effet, la présence des supports de bobinages implique que le flux mesuré est égal à la somme du flux dans le circuit magnétique (qui est le flux qui nous intéresse) et de celui dans les supports de bobinage (en Lab1000 amagnétique) dont la hauteur est relativement importante. Le flux capté par la section embrassée par le bobinage secondaire au niveau des deux supports peut se révéler être non négligeable, notamment à forts champs d'excitation. La méthode la plus efficace pour compenser le flux dans l'air consiste en l'utilisation d'une bobine de compensation. Toutefois, le bobinage étant fastidieux, chronophage (bobinage à la main à cause de la présence des supports de bobinage) et la géométrie de la maquette complexe, une approximation analytique du flux dans l'air à l'aide d'un facteur mathématique de compensation est adoptée. La section réelle du circuit magnétique est une donnée d'entrée du dispositif de caractérisation Brockhaus et la méthode de compensation de flux analytique est décrite par les équations ci-dessous, (Eq. 49), (Eq. 50), (Eq. 51) et (Eq. 52). Le flux total mesuré par le banc, le flux dans le circuit magnétique et le flux dans les supports de bobinage sont notés respectivement Φ_{mes} , $\Phi_{circuit}$ et Φ_{air} . Enfin, l'hypothèse est faite selon laquelle le champ magnétique mesuré correspond au champ magnétique dans l'air ($H_{mes} = H_{air}$).

$$\Phi_{mes} = \Phi_{circuit} + \Phi_{air} \quad (\text{Eq. 49})$$

$$B_{air} = \mu_0 \cdot H_{mes} \quad (\text{Eq. 50})$$

$$B_{mes} \cdot S_{circuit} = B_{circuit} \cdot S_{circuit} + B_{air} \cdot S_{air} \quad (\text{Eq. 51}) \quad B_{circuit} = B_{mes} - \mu_0 \cdot H_{air} \cdot \frac{S_{air}}{S_{circuit}} \quad (\text{Eq. 52})$$

Les courbes normales d'aimantation du circuit magnétique de référence et du circuit magnétique utilisé dans la maquette, sans effort de compactage, avec et sans compensation de flux, sont comparées, Figure III- 16. Les résultats après compensation du flux dans l'air sont très satisfaisants. De plus, en comparant la courbe normale pour une pression homogène de 4 MPa à celles obtenues pour le circuit de référence et pour la maquette avec compensation de flux dans l'air, Figure III- 17, on constate que l'effet du compactage est prépondérant devant l'écart résiduel après compensation du flux dans l'air. Aussi, même si les tôles sont issues du même rouleau, il peut demeurer une légère dispersion car rien ne nous assure d'une homogénéité parfaite des propriétés magnétiques sur l'ensemble du rouleau. Enfin la densité de pertes Fer (W/kg) de la maquette et de la référence sont comparées, Figure III- 18. Les pertes spécifiques étant une grandeur massique, il n'est pas nécessaire d'appliquer une compensation de flux. Celles-ci sont quasiment identiques ce qui valide l'aspect caractérisation magnétique de la maquette et la méthode de mesure utilisée.

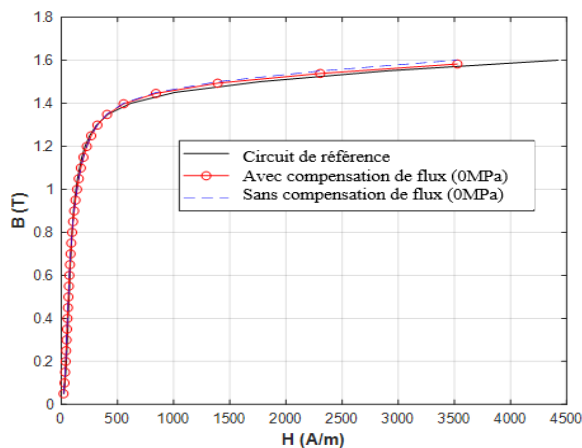


Figure III- 16 - Comparaison des courbes normales - circuit de référence et maquette avec et sans compensation de flux

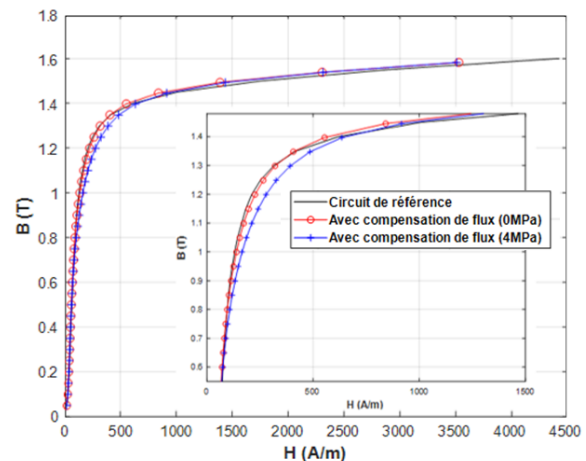


Figure III- 17 - Comparaison des courbes normales - circuit de référence et maquette avec compensation de flux - 0 MPa et 4 MPa

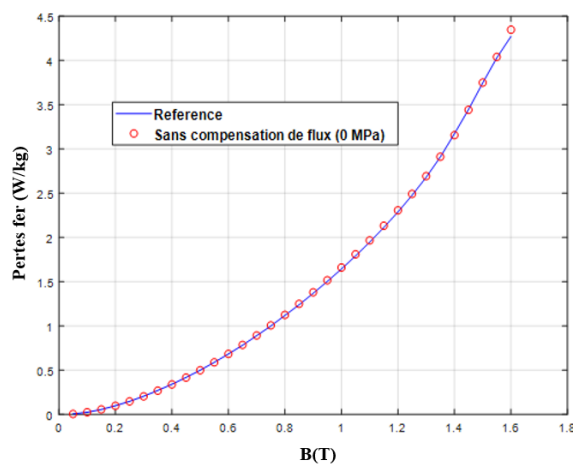


Figure III- 18 - Comparaison des pertes Fer - circuit de référence et maquette

III. 1-C.5) Protocole expérimental

Dans cette partie, plusieurs points concernant le protocole expérimental sont développés. D'un point de vue mécanique, les niveaux de contraintes appliqués sont limités par la résistance mécanique du Lab1000 (≈ 110 MPa). De plus, les propriétés viscoélastiques de ce matériau [133] impliquent, lorsqu'on applique un certain effort de compactage, une lente décroissance de ce dernier liée à la dilatation du Lab1000. Pour compenser cet effet, il faut alors ajuster le serrage de la vis à plusieurs reprises pour atteindre la valeur souhaitée de l'effort et que celle-ci soit considérée comme stable devant la durée des mesures magnétiques. Enfin, pour des valeurs d'inductions supérieures à 1,4 T, les supports de bobinage chauffent à cause des courants induits qui se développent dans le circuit magnétique. En

effet, les pertes associées entraînent une augmentation de la température dudit circuit qui va entraîner l'échauffement des supports de bobinage, induisant leurs dilatations thermique et l'augmentation des contraintes mécaniques exercées sur le circuit magnétique. Un ventilateur est placé à côté de la maquette pour limiter cet effet afin de refroidir l'ensemble. L'erreur de répétabilité de la mesure, pour plusieurs niveaux de pressage, est inférieure à 0,5%. Pour cette maquette, d'après les caractéristiques du capteur d'effort et les niveaux de pressions de compactage industriels, les mesures sont réalisées, en configuration homogène, jusqu'à une pression globale de 4 MPa sur le circuit magnétique. Pour cette pression maximale globale, en présence d'intercalaires, les contraintes locales atteindront, d'après une estimation analytique ($\sigma_m = F/S$), 80 MPa sous les intercalaires pour les supports qui en comptent 6 et jusqu'à 40 MPa pour celles qui en ont 12.

Les mesures sont réalisées de 0,05 T à 1,6 T pour les fréquences de 5 Hz, 25 Hz, 50 Hz, 100 Hz, 200 Hz et 250 Hz afin de pouvoir, notamment, identifier par la suite les coefficients du modèle de pertes Fer de Bertotti ((Eq. 12) et (Eq. 13)) en fonction de l'effort et de la configuration de compactage (homogène ou hétérogène). Les mesures sont réalisées pour des pressions globales sur le circuit magnétique de 0 MPa, 1 MPa, 2 MPa, 3 MPa et 4 MPa. Enfin, on rappelle que le terme « contrainte globale de compactage » fait référence, peu importe la configuration, à l'effort global appliqué divisé par la surface du circuit magnétique.

III. 1-C.6) Résultats expérimentaux et analyses

Les allures des cycles d'hystérésis à 1,5 T pour des pressions globales de 0 MPa, 1 MPa, et 4 MPa en compactage homogène et hétérogène (intercalaires (B), Figure III- 5) sont données sur la Figure III- 19. Les deux configurations de compactage dégradent les propriétés magnétiques. Toutefois, la présence des intercalaires induit un effet plus important sur les propriétés magnétiques. Ces dégradations se traduisent par une augmentation des pertes Fer (augmentation de l'aire du cycle d'hystérésis) et la diminution de la perméabilité magnétique, notamment au niveau du coude du cycle. Afin de consolider cette observation, l'évolution des courbes normales en fonction de la contrainte de compactage globale exercée sur le circuit magnétique est illustrée, Figure III- 20, ce qui confirme la dégradation des propriétés magnétiques, notamment avec présence d'intercalaires, liée à la contrainte de compactage avec un effet significatif sur la courbe normale (sinon exclusif), dans le coude de saturation. Ce comportement est différent de ceux usuellement observés dans le cas de contraintes mécaniques appliquées dans le plan des tôles.

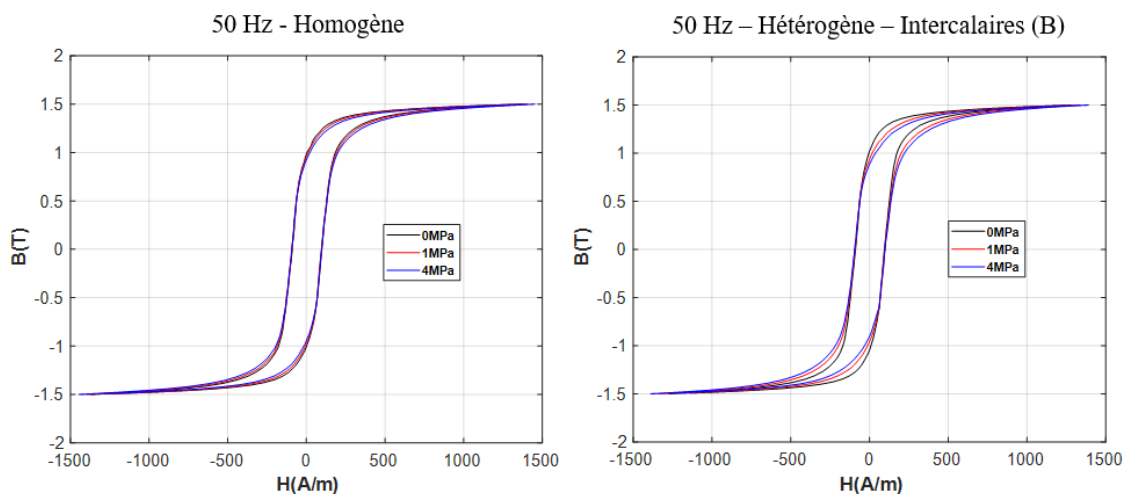


Figure III- 19 - Cycles d'hystérésis pour plusieurs niveaux de pression globale sur le circuit magnétique - sans (gauche) et avec (droite) présence d'intercalaires

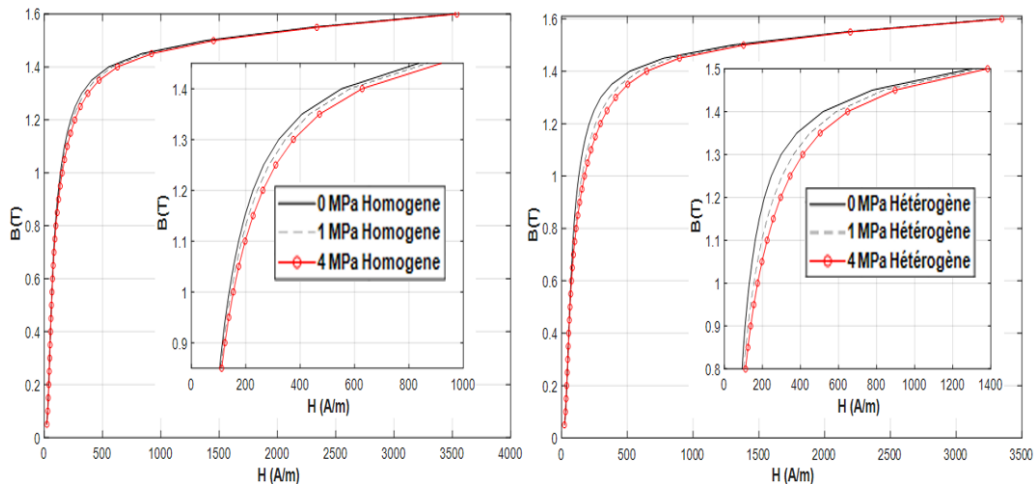


Figure III- 20 - Courbes normales en fonction de la contrainte globale du pressage, cas homogène (gauche) et hétérogène (droite) - tôle intercalaires (B)

Afin de quantifier l'effet du compactage sur la loi de comportement magnétique (Figure III- 20) et sur les pertes Fer, l'écart relatif sur ces grandeurs, par rapport au cas sans contrainte, est déterminé à partir des résultats expérimentaux. Pour cela, les grandeurs suivantes sont introduites :

- Les termes H_0 et P_0 correspondent respectivement au champ magnétique et aux pertes Fer dits de référence (sans effort de compactage).
- Les termes ΔH et ΔP correspondent respectivement à la variation de champ magnétique et à la variation de pertes introduites par l'effort de compactage pour un niveau d'induction donné.
- Les variations relatives de champ magnétique et de pertes Fer relatives induites par l'effort de compactage sont respectivement notés $\Delta H/H_0$ (%) et $\Delta P/P_0$ (%)

Sur la Figure III- 21, la variation de champ magnétique est donnée dans les cas homogène et hétérogène (configuration (B), Figure III- 5) à 1 MPa et 4 MPa. Si les résultats confirment ce qui a été dit précédemment pour les deux configurations, notamment sur l'effet dans le coude de saturation [0,6 T – 1,4 T], on note que la variation est approximativement deux fois plus importante en présence d'intercalaires. Pour donner un ordre de grandeur, dans le cas le plus défavorable (4 MPa, hétérogène, Figure III- 20), pour un champ magnétique d'environ 300 A/m, une valeur de 1,3 T est atteinte sans effort de compactage contre 1,2 T en appliquant l'effort, représentant une chute significative d'induction. Aussi, pour des niveaux d'inductions inférieurs à 0,5 T, une réduction et une augmentation du champ magnétique, respectivement en configuration homogène et hétérogène, sont observées.

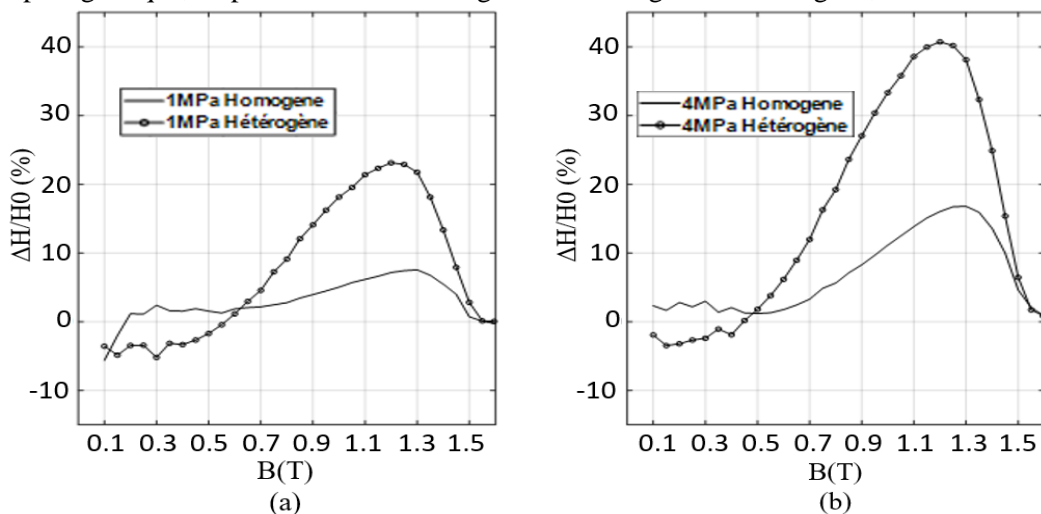


Figure III- 21 - Ecart relatif sur le champ magnétique en fonction de la contrainte globale de pressage homogène et hétérogène, 1 MPa (a) et 4 MPa (b) - tôle intercalaire B, Figure III- 5

Concernant l'effet sur les pertes Fer, Figure III- 22, on constate également que la présence des intercalaires induit une variation bien plus significative que sans intercalaires, et ce, que l'on soit à 5 Hz, Figure III- 22 – (a), 50 Hz, Figure III- 22 - (b) ou 250 Hz, Figure III- 22 – (c). On distingue également deux régions : celle des faibles inductions ($< 0,5$ T) et celle des moyennes et hautes inductions ($> 0,5$ T).

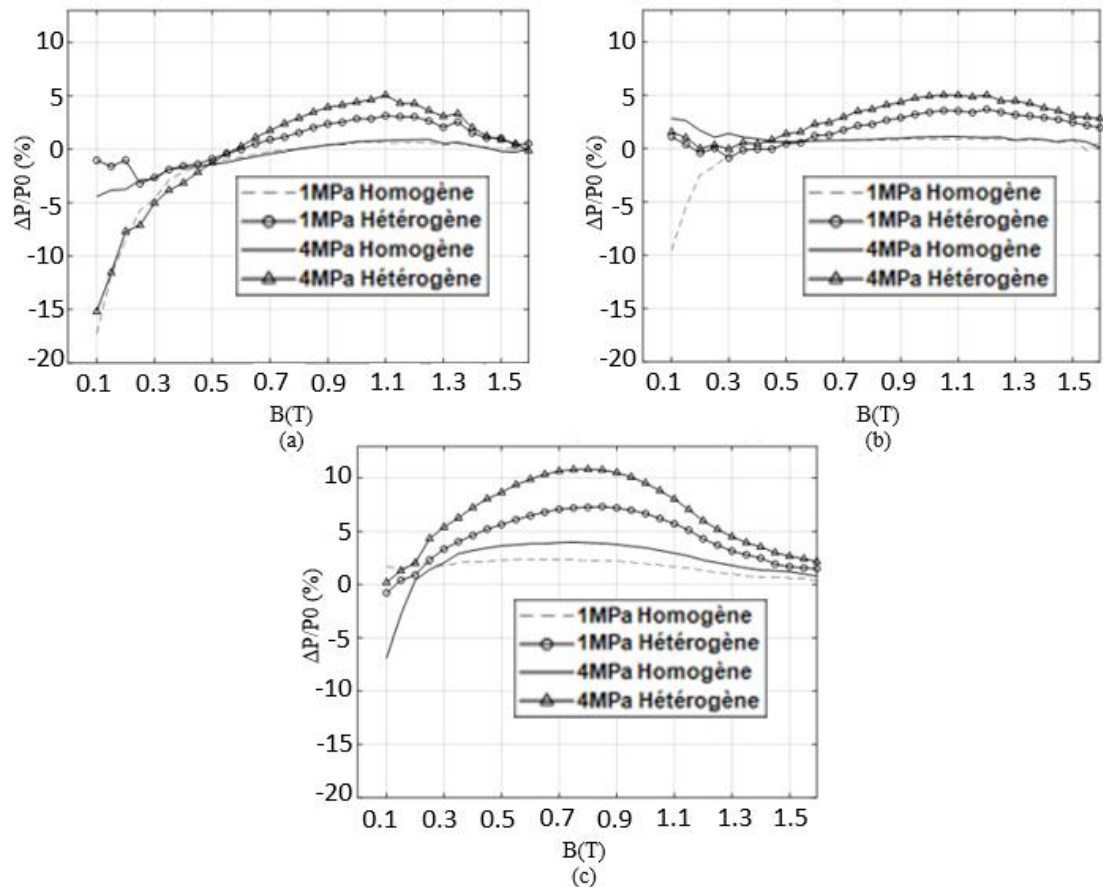


Figure III- 22 - Ecart relatif sur les pertes Fer en fonction de la contrainte de compactage, cas homogène et hétérogène, 5Hz (a), 50Hz (b) et 250 Hz (c)

Première région – $B < 0.5$ T

Les pertes Fer et le champ magnétique étant faibles sur cette région, les écarts relatifs observés ne traduisent pas une variation aussi significative sur ces grandeurs. Toutefois, le compactage semble tout de même, globalement, induire de légers effets d'amélioration des propriétés magnétiques pour la région considérée. C'est probablement lié aux contraintes induites dans le plan des tôles, évoquées précédemment.

Deuxième région – $B > 0.5$ T

Concernant la deuxième région d'aimantation, qui correspond bien plus aux points de fonctionnement des machines électriques, un premier résultat apparaît clairement : la présence d'intercalaires induit une augmentation des pertes Fer bien plus importante qu'en leur absence, et ce, pour l'ensemble des niveaux d'inductions sur cette région. De même, pour l'ensemble des cas étudiés, l'effet du compactage sur les pertes Fer croît avec la fréquence, Figure III- 22, sachant qu'à basse fréquence, Figure III- 22 – (a), un effet significatif est déjà visible dans le cas hétérogène. Les deux derniers points évoqués semblent indiquer un effet du compactage hétérogène sur les pertes par hystérésis mais aussi sur les pertes dynamiques. Ce dernier point sera approfondi par la suite. Notons enfin que dans le cas homogène, l'effet du compactage sur les pertes Fer est faible et semble être, d'après les mesures, considéré comme négligeable.

Pour rappel, il est important de garder à l'esprit que les analyses faites lors du développement de la maquette indiquaient l'apparition de contraintes parasites dans le plan des tôles qui allaient, *a priori*, tendre à améliorer les propriétés magnétiques. Si ces contraintes parasites ne semblent pas suffisantes pour masquer les effets dégradants du procédé de compactage, elles peuvent tout de même tendre à limiter légèrement ces effets.

Effet des différentes topologies d'intercalaires

Les mêmes mesures ont été réalisées sur les différents types d'intercalaires présentées précédemment, sur la Figure III- 5. L'effet sur le champ magnétique, Figure III- 23 – (a), et sur les pertes Fer, Figure III- 23 – (b), sont donnés ci-dessous pour une pression globale de 4 MPa. Les indices 6 et 12 représentent le nombre d'intercalaires et les indices *Para* (parallèle aux sens du flux) et *Ortho* (orthogonal au sens du flux) leurs orientations. Pour toutes les topologies, les tendances observées sont les mêmes que celles présentées précédemment. De plus, il apparaît clairement que le nombre d'intercalaires a une influence sur la variation des propriétés magnétiques : plus celui-ci est grand, moins les effets sur les propriétés magnétiques sont importants. Ce résultat est assez logique car plus le nombre d'intercalaires est important, plus on se rapproche de la configuration homogène qui est, d'après les résultats expérimentaux, le cas le moins dégradant mais aussi le cas pour lequel les contraintes locales sont les moins importantes.

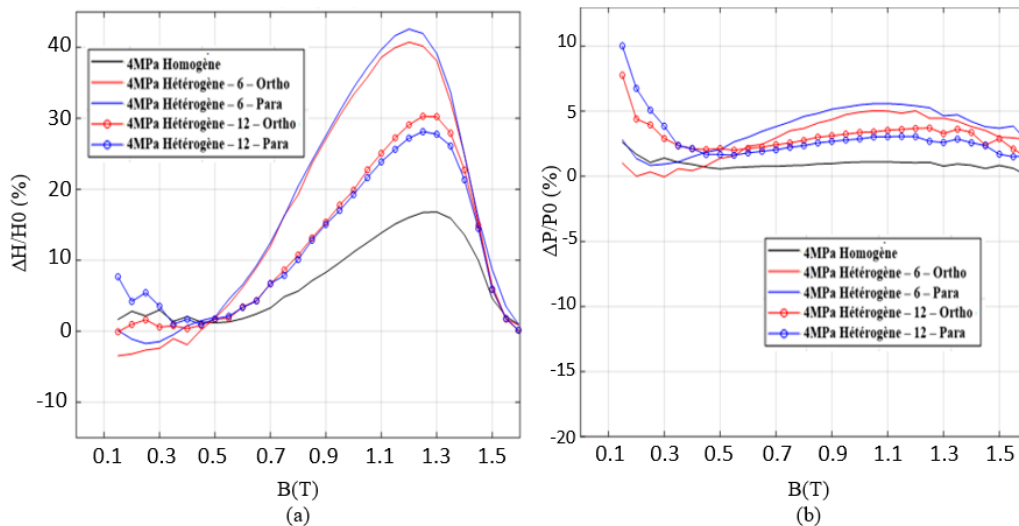


Figure III- 23 - Ecart relatif sur le champ magnétique (a) et sur les pertes Fer (b) - Plusieurs géométries d'intercalaires

Afin de comprendre les phénomènes observés précédemment, la répartition des contraintes mécaniques au sein du circuit magnétique, en présence du support intercalaires (D), (6 – Para, Figure III- 5), est étudiée. Pour une contrainte globale de compactage de 4 MPa, la répartition des contraintes dans le sens de la hauteur (\mathbf{u}_z), Figure III- 24, et dans le plan de la tôle que ce soit dans le sens du flux (\mathbf{u}_θ), Figure III- 25, ou orthogonalement au sens du flux (\mathbf{u}_r), Figure III- 26, sont données. Pour les mêmes raisons de symétries évoquées précédemment (paragraphe III. 1-C.3 - Figure III- 6), seule une partie du circuit magnétique est représentée. Dans le sens de la hauteur, la contrainte mécanique est localisée et significative sous les intercalaires puisqu'elle dépend directement de la surface de contact entre le circuit magnétique et les intercalaires. Il est intéressant d'observer qu'elle se propage sur toute la hauteur du circuit magnétique. Sa valeur maximale, sous les intercalaires est de l'ordre de -80 MPa, Figure III- 24. Toutefois, la présence d'intercalaires semble induire des contraintes mécaniques non négligeables dans le plan des tôles. En effet, sur la Figure III- 25, des contraintes de compression apparaissent parallèlement au sens du flux (\mathbf{u}_θ) et se propagent sous les intercalaires sur toute la hauteur du paquet de tôles. Ces contraintes sont de l'ordre de quelques MPa, ce qui, d'après la littérature, représente un niveau de contrainte qui dégrade notablement les propriétés magnétiques. Enfin, contrairement aux contraintes selon \mathbf{u}_z et \mathbf{u}_θ présentées précédemment dont la localisation était

principalement sous les intercalaires, d'après la Figure III- 26, la quasi-totalité du circuit magnétique semble être sous contraintes dans la direction radiale (\mathbf{u}_r). Certaines zones sont en compression (zones bleutées) ce qui va tendre, d'après les niveaux de contraintes (quelques MPa), à améliorer les propriétés. Par ailleurs, d'autres régions sont soumises à des contraintes en traction (zones vertes, oranges) qui elles vont tendre à dégrader les propriétés magnétiques. Les niveaux de contraintes dans les zones en traction semblent être supérieurs à ceux des zones en compression. Tout porte donc à croire que les contraintes induites selon \mathbf{u}_r vont également tendre, globalement, à dégrader les propriétés magnétiques.

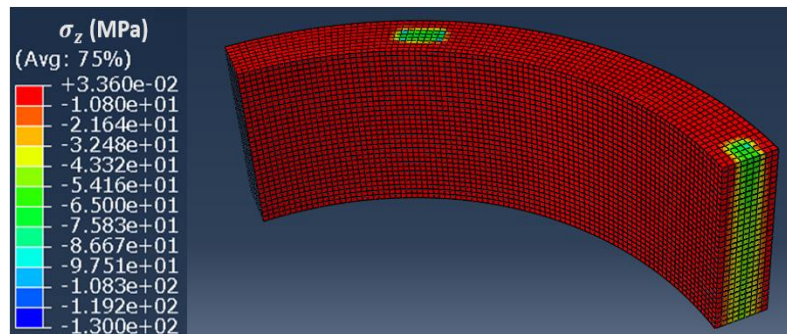


Figure III- 24 - Contraintes dans le sens de la hauteur - Présence d'intercalaires 6 - Para

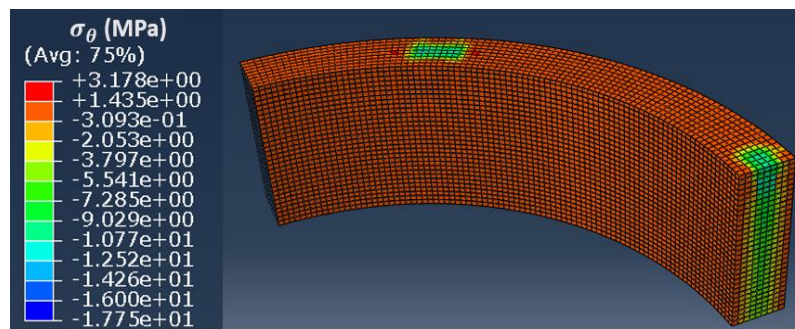


Figure III- 25 - Contraintes induites dans le sens du flux - Présence d'intercalaires 6 - Para

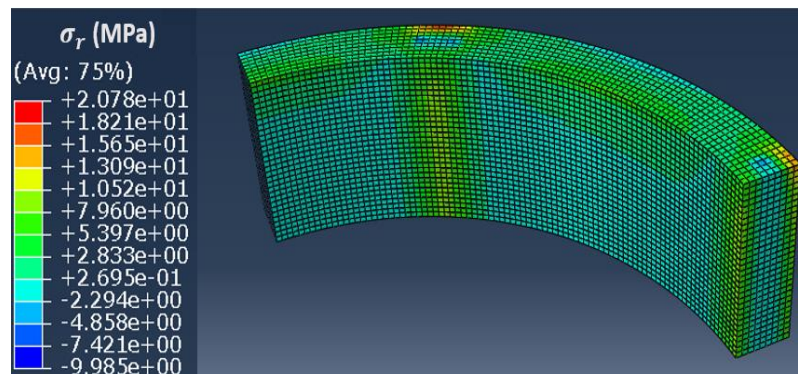


Figure III- 26 - Contraintes induites orthogonalement au sens du flux - Présence d'intercalaires 6 - Para

La présence d'intercalaires a donc une influence forte sur l'évolution des propriétés magnétiques sous l'effet du compactage. Cela est dû aux contraintes induites dans le plan de tôles de par la présence des intercalaires mais aussi, et c'est ce qui reste à confirmer encore expérimentalement, de par les contraintes dans le sens de la hauteur qui sont très importantes et localisées.

Les résultats expérimentaux, associés aux simulations numériques, mettent en lumière plusieurs phénomènes que l'on peut donc résumer ci-dessous.

- Les compactages homogène et hétérogène semblent avoir un effet sur les propriétés magnétiques. Le cas hétérogène est cependant bien plus dégradant que le compactage homogène.

- La dégradation des propriétés magnétiques en présence d'intercalaires est, au moins en partie, liée aux contraintes induites dans le plan du circuit magnétique par la présence des intercalaires.
- La répartition de la contrainte, dans le cas homogène, n'est pas idéale : il existe des contraintes parasites dans le plan qui sont relativement faibles mais pas forcément négligeables et dont il faut pouvoir s'affranchir ou évaluer les effets sur les observations globales. Elles tendent, *a priori*, à améliorer les propriétés magnétiques et à limiter les effets dégradants du procédé de compactage.
- Dans le cas homogène, le fait d'observer, d'une part, une dégradation de la loi de comportement magnétique et, d'autre part, quasiment aucun effet sur les pertes Fer n'est pas une observation triviale en matière d'analyse en se basant sur les connaissances de la littérature qui est principalement focalisée sur les effets des contraintes dans le plan des tôles. Cela demande donc plus d'investigation.

Si cette première maquette présente une approche expérimentale solide qui nous permet de mettre notamment en lumière l'effet de la présence des intercalaires au niveau de l'impact du procédé de compactage sur les propriétés magnétiques, les niveaux de contraintes globales atteints (4 MPa) et la variation atypique des propriétés magnétiques, principalement dans le cas homogène, nous poussent à effectuer une analyse plus fine du comportement de la maquette et éventuellement des modifications de celles-ci afin d'être capable de :

- **Discerner et quantifier clairement l'effet de la contrainte dans le sens de la hauteur (\mathbf{u}_z), sur une gamme de contraintes plus importante, de l'effet des contraintes induites dans le plan du circuit magnétique (\mathbf{u}_r ; \mathbf{u}_θ)**
- **Pouvoir aboutir à des modèles magnéto-mécaniques qui permettent de prendre en compte l'effet du compactage sur les propriétés magnétiques.**

III. 1-C.7) Analyse et amélioration de la maquette

La maquette initiale présente des axes d'améliorations. Premièrement, au niveau du centrage de l'ensemble, il était plus intéressant d'avoir une structure de pressage fixe. De fait, une topologie similaire à une presse a été choisie. Ainsi, la nouvelle structure, Figure III- 27, se compose d'un support fixe en acier dimensionné et soudé afin de résister aux efforts qui seront appliqués, Figure III- 27 – (a). L'ensemble de la maquette initiale, Figure III- 27 – (b), est fixé sur la partie haute du support à l'aide de la vis initialement utilisée pour effectuer le serrage de la maquette. Son rôle se limite ici à solidariser (avec un serrage modéré) et à centrer la structure de la presse avec le capteur d'effort. L'ensemble repose sur une plaque d'acier mobile, Figure III- 27 – (c), reposant elle-même sur un cric (hydraulique, Figure III- 27 – (d), ou mécanique) qui permet d'appliquer l'effort de compactage.

Ensuite, d'après les dimensions du circuit magnétique torique, le capteur d'effort ne permettait d'atteindre qu'un niveau global de contrainte de compactage de 4 MPa. Ceci étant, les contraintes locales induites en présence d'intercalaires sont significatives et peuvent atteindre plusieurs dizaines de MPa. L'un des enjeux étant d'identifier clairement l'effet de la contrainte dans le sens de la hauteur sur les propriétés magnétiques et d'aboutir à des modèles magnéto-mécaniques, il est intéressant de pouvoir effectuer les mesures sur une plage de contrainte plus importante en l'absence d'intercalaires. De fait, un capteur adapté, de la même géométrie et du même fournisseur que le capteur initialement utilisé, a été choisi afin de pouvoir appliquer un effort de compactage, en configuration homogène, allant jusqu'à 20 MPa sur le circuit magnétique. La conformité de ce dernier a été validée, *via* une machine de traction, sur son étendue de mesure nominale (Annexe 2).

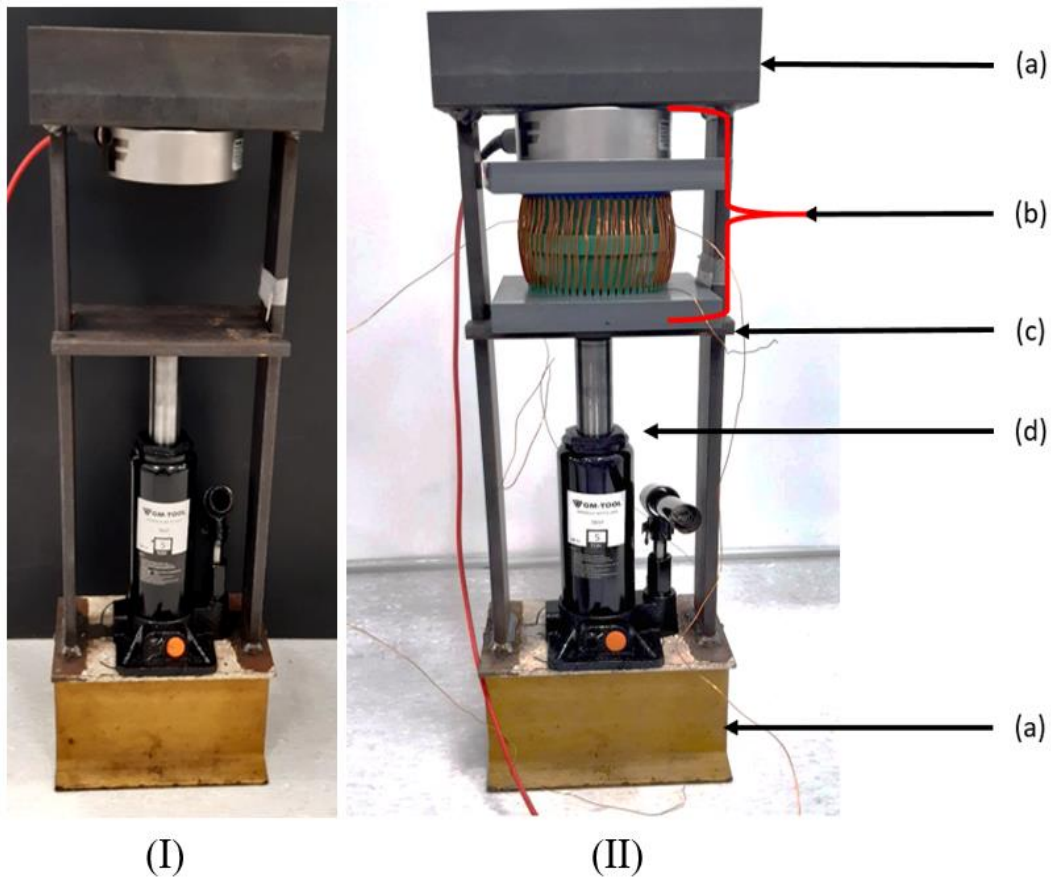


Figure III- 27 - Version finale de la maquette pour l'étude des effets du compactage – Structure de la presse seule (I) et structure complète (II) - Structure fixe de la presse (a), maquette initiale (b), plaque mobile en acier (c), cric hydraulique (d)

Troisièmement, il faut s'assurer de l'homogénéité de la répartition de l'effort au sein du circuit magnétique non plus seulement à partir des simulations numériques sous le logiciel Abaqus mais également en pratique. En effet, d'après les simulations mécaniques EF réalisées, Figure III- 11, nous pouvons supposer que la répartition de la contrainte est relativement homogène mais il est essentiel de pouvoir le valider en pratique. Pour cela, deux campagnes d'essais de métrologie ont été réalisées. Le dispositif de la première campagne est présenté sur la Figure III- 28 et sur la Figure III- 29. L'essai de métrologie est réalisé sur une machine à mesurer 3D de précision qui, à l'aide de palpeurs équipés de billes à leurs extrémités, va permettre de réaliser les mesures par contact avec la surface de la pièce étudiée. Le palpeur permet alors de déterminer la position de ce point de contact. En le faisant en plusieurs points, il est possible de reconstituer la pièce et, si la mesure se fait pour différents niveaux d'efforts de compactage, il sera possible de quantifier le déplacement de cette pièce en fonction des niveaux d'efforts atteints. L'objectif premier est de quantifier le déplacement des plaques de PVC l'une par rapport à l'autre, et ce, pour plusieurs niveaux de compactage. Une illustration du principe de mesure est donnée sur la Figure III- 28. Si, par exemple, les deux plaques se déplaçaient parfaitement parallèlement l'une par rapport à l'autre, on pourrait considérer que l'effort est appliqué de manière homogène. Pour cela, comme illustré sur la Figure III- 29, la position d'une quinzaine de points à la surface de chaque plaque est mesurée pour plusieurs niveaux de pressage (jusqu'à une contrainte globale de 20 MPa). A partir de ces points, la surface de la plaque est reconstituée par interpolation et, à l'aide de la méthode des moindres carrés, il est possible de construire le plan lisse moyen de ces deux surfaces, Figure III- 30. La surface obtenue par interpolation tient compte de la rugosité et des défauts de formes des plaques tandis que celle obtenue à partir de la méthode des moindres carrés représente uniquement l'orientation et la position globale de la plaque, Figure III- 30. Le repère (x, y, z) avec lequel on travaille est défini sur la Figure III- 32 – (I). Le défaut de forme est important et de l'ordre de quelques centaines de micromètres. Celui-ci s'obtient en calculant, à partir des mesures des palpeurs, la distance maximale

entre les points à la surface de la plaque par rapport à son plan lisse moyen. Ces défauts de forme rendent difficilement exploitables les mesures et la quantification de l'évolution du parallélisme des plaques en fonction de la contrainte de compactage car ces défauts sont supérieurs aux variations de déplacement que l'on souhaite mesurer (de l'ordre de quelques micromètres) pour valider l'homogénéité de la répartition de l'effort de compactage.

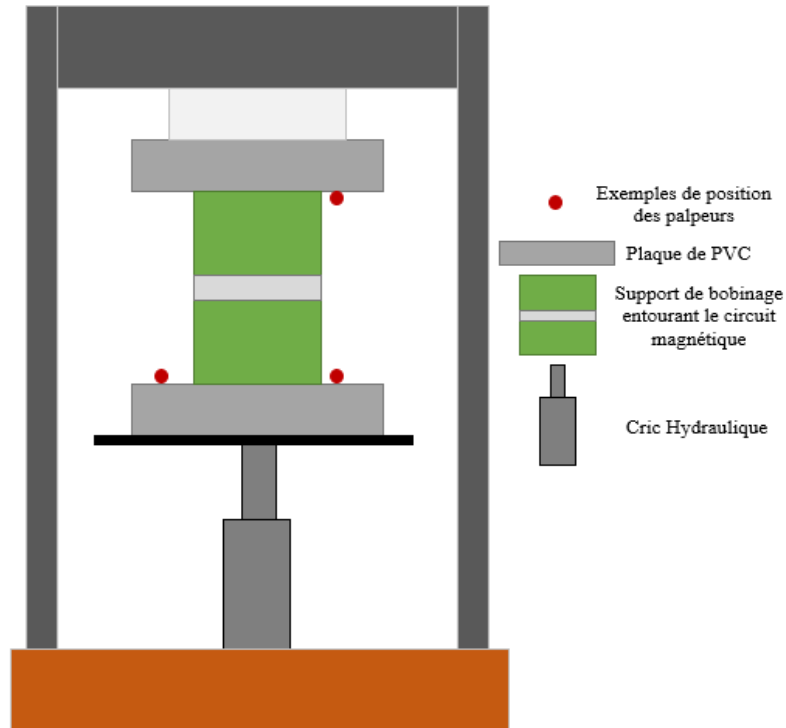


Figure III- 28 - Vue schématique de la mesure de position des plaques PVC pour un niveau de compactage donné

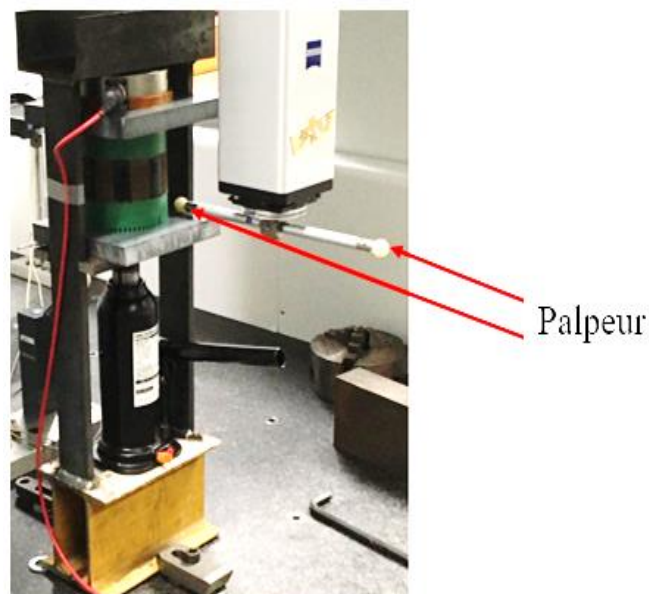


Figure III- 29 - Premiers essais de métrologie

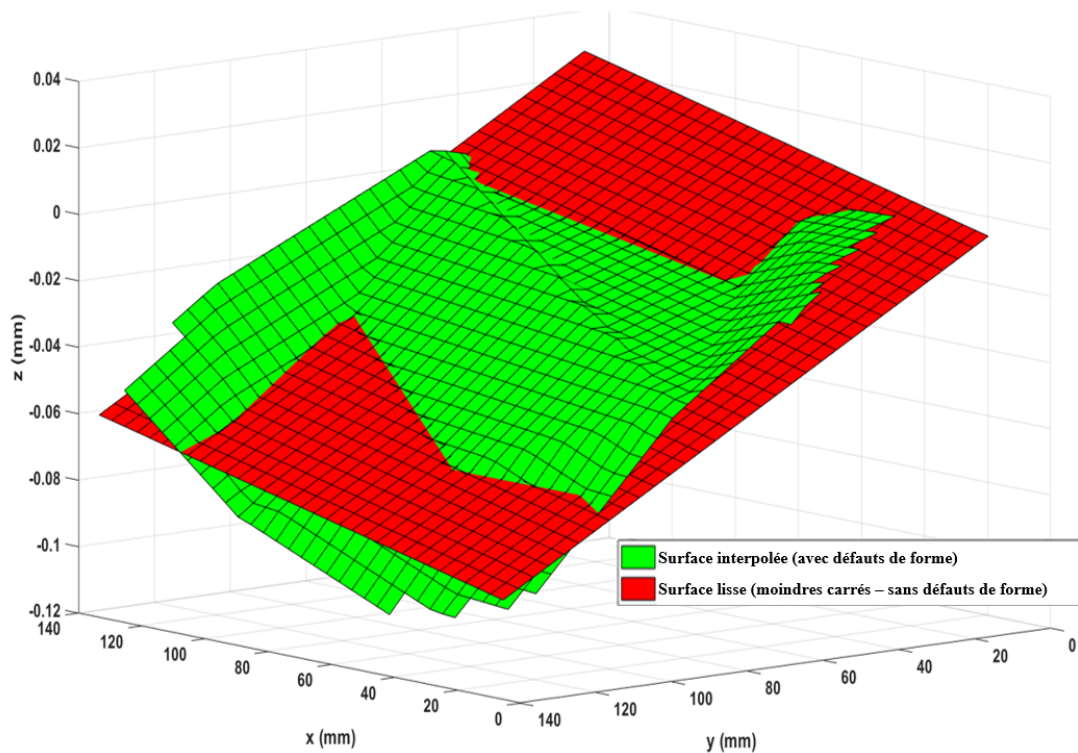


Figure III- 30 - Surface interpolée et Surface obtenue avec la méthode des moindres carrés - Plaque PVC basse

Enfin, un autre aspect permettant de qualifier la qualité de l'application de l'effort est relatif au centrage entre les supports de bobinage et le circuit magnétique : lors de l'usinage de ces supports, une partie torique extrudée sur quelques millimètres a été intégrée, avec un jeu de 0,2 mm au rayon, Figure III- 31, afin d'assurer le centrage entre les deux pièces. Ce jeu de 0,2 mm, de par la topologie du dispositif, vient en appui sur le périmètre intérieur du circuit magnétique et induit des contraintes parasites dans le plan. Cela explique notamment les contraintes importantes dans le plan au niveau du périmètre intérieur du circuit magnétique qui ont été évoquées précédemment et observées sur la Figure III- 12 et Figure III- 13. De même, dans cette configuration, une certaine hétérogénéité de la contrainte apparaissait dans le sens de la hauteur au sein du circuit magnétique, Figure III- 11.

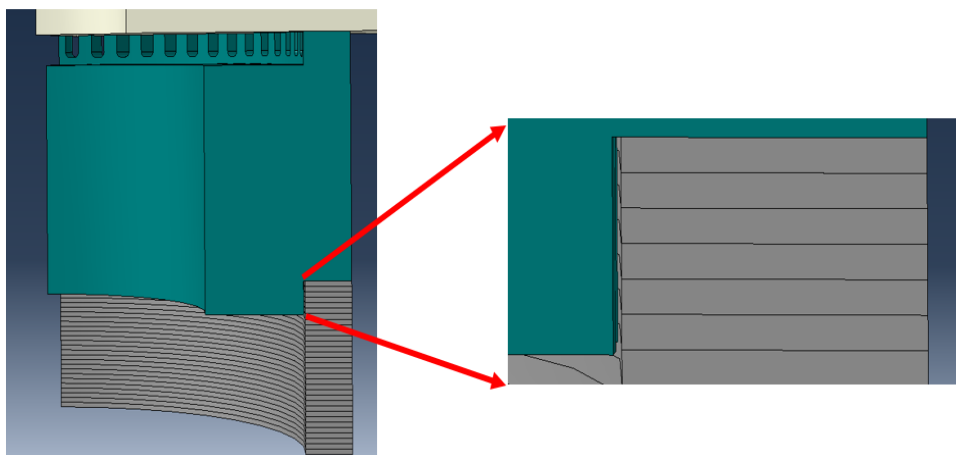


Figure III- 31 - Jeu de centrage entre le support de bobinage et le circuit magnétique

Ces analyses nous ont amenées à rectifier par usinage les plaques de PVC, afin que celles-ci soient parfaitement planes, et les supports de bobinage afin d'en supprimer le système de centrage initial. Le centrage se fera dorénavant par l'extérieur du circuit magnétique à l'aide d'une bague de centrage, Figure III- 32– (II). Cette bague a été dimensionnée afin de n'exercer aucune contrainte sur le périmètre extérieur du circuit magnétique.

III. 2 – Version finale de la maquette et du dispositif de tests

La version finale de la maquette, Figure III- 32, reprend donc la maquette initiale à laquelle on intègre toutes les modifications évoquées ci-dessus : nouvelle structure de pressage, usinage des pièces et centrage par l'extérieur. De nouveaux essais de métrologie ont donc été effectués afin de quantifier l'homogénéité de la répartition de l'effort au sein du circuit magnétique. Pour ces nouveaux essais, on utilise un circuit magnétique de hauteur moins importante (12 mm contre 42 mm précédemment). Ce choix s'explique pour la raison suivante : même si les tôles magnétiques font, théoriquement, 0,65 mm d'épaisseur, il existe une légère variabilité sur cette grandeur d'une tôle à l'autre (allant jusqu'à quelques micromètres). Plus le nombre de tôles est important, plus cette variabilité peut se propager. Ainsi, en réduisant le nombre de tôles, les essais de métrologies seront plus précis et on pourra quantifier avec une meilleure précision l'homogénéité de la répartition de l'effort induite par le nouveau dispositif de tests et les pièces usinées. On a donc opté pour une hauteur de 12 mm qui est la hauteur minimale pouvant être étudié avec cette maquette de par la géométrie des supports de bobinages et le dispositif de centrage.

III. 2-A) Présentation de l'essai de métrologie

Plutôt que de considérer le déplacement des deux plaques l'une par rapport à l'autre comme dans l'essai précédent, on s'intéresse aux supports de bobinage avec le même principe de mesure de leurs déplacements. En effet, ceux-ci étant plus proches du circuit magnétique, cela sera plus représentatif du comportement mécanique de ce dernier. Par ailleurs, les faces planes des supports n'étant pas accessibles pour une mesure directe de leurs déplacements, on réalise cette mesure sur 8 billes, de diamètre précisément connu au micromètre près (billes de roulement), déposées par collage sur leur périphérie extérieure (4 sur chaque support), Figure III- 32 – (b).

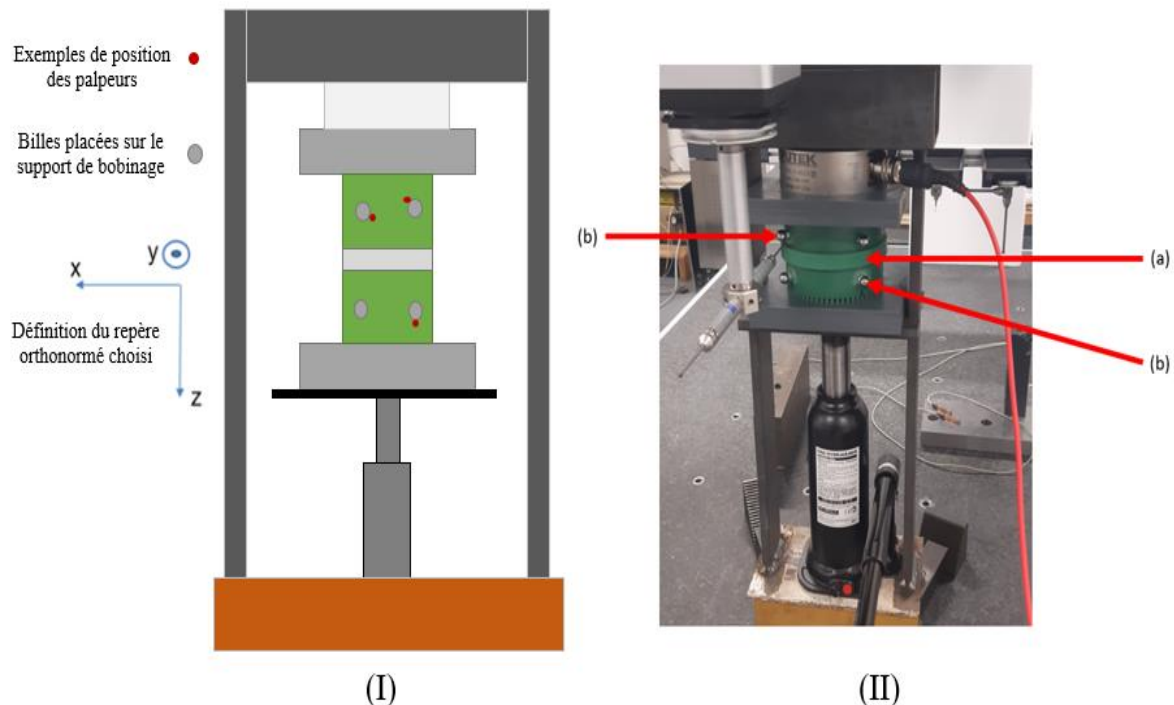


Figure III- 32 - Essais de métrologie sur la version finale de la maquette – Schématisation avec le repère associé (I) et photographie de l'essai en cours (II) - Bague de centrage (a) et palpeur (b)

Les palpeurs sont mis en contact de chaque bille pour mesurer sa position par rapport au repère (x, y, z) de référence, Figure III- 33. Pour chacune d'entre elles, le palpeur mesure entre 5 et 8 points de leur surface (selon l'espace disponible) et le logiciel de mesure associé reconstitue ainsi les positions des

billes à travers les coordonnées (x, y, z) de leurs centres. Les diamètres mesurés des billes sont très proches, à moins de $5 \mu\text{m}$, des diamètres théoriques fournis par les fabricants, ce qui est un point positif : si un écart trop grand avait été mesuré alors une erreur significative aurait été introduite au niveau du déplacement et de la position des supports. Aussi, à partir des coordonnées des centres des quatre billes de chaque support, il est possible de remonter à leurs positions avec la méthode des moindres carrés.

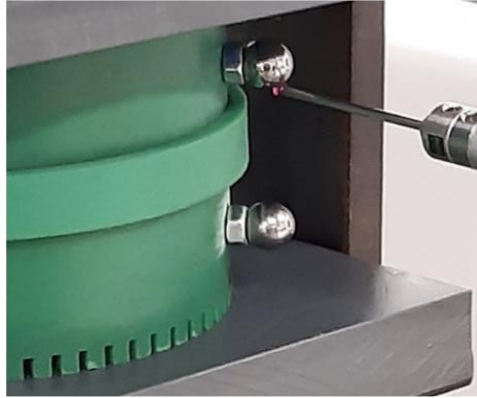


Figure III- 33 - Palpeur mesurant la position d'une bille

A partir de la position des supports pour chaque niveau de contraintes, l'objectif est de déterminer le torseur cinématique \mathbf{T} de chacun d'entre eux afin de pouvoir quantifier leurs déplacements. La première hypothèse est de considérer ces supports comme étant des solides indéformables. Leurs comportements mécaniques peuvent alors être caractérisés par le dit torseur dont les six composantes (u, v, w) et $(\alpha, \beta$ et $\gamma)$ représentent respectivement la translation et la rotation du solide selon les axes \mathbf{x} , \mathbf{y} et \mathbf{z} , (Eq. 53). Les indices 1 et 2 correspondront respectivement au support de bobinage haut et au support de bobinage bas.

$$\mathbf{T} = \begin{Bmatrix} u & \alpha \\ v & \beta \\ w & \gamma \end{Bmatrix} \quad (\text{Eq. 53})$$

On souhaite donc déterminer l'évolution de ces 6 composantes, considérées au centre du support, pour chacun d'entre eux et pour chaque niveau de contrainte par rapport à l'état initial sans contraintes. Pour cela à partir des positions de chaque bille, le déplacement de chaque support est déterminé pour plusieurs niveaux de contraintes de compactage. En considérant que l'on se place dans l'hypothèse de faibles déformations (on considère que les déformations des solides sont très petites devant leurs dimensions) et en mettant le problème sous forme matricielle, les composantes du torseur cinématique de chaque solide peuvent être déterminées par une résolution au sens des moindres carrés.

Revenons à notre objectif principal qui est de déterminer si, en pratique, la répartition de la contrainte est homogène au sein du circuit magnétique. Le torseur Δ , (Eq. 54), qui représente la différence entre le torseur cinématique du support haut et celui du support bas, est défini. Ce sont ces composantes $\Delta\alpha$ et $\Delta\beta$ qui nous intéressent car elles caractérisent la différence des rotations des deux supports autour des axes \mathbf{x} et \mathbf{y} et représentent donc une image de l'hétérogénéité de la contrainte de compactage. Sur la Figure III- 34, les évolutions de Δz , $\Delta\alpha$ et $\Delta\beta$ en fonction de la contrainte de compactage sont tracées. Les contraintes globales appliquées vont de 2 MPa à 11 MPa. La variation de Δz , Figure III- 34 – (a), entre ces deux niveaux de contraintes est d'environ $83,35 \mu\text{m}$. Afin d'estimer l'hétérogénéité de la répartition de l'effort de compactage, on s'intéresse à la proportion de la variation de Δz qui peut être imputée aux rotations $\Delta\alpha$ et $\Delta\beta$.

Concernant l'évolution de $\Delta\alpha$ et $\Delta\beta$, on observe respectivement une variation de 0,019 milliradians et de 0,095 milliradians. Sachant qu'une rotation d'un milliradian induit une variation de hauteur d'un millimètre sur une longueur d'un mètre et sachant que le diamètre extérieur de notre circuit magnétique et de nos supports de bobinages est de 100 mm, les angles de 0,019 milliradians et de 0,095 milliradians induisent respectivement une variation de hauteur de $1,9 \mu\text{m}$ et de $9,5 \mu\text{m}$. Ces dernières

représentent donc 2,3% et 11,4% de la variation Δz . De ce fait, les rotations $\Delta\alpha$ et $\Delta\beta$ représentent, au maximum, un peu moins de 14% de la variation de hauteur Δz . Si, maintenant, on raisonne sur le rayon et non plus sur le diamètre, cela veut dire que **l'effort de compactage se répartit de manière homogène à $\pm 7\%$** . De ce fait, pour une contrainte de compactage de l'ordre de 10 MPa par exemple, on peut considérer que l'ensemble du circuit magnétique subira une contrainte dans le sens de la hauteur comprise entre 9,3 et 10,7 MPa. Cette variabilité de $\pm 7\%$ est satisfaisante, d'une part parce qu'elle se situe dans l'ordre de grandeur de l'hétérogénéité donnée par les résultats de simulations mécaniques EF Abaqus après avoir usiné le centrage intérieur, Figure III- 35, et qui est donc inhérente à la topologie de la maquette. D'autre part parce qu'il est difficile, en pratique, de faire mieux vu les distances en jeu (quelques μm). La maquette est considérée comme validée et l'on considère que ces variations restantes sur la répartition de la contrainte au sein du circuit magnétiques n'auront pas d'effets significatifs sur les résultats obtenus.

$$\Delta = \begin{Bmatrix} u_H - u_B & \alpha_H - \alpha_B \\ v_H - v_B & \beta_H - \beta_B \\ w_H - w_B & \gamma_H - \gamma_B \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \Delta u & \Delta\alpha \\ \Delta v & \Delta\beta \\ \Delta w & \Delta\gamma \end{Bmatrix} \quad (\text{Eq. 54})$$

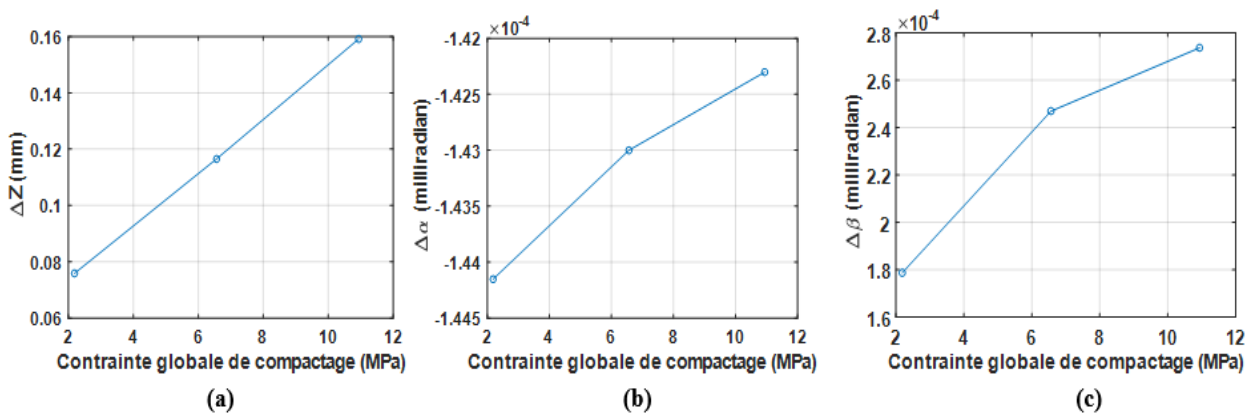


Figure III- 34 - Δz (a), $\Delta\alpha$ (b) et $\Delta\beta$ (c) en fonction de l'effort de compactage lors de l'essai de métrologie

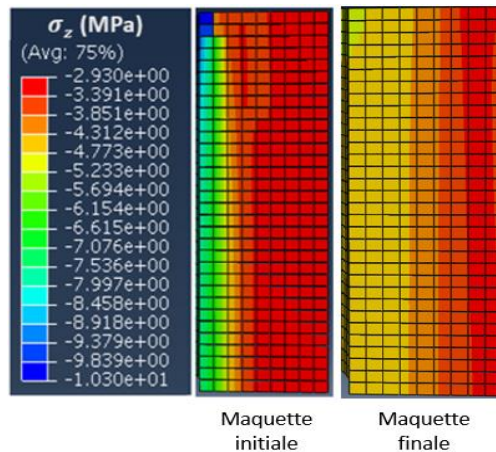


Figure III- 35 - Contrainte σ_z dans le circuit magnétique sur la version initiale et la version finale de la maquette (après avoir usiné le centrage entre les supports de bobinage et le circuit magnétique)

III. 2-B) Nouvelles mesures et résultats avec la version finale de la maquette

De nouvelles mesures sont réalisées en suivant le protocole expérimental établi dans la partie III. 1-C.5. Pour rester dans les mêmes conditions que lors de l'essai de métrologie, ces mesures seront faites sur le même circuit magnétique de 12 mm de hauteur. Les simulations EF Abaqus seront évidemment adaptées à ce circuit magnétique. Sur la Figure III- 36, l'effet du compactage homogène sur la courbe normale pour une gamme de contrainte de compactage allant de 0 à 20 MPa est donné. Les tendances sont similaires à celles observées sur la première version de la maquette, ce qui permet de

consolider les résultats, avec un effet significatif du compactage sur la courbe d'aimantation dans la région du coude de saturation. On notera également que cet effet est plus notable que pour la version initiale de la maquette. Concernant l'effet sur les pertes Fer, Figure III- 37, les tendances ne sont pas tout à fait les mêmes puisque, sur la version initiale de la maquette, un effet quasiment nul à moyennes et hautes inductions pour différentes fréquences (5 Hz, 50 Hz et 250 Hz) était observé avec parfois, à basse induction, une diminution des pertes Fer. Ici, même si l'effet reste relativement faible, il est plus prononcé qu'auparavant et on observe uniquement une augmentation des pertes Fer. Les résultats donnés sur la Figure III- 37 montrent également une augmentation de la dégradation avec la montée en fréquence.

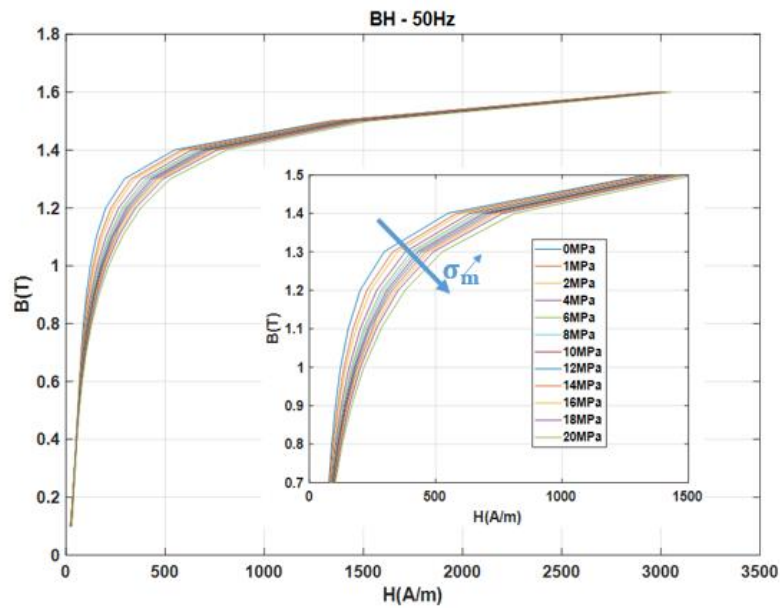


Figure III- 36 - Effet de la contrainte de compactage sur la loi de comportement magnétique - Homogène - Version finale de la maquette

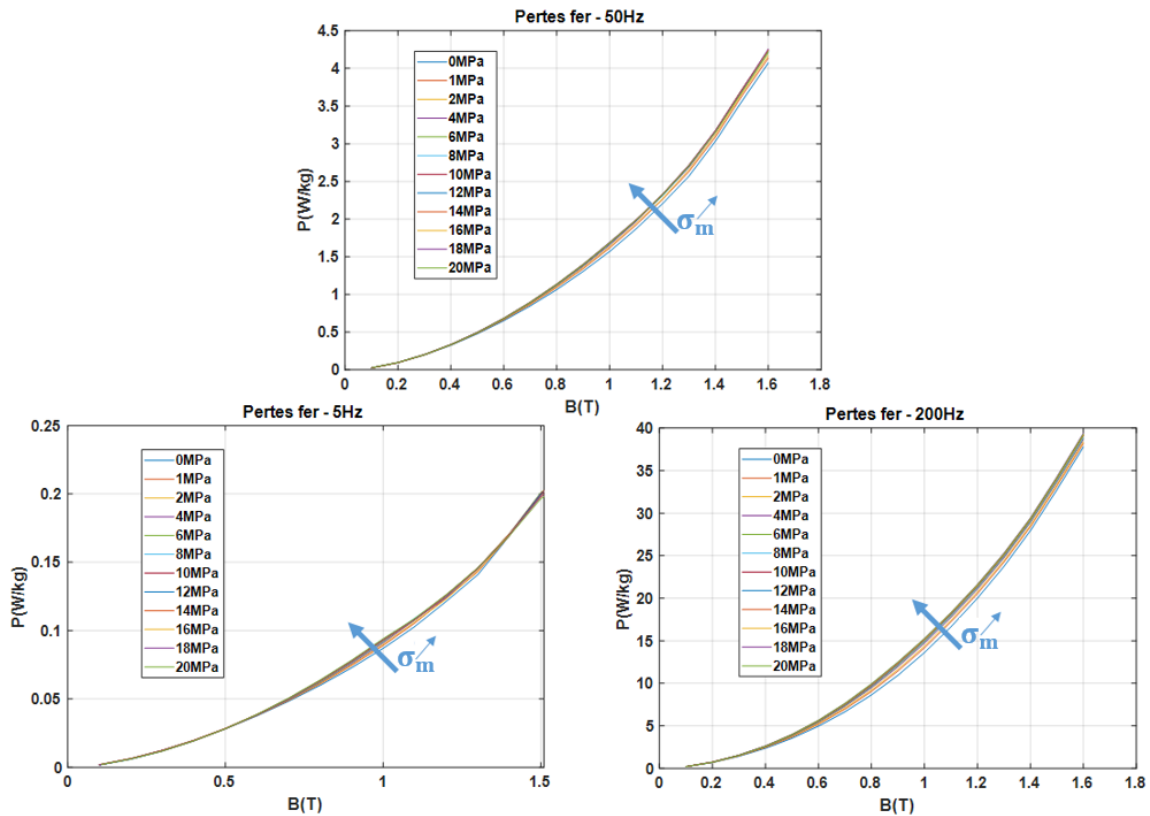


Figure III- 37 - Effet de la contrainte de compactage sur les pertes Fer à 5 Hz, 50 Hz et 200 Hz

Les variations relatives, en fonction de la contrainte de compactage, du champ magnétique et des pertes Fer sont illustrées sur la Figure III- 38 et sur la Figure III- 39. Cela confirme ce qui a été indiqué ci-dessus : les tendances sont similaires à celles observées sur la précédente maquette mais l'effet du compactage est bien plus dégradant sur les propriétés magnétiques que pour la maquette initiale, Figure III- 40. Ce qui est cohérent avec la réduction des contraintes parasites, qui tendaient à améliorer les performances magnétiques, effectuées entre la version initiale et cette version de la maquette. De plus, une tendance à la stabilisation de l'effet du compactage homogène à partir d'une dizaine de MPa est observée, Figure III- 39. Par ailleurs, les résultats obtenus sur cette maquette présentent une très bonne répétabilité, inférieure à 1%.

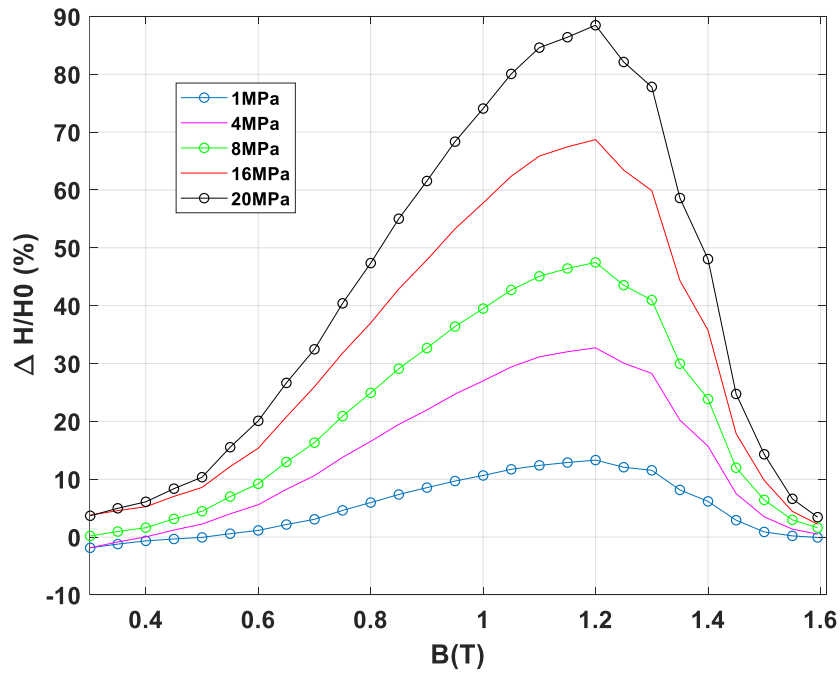


Figure III- 38 - Ecart relatif sur le champ magnétique en fonction de la contrainte de compactage - Homogène - Maquette Finale

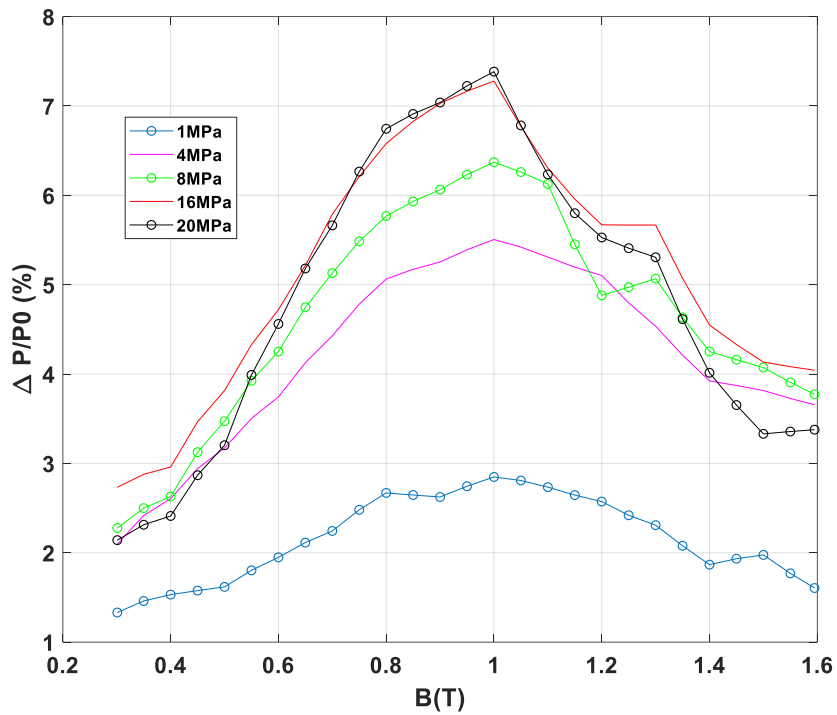


Figure III- 39 - Ecart relatif sur les pertes Fer en fonction de la contrainte de compactage - Homogène - Maquette finale

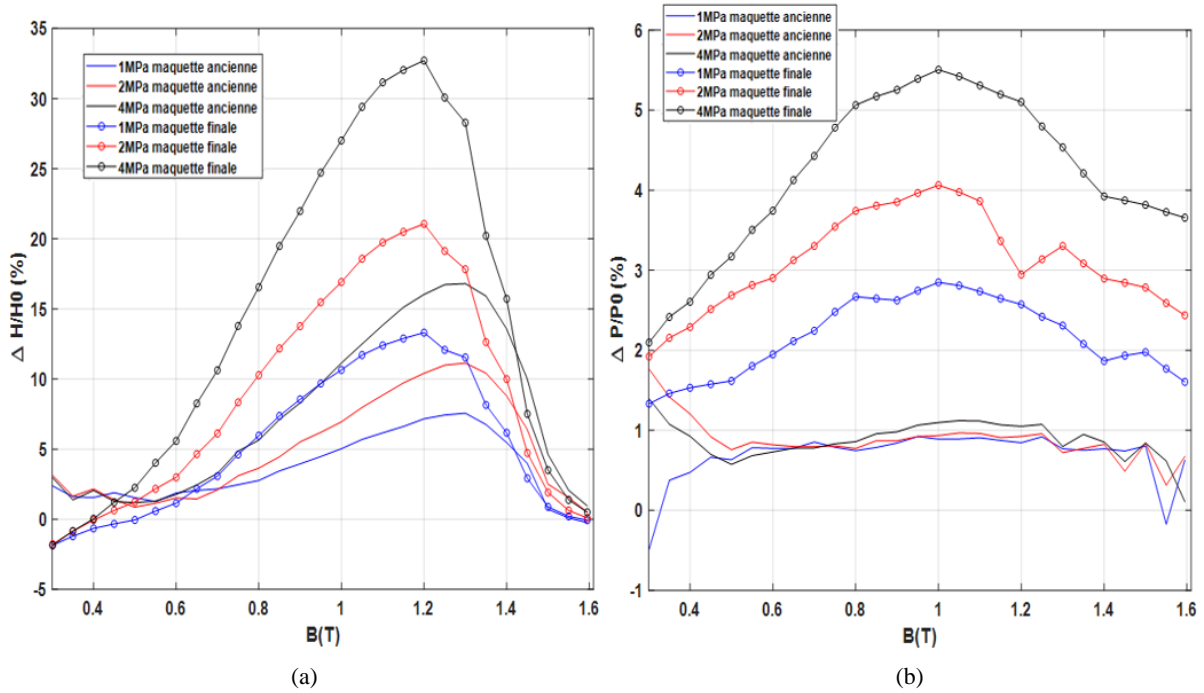


Figure III- 40 - Comparaison de l'effet du compactage homogène sur le champ magnétique (a) et sur les pertes Fer (b) entre la version intermédiaire (traits continus) et la version finalisée de la maquette (traits avec motifs)

Il est intéressant de rappeler que les résultats observés (dégradation significative uniquement dans le coude de saturation avec un effet limité et saturant sur les pertes Fer) ne sont pas classiques : ils sont notamment très différents de ce qui est observé dans le cas de contraintes mécaniques dans le plan des tôles où les pertes Fer sont également significativement impactées et où la courbe normale est impactée sur une gamme d'induction plus importante, dès les faibles champs.

III. 2-C) Décomposition des pertes Fer

L'objectif ici est de quantifier l'effet du compactage sur les différentes composantes de pertes Fer issues de l'approche proposée par Bertotti afin de pouvoir mieux quantifier et appréhender l'effet du compactage sur les pertes Fer. On rappelle que celui-ci décompose les pertes Fer comme étant la somme des pertes statiques (par hystérésis), des pertes classiques (courants de Foucault) et des pertes excédentaires. Pour cela, une hypothèse est faite au préalable selon laquelle les pertes classiques ne varient pas en fonction de l'effort de compactage **sur la plage de contrainte** étudiée (faibles efforts). Pour valider cette hypothèse, considérons d'abord l'expression des pertes classiques sous une excitation sinusoïdale, donnée ci-dessous, (Eq. 55).

$$P_{\text{class}} = \frac{\pi^2}{6} \cdot \sigma \cdot d^2 \cdot (B_{\text{max}}f)^2 \quad (\text{Eq. 55})$$

Les paramètres pouvant conduire à une modification des pertes classiques sont donc la conductivité électrique (σ) et l'épaisseur de la tôle (d). Dans le cas de cette dernière, un calcul mécanique simple permet de vérifier sa variation négligeable. En effet, le module de Young de l'acier valant approximativement 211 GPa et les efforts appliqués étant de l'ordre de 20 MPa en contrainte homogène et de 80 MPa, localement, avec la présence d'intercalaires, on peut ainsi estimer la variation de l'épaisseur d induite par l'effort de compactage à l'aide de la loi de Hooke : $\sigma_m = \varepsilon \cdot E$. Pour une contrainte légèrement surestimée de 100 MPa, la variation théorique Δd de l'épaisseur de 0,048 %, (Eq. 56), qui reste négligeable en matière d'impact sur les pertes classiques.

$$\Delta d = \frac{\sigma_m}{E} = \frac{0,1}{211} \approx 0,048 \% \quad (\text{Eq. 56})$$

Dans le cas de la conductivité électrique du matériau, celle-ci ne devrait pas varier sous l'effet de la contrainte, du moins dans la gamme d'efforts considérée. Afin de s'en assurer expérimentalement, on considère une tôle rectangulaire (30 mm x 300 mm) issue du même rouleau que les tôles utilisées pour le circuit magnétique étudié dans le cadre de l'étude de l'effet du compactage. Cette tôle est placée sous la presse et la résistance électrique de la tôle est mesurée à l'aide d'un nano-ohmmètre et de la méthode des 4 pointes [18] pour plusieurs niveaux d'effort de compactage. En remontant à la conductivité électrique, on constate que sa variation, pour les niveaux appliqués est largement en dessous de la répétabilité du banc de mesures. Cela valide donc notre hypothèse selon laquelle les pertes classiques n'évoluent pas avec la contrainte de compactage.

Ainsi, dans le modèle de pertes Fer de Bertotti (Eq. 57) on considère le coefficient k_c constant (identifié à partir des essais sans contraintes) et on cherche à identifier les coefficients k_h , α et k_{exc} en fonction de la contrainte de compactage.

$$P_{fer} = k_h \cdot B_{max}^\alpha \cdot f + k_c \cdot (B_{max}f)^2 + k_{exc} \cdot (B_{max}f)^{3/2} \quad (\text{Eq. 57})$$

Pour cela, un ajustement des paramètres est réalisé numériquement à partir des caractérisations magnétiques effectuées sur la plage d'induction allant de 0,1 T à 1,6 T et sur la plage fréquentielle allant de 5 Hz à 300 Hz. La première étape consiste à extrapoler l'énergie spécifique (P_{fer}/f) à fréquence nulle puisque cela représente les pertes statiques. En pratique, et pour chaque niveau de contrainte, on considère l'extrapolation à 0 Hz à partir des mesures basses fréquences (jusqu'à 50 Hz) afin d'ajuster les paramètres k_h et α . Les pertes dynamiques (pertes classiques et excédentaires) sont identifiées, tout d'abord en l'absence de contraintes, à partir du modèle de Bertotti en faisant la différence entre les pertes totales et les pertes par hystérésis. Puis les pertes classiques sont fixées et le paramètre k_{exc} est déterminé pour chaque niveau de compactage. Cela permet donc de tracer l'évolution des coefficients k_h , α et k_{exc} en fonction de ces niveaux.

Si l'évolution des pertes excédentaires, pour un niveau d'induction donné, a la même tendance que l'évolution du coefficient k_{exc} (puisque $P_{exc} = k_{exc}(B_{max} \cdot f)^{3/2}$), l'évolution des pertes hystérésis, elle, dépend de deux paramètres dont l'un est exposant du niveau d'induction ($P_{hyst} = k_h B_{max}^\alpha f$). On trace donc l'évolution des pertes par hystérésis divisées par la fréquence pour trois niveaux d'induction, Figure III- 42, ainsi que l'évolution du coefficient k_{exc} , Figure III- 41, en fonction de la contrainte de compactage. Les pertes par hystérésis (notamment à basses et moyennes inductions) et les pertes excédentaires sont impactées. Pour un niveau d'1,5 T, les pertes par hystérésis sont peu voir pas impactées, Figure III- 42. Dans les deux cas, les évolutions des coefficients de pertes présentent un effet de seuil (à partir de 5/10 MPa pour les pertes par hystérésis et de 15/20 MPa pour les pertes excédentaires) qui traduit bien la saturation observée expérimentalement sur la Figure III- 39.

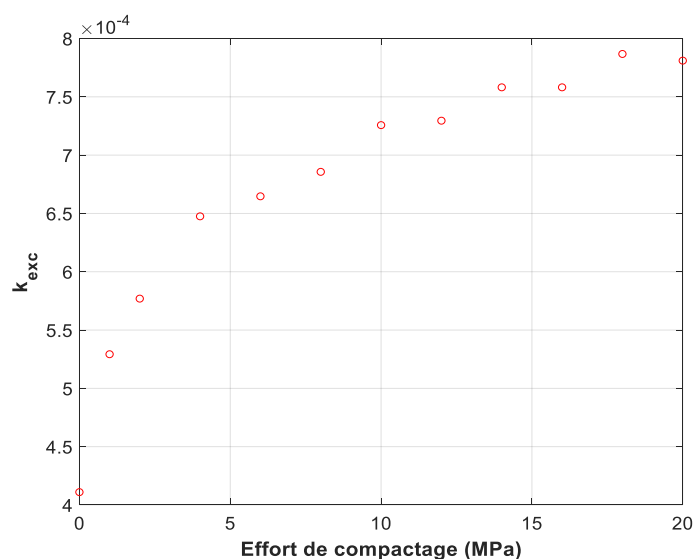


Figure III- 41 - Evolution du coefficient des pertes excédentaires k_{exc} en fonction de la contrainte de compactage

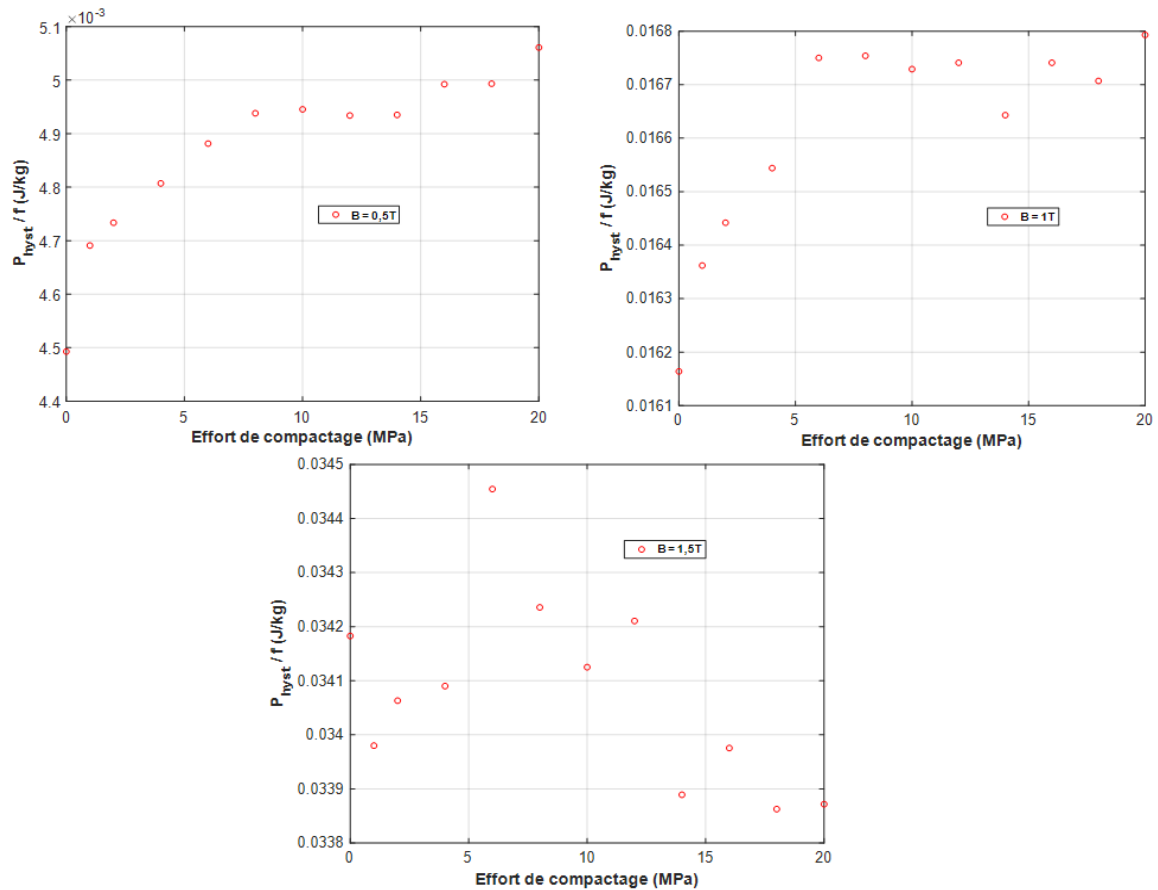


Figure III- 42 - Evolution des pertes par hystérésis divisées par la fréquence d'excitation en fonction de la contrainte de compactage pour les niveaux d'inductions de 0,5T, 1T et 1,5T

III. 2-D) Effet avec intercalaires

Des caractérisations magnétiques en présence d'intercalaires (support intercalaire (D), Figure II- 5), ont également été réalisées sur cette version finale de la maquette. Les résultats en matière de variations relatives des grandeurs physiques d'intérêt sont donnés sur la Figure III- 43 et la Figure III- 44, pour respectivement la courbe normale à 50 Hz et les pertes Fer à plusieurs niveaux de fréquences. Les résultats sont similaires à ceux obtenus sur la précédente maquette, bien que plus significatifs.

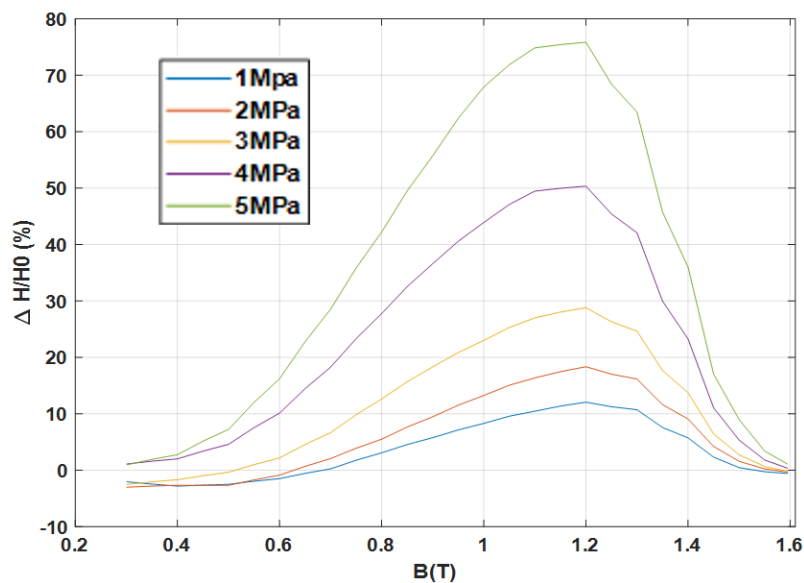


Figure III- 43 - Ecart relatif sur le champ magnétique, support intercalaires – 6 - Para, 50Hz

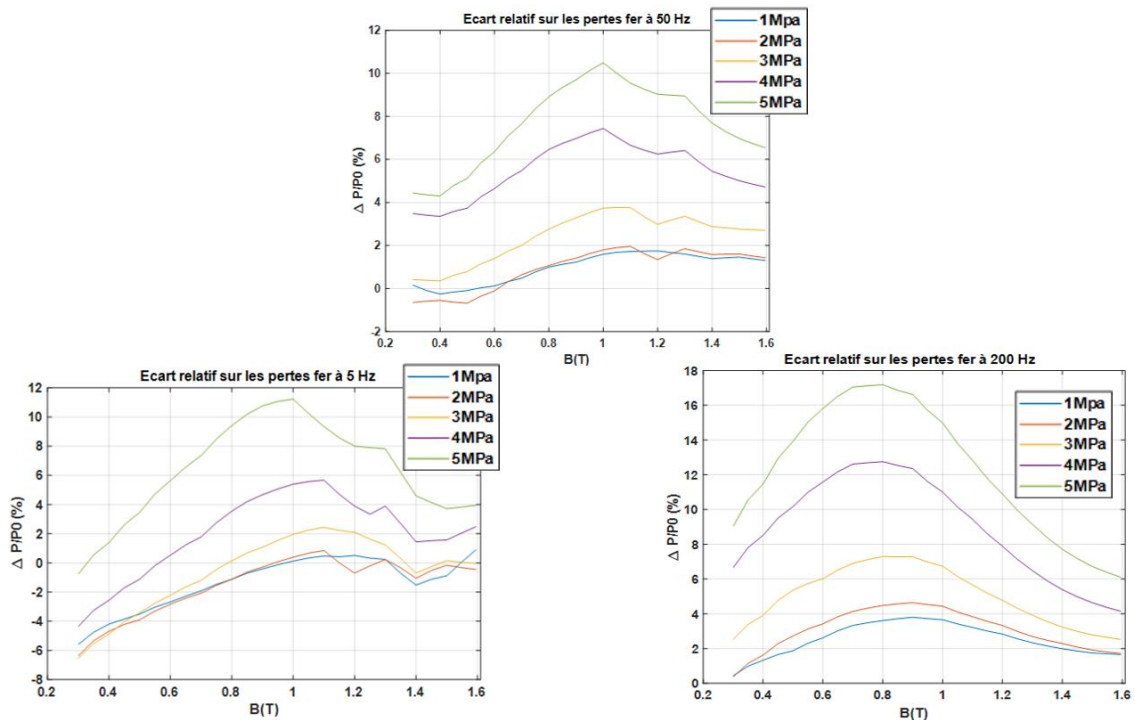


Figure III- 44 - Ecart relatif sur les pertes Fer, support intercalaires – 6 - Para, à 50Hz, 5Hz et 200 Hz

Ces résultats permettent de consolider ce que nous avons dit au préalable : pour un même niveau de contrainte globale de compactage, la configuration avec intercalaires est significativement plus dégradante que la configuration homogène. Il serait alors intéressant de réaliser une campagne d’essais expérimentaux sur un autre grade de tôle, de plus faible épaisseur.

III. 2-E) Effet du compactage sur des tôles de plus faible épaisseur

Afin d’étudier l’effet du compactage sur des tôles moins épaisses, des échantillons du grade M330-35A ont été considérées. Ces échantillons, d’épaisseur 0,35 mm (contre 0,65 mm pour les tôles étudiées précédemment), ont également été découpés par électroérosion à fil et ont exactement les mêmes dimensions que les précédents tores sur lequel l’ensemble de l’étude a été effectué. La presse développée pour étudier l’effet du compactage a donc été utilisée sur ces tôles, dans le cas d’une répartition homogène de la contrainte, pour une gamme de contrainte allant de 0 à 18 MPa. Les résultats, donnés dans l’Annexe 3, présentent exactement les mêmes tendances sur le champ magnétique et sur les pertes Fer que celles observées pour les tôles M400-65A. Toutefois, les effets du compactage sont, quantitativement, plus significatifs.

De plus, à l’aide d’une attaque chimique et d’un polissage, à la fois sur la tôle M400-65A et sur la tôle M330-35A dont sont issus les échantillons étudiés dans ce chapitre, nous avons pu déterminer la taille moyenne des grains qui les composent. Les images, obtenues au microscope, présentant ces résultats sont également dans l’Annexe 4. Les tailles moyennes mesurées des grains sont de l’ordre de 150 μm et de 100 μm , respectivement pour la tôle M400-65A et pour la tôle M330-35A. La variation quantitative de l’effet du compactage sur ces deux grades peut, potentiellement, s’expliquer par cette variation. Cependant, le comportement des pertes Fer étant complexe puisque, d’une part, les pertes excédentaires augmentent en racine carré de la taille de grain, [15], et d’autre part, les pertes par hystérésis augmentent quant à elles comme l’inverse de la racine carré de la taille de grain, [15], il est difficile d’extrapoler l’influence de ce paramètre sur l’effet du compactage même si ces derniers semblent avoir un lien. Cette problématique doit être abordée d’un point de vue énergétique et nous n’avons pas d’élément, d’après nos travaux ou ceux existant dans la littérature, sur ce point. Cela représente une perspective intéressante de travail. Finalement, ce résultat conforte ce que nous avons

précédemment démontré sur l'effet du compactage, montrant que ce champ de recherche doit encore être investigué.

III. 3 – Des résultats expérimentaux aux modèles

III. 3-A) Analyse et objectifs

Les résultats expérimentaux que nous venons de présenter démontrent que l'effet de la contrainte mécanique appliquée dans le sens de la hauteur est différent de celui de la contrainte mécanique appliquée dans le plan et si ces résultats requièrent une analyse plus poussée, dans le cadre de ces travaux, l'objectif est de les exploiter pour mettre en place des modèles magnéto-mécaniques adaptés. Ils doivent résulter d'un bon compromis entre facilité de mise en œuvre et précision. **Ainsi, l'idée de travailler avec une contrainte scalaire équivalente semble être une piste intéressante.**

Cependant, si on considère par exemple le modèle de contrainte équivalente développé par O. Hubert et L. Daniel (Eq. 35) à (Eq. 39)) [64] qui est valable pour des faibles niveaux de contraintes (cas dans lequel on se trouve), on constate que celui-ci n'est pas adapté à notre cas : ce modèle considère que l'effet de la contrainte dans le sens de la hauteur est le même que celui des contraintes dans le plan des tôles, ce qui n'est expérimentalement pas le cas. De plus, si l'on considère que le flux magnétique est systématiquement appliqué dans le plan des tôles dans les parties actives des machines électriques et que, dans le sens de l'épaisseur, on ne peut qu'appliquer des contraintes de compression, la construction du modèle de contrainte équivalente d'O. Hubert et de L. Daniel implique nécessairement que la contrainte de compression dans le sens de l'épaisseur tend à améliorer les propriétés magnétiques (car la contrainte de compression orthogonalement au sens du flux induirait de la traction dans le sens du flux), ce qui n'est pas non plus le cas expérimentalement. Ces différences sont, potentiellement et en partie, liées à la géométrie de notre dispositif (épaisseur des tôles très faible devant les dimensions dans le plan) qui est différente des hypothèses faites dans le développement du modèle évoqué.

Il est donc nécessaire de développer un modèle magnéto-mécanique capable de prendre en compte l'effet du compactage, qu'il soit homogène ou hétérogène, ce qui revient à être capable de prendre en compte l'effet de contraintes tridimensionnelles (dans le plan des tôles et dans le sens de l'épaisseur) et anisotropes (effet des contraintes dans le plan des tôles différent des contraintes dans le sens de l'épaisseur).

III. 3-B) Contribution de chaque contrainte

Notre première idée est d'estimer l'effet, sur les propriétés magnétiques, des contraintes induites dans le plan (de par la présence des intercalaires) en comparaison de l'effet des contraintes dans le sens de la hauteur. L'approche consiste donc, dans un cas, à négliger les contraintes dans le sens de la hauteur et dans l'autre cas, à négliger les contraintes dans le plan.

Dans un premier temps, on considère le modèle d'O. Hubert et de L. Daniel en négligeant la contrainte dans le sens de la hauteur ($\sigma_{zz} = 0$). De plus, d'après les simulations EF mécaniques, on considère que les contraintes de flexions sont nulles ($\sigma_{r\theta} = \sigma_{rz} = \sigma_{\theta z} = 0$) et que le tenseur des contraintes est symétrique ($\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$). Dans ce cas (**cas 1**), le tenseur (Eq. 12) des contraintes ne tient compte que des contraintes dans le plan de la tôle. La contrainte équivalente s'obtient donc à partir du modèle considéré par les équations ((Eq. 58) et (Eq. 59)). Dans un second temps (**cas 2**), les contraintes dans le plan et les contraintes de flexion sont négligées, (Eq. 60).

$$\underline{\text{Cas 1}} : \boldsymbol{\sigma}_m = \begin{pmatrix} \sigma_{rr} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\theta\theta} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (\text{Eq. 58}) \quad \sigma_{eq} = \frac{3}{2} {}^t\mathbf{h} \cdot \boldsymbol{\sigma}_m \cdot \mathbf{h} - \frac{1}{2} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}_m) \quad (\text{Eq. 59})$$

$$\underline{\text{Cas 2}} : \sigma_{eq} = \sigma_{zz} \quad (\text{Eq. 60})$$

Dans les deux cas évoqués, il faut mettre en place des modèles magnéto-mécaniques afin de pouvoir prendre en compte l'effet de ces contraintes sur les propriétés magnétiques, que l'on soit dans le **cas 1** ou dans le **cas 2**. La prochaine partie consiste en l'identification de ces modèles.

III. 3-C) Identification des modèles magnéto-mécaniques

III. 3-C.1) Identification du modèle de loi comportement magnéto-mécanique dans le **cas 1** – Modèle de Jiles-Sablik

Afin de tenir compte par la suite de la loi de comportement magnéto-mécanique dans le calcul magnétique, le modèle magnéto-élastique de Jiles-Sablik, Figure I- 22, est considéré. Celui-ci étant valable dans le cas de contraintes mécaniques appliquées dans le sens du flux, il faut identifier les paramètres de ce modèle à partir de caractérisation expérimentales de la courbe normale sous contraintes appliquées dans le sens du flux. La plage de contraintes choisie est la suivante : [- 40 MPa ; + 40 MPa]. Les mesures ont été réalisées sur le banc de caractérisation prévu à cet effet, développé par l'entreprise Brockhaus Measurement, Figure III- 45. Les résultats expérimentaux sont donnés, pour les contraintes de traction ($\sigma_m > 0$) sur la Figure III- 46, et, pour les contraintes de compression ($\sigma_m < 0$) sur la Figure III- 47. Les résultats obtenus sont en accord avec la littérature pour ces niveaux de contraintes (amélioration puis dégradation en traction et dégradation plus significative en compression).



Figure III- 45 - Banc de caractérisation magnétique sous contrainte mécanique de traction ou de compression dans le sens du flux magnétique – Single Sheet Tester

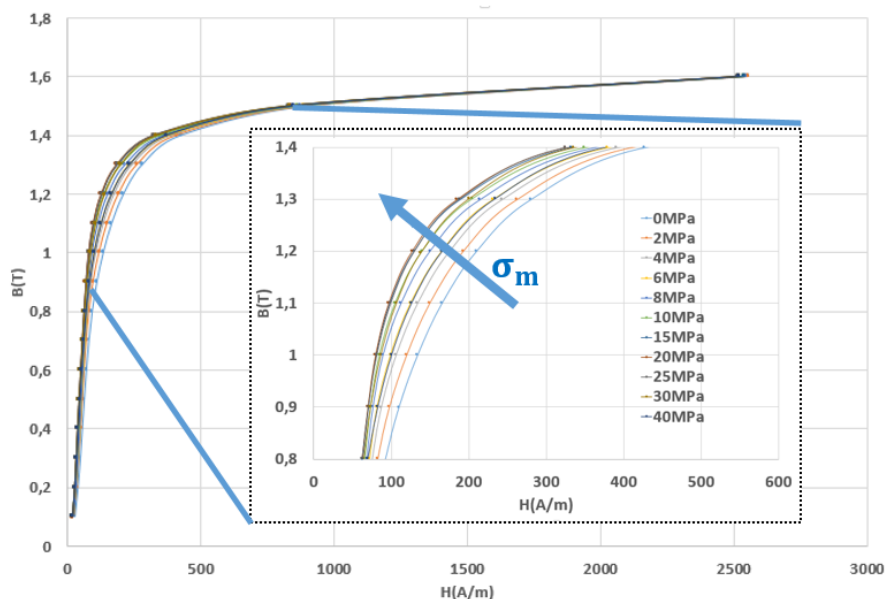


Figure III- 46 - Effet des contraintes de traction appliquées dans le sens du flux sur la courbe normale

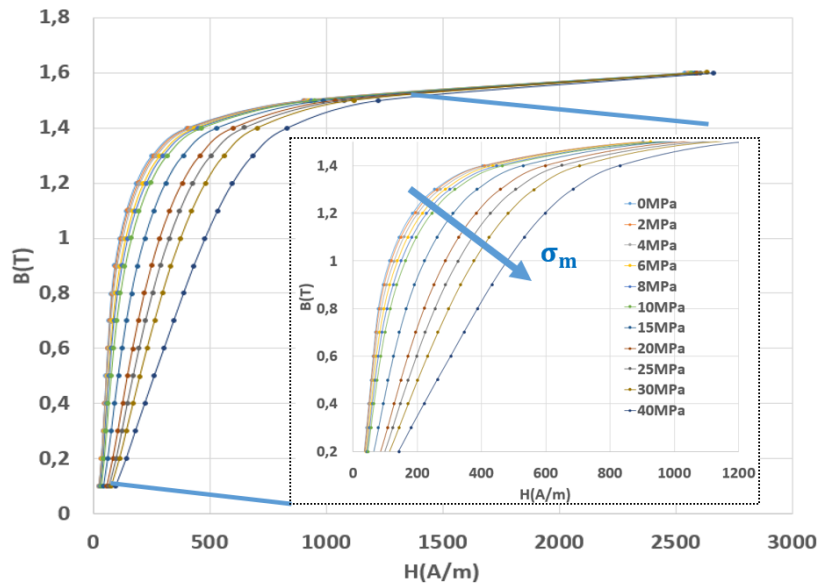


Figure III- 47 - Effet des contraintes de compression appliquées dans le sens du flux sur la courbe normale

L'identification du modèle de Jiles-Sablik est réalisée à partir des mesures expérimentales présentées ci-dessus. Les paramètres identifiés (respectivement sur la plage de traction et la plage de compression) sont donnés dans le Tableau III- 5. Les paramètres identifiés ont été validés en comparant les courbes expérimentales à celles données par le modèle Jiles-Sablik, Figure III- 48.

Paramètres d'identification de Langevin : courbe anhystérétique sans contrainte			
$M_s = 1.3105e06$	$\alpha = 1.1527e-04$	$a = 8.6127e01$	
Paramètres de la fonction de magnétostriction (en compression)			
$a_1 = -1.0819e-16$	$\sigma_0 = 2.4368e08$	$C = +3.1119e-01$	$\tau = +7.1476e08$
Paramètres de la fonction de magnétostriction (en traction)			
$a_1 = -8.1002e-19$	$\sigma_0 = 2.4831e08$	$C = -1.065$	$\tau = +5.8134e08$

Tableau III- 5 - Paramètres du modèle magnéto-élastique Jiles Sablik

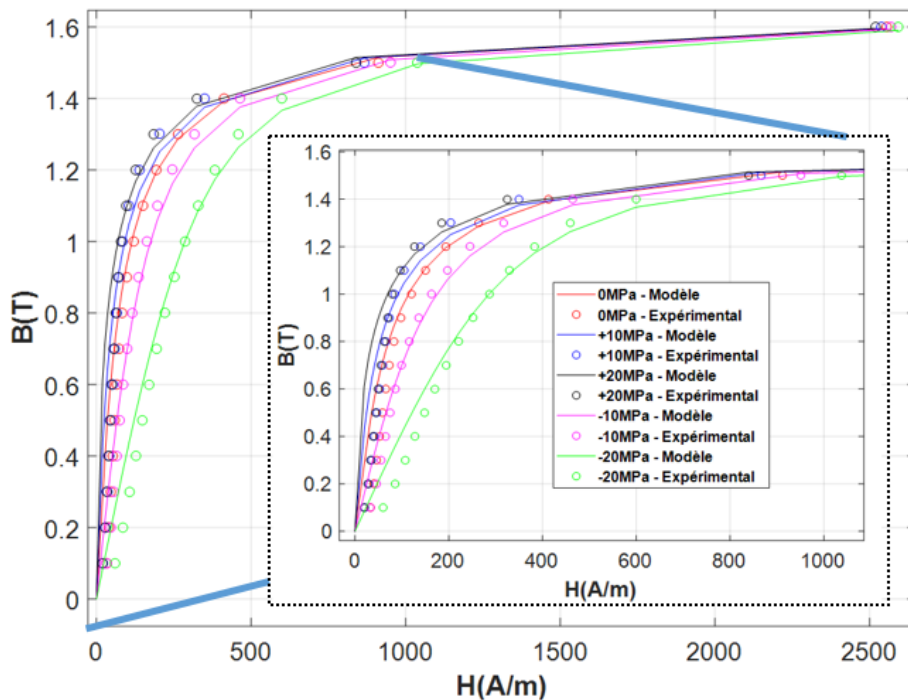


Figure III- 48 - Comparaison entre le modèle de Jiles-Sablik et les courbes expérimentales de la loi de comportement magnétique sous plusieurs niveaux de contraintes appliqués dans le sens du flux magnétique

III. 3-C.2) Identification du modèle magnéto-mécanique de pertes Fer - cas 1

Dans le but de développer le modèle magnéto-mécanique de pertes Fer tenant compte de l'effet de la contrainte mécanique appliquée selon le sens du flux magnétique, l'approche analytique de décomposition des pertes proposée par Bertotti est retenue. En effet, à partir des mesures expérimentales des pertes Fer en fonction de la contrainte mécanique, toujours sur la plage [- 40 MPa ; + 40 MPa], les coefficients du modèle de pertes Fer sont identifiés pour chaque niveau de contrainte, toujours en considérant le coefficient de pertes classique (k_c) constant. Ils sont ensuite tracés en fonction de la contrainte de traction et en fonction de la contrainte de compression. Une approximation analytique de leur évolution en fonction de la contrainte est ensuite appliquée pour chacun d'entre eux, que ce soit en compression ou en traction. A titre d'exemple, on donne les résultats dans le cas de la compression dans le Tableau III- 6 - Paramètres associés à l'ajustement des évolutions des coefficients du modèle de pertes Fer en fonction de la contrainte de compression (appliqué dans la direction du flux magnétique) et sur la Figure III- 49, la Figure III- 50 et la Figure III- 51.

Expression polynômiale de degré 2 pour l'ajustement des coefficients k_h , α et k_{exc} du modèle de Bertotti en fonction de la contrainte de compression appliquée dans la direction du flux magnétique			
$f(x) = a_0 + a_1 \cdot x + a_2 \cdot x^2$			
Paramètre	a_0	a_1	a_2
k_h	0,017695	-3,7e-4	0
α	1,815	0,01776	0
k_{exc}	4,528e-5	3,204e-6	2,134e-7

Tableau III- 6 - Paramètres associés à l'ajustement des évolutions des coefficients du modèle de pertes Fer en fonction de la contrainte de compression (appliqué dans la direction du flux magnétique)

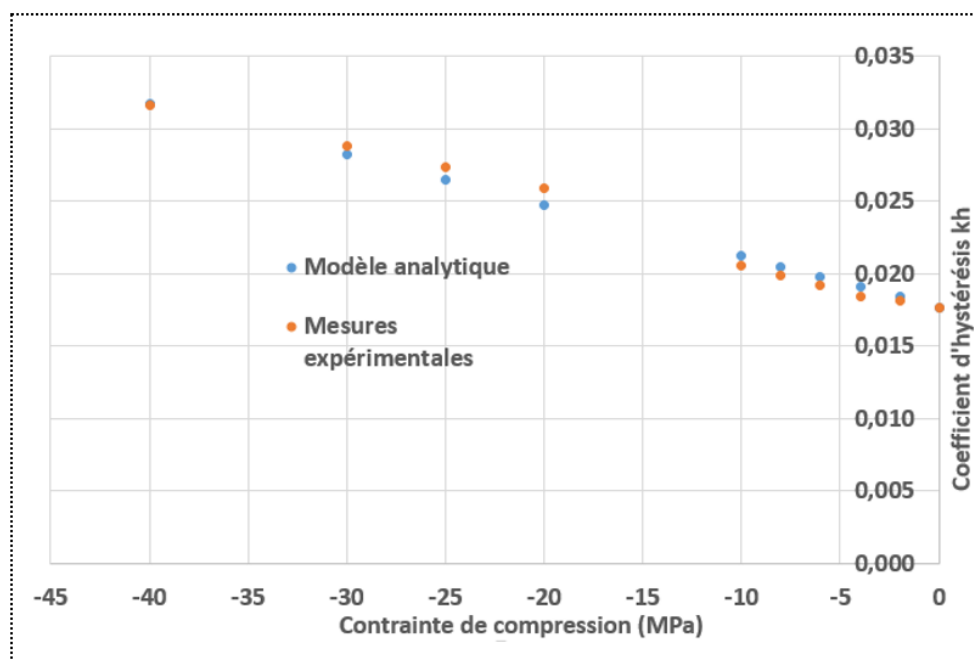


Figure III- 49 - Evolution du coefficient k_h , des pertes par hystérésis, en fonction de la contrainte de compression dans le plan

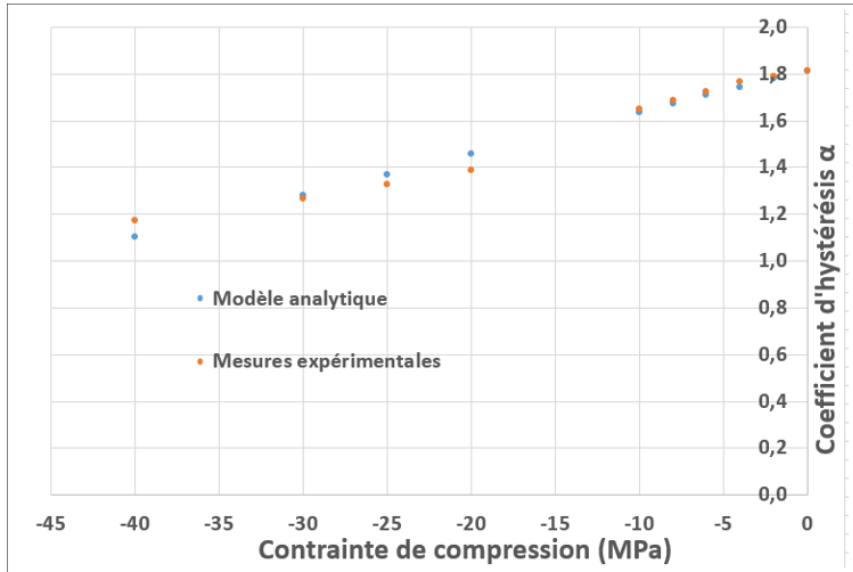


Figure III- 50 - Evolution du coefficient α , des pertes par hystérésis, en fonction de la contrainte de compression dans le plan

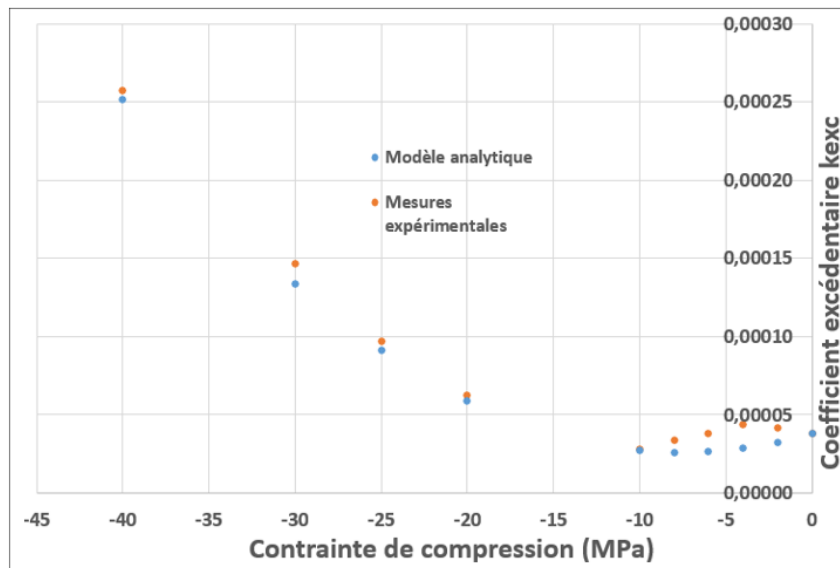


Figure III- 51 - Evolution du coefficient k_{exc} en fonction de la contrainte de compression dans le plan

Le même processus est alors effectué pour le **cas 2**.

III. 3-C.3) Identification du modèle de loi comportement magnéto-mécanique dans le **cas 2**

Pour le **cas 2**, seule la contrainte mécanique appliquée dans le sens de la hauteur est considérée, (Eq. 60). Tout comme pour le **cas 1**, il est nécessaire d'identifier un modèle magnéto-mécanique de la loi de comportement magnétique prenant en compte l'effet de cette contrainte équivalente. S'il n'existe pas de modèle dans la littérature permettant de tenir compte de cet effet, nous décidons d'appliquer la même méthodologie que pour l'évolution des pertes Fer dans le cas précédent. De ce fait, à partir des mesures expérimentales réalisées en compactage homogène, Figure III- 38, la loi de comportement magnétique est approximée analytiquement en fonction de la contrainte dans le sens de la hauteur via le modèle de Langevin ((Eq. 22) à (Eq. 25)) et dont on rappelle les équations ci-dessous ((Eq. 61) à (Eq. 64)). Les paramètres de ce modèle sont donc M_s , α et a . Le paramètre M_s est indépendant de la contrainte de compactage puisqu'il représente l'aimantation à saturation qui n'est pas modifiée par cette contrainte. De ce fait, la démarche que nous allons suivre est de tracer, à partir des mesures expérimentales, l'évolution des paramètres α et a en fonction de la contrainte de compactage. On approxime l'évolution de ces deux paramètres par des droites dont les expressions analytiques sont

données dans le Tableau III- 7. Les comparaisons entre les mesures expérimentales et l'approximation analytique réalisées sont données sur la Figure III- 52 et sur la Figure III- 53.

$$\mathfrak{L}(x) = \coth(x) - 1/x \quad (\text{Eq. 61})$$

$$M_{\text{an}} = M_s \left(\coth\left(\frac{H_e}{a}\right) - \frac{a}{H_e} \right) \quad (\text{Eq. 62}) \quad H_e = H + \alpha M_{\text{an}} \quad (\text{Eq. 63}) \quad B = \mu_0(H + M_{\text{an}}) \quad (\text{Eq. 64})$$

Expression polynômiale de degré 1 pour l'ajustement des coefficients α et a du modèle de Langevin en fonction de la contrainte de compression		
$f(x) = a_0 + a_1 \cdot x$		
Paramètre	a_0	a_1
α	5,26e-5	3,0e-6
a	69,021	1,8281

Tableau III- 7 - Paramètres de l'ajustement linéaire de l'évolution des coefficients de Langevin en fonction de la contrainte de compression (appliquée dans la sens de la hauteur)

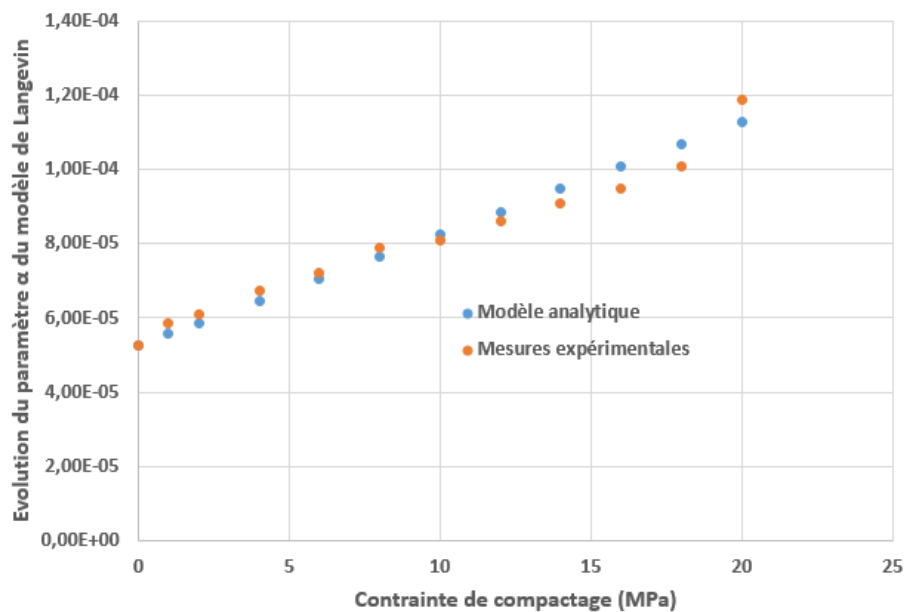


Figure III- 52 - Evolution du paramètre α en fonction de la contrainte de compactage

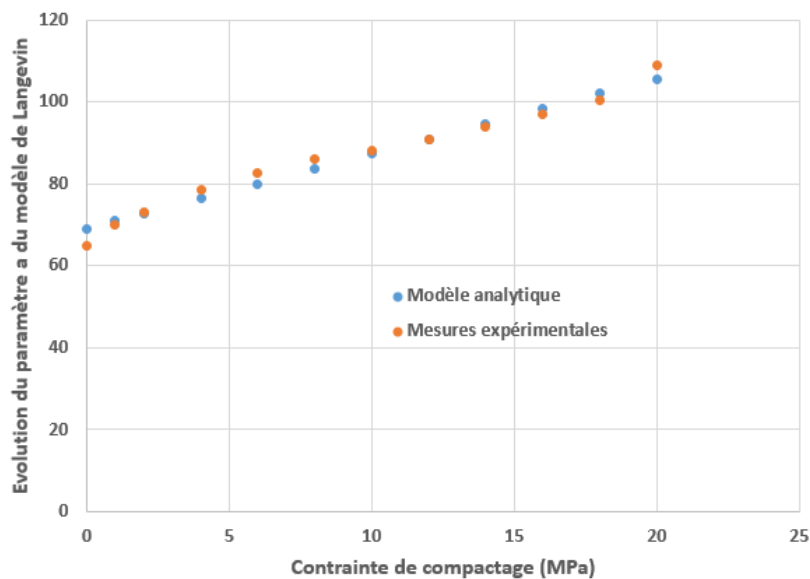


Figure III- 53 - Evolution du paramètre a en fonction de la contrainte de compactage

III. 3-C.4) Identification du modèle magnéto-mécanique de pertes Fer - cas 2

Concernant l'effet de la contrainte de compactage sur les pertes Fer, nous avons tracé précédemment l'évolution des coefficients du modèle de pertes Fer en fonction de la contrainte de compactage, Figure III- 41 et Figure III- 42. De la même manière donc, par un ajustement linéaire, on modélise analytiquement l'évolution de celles-ci en fonction de la contrainte de compactage.

L'ensemble des modèles ayant été identifiés, il s'agit maintenant de déterminer la contrainte équivalente, dans les **cas 1** et **2**, pour chaque élément du maillage.

III. 3-D) Détermination de la contrainte équivalente dans les cas 1 et 2

On se place dans la configuration d'intercalaires (D), Figure III- 5. Considérons tout d'abord uniquement le **cas 1** pour lequel on néglige la contrainte σ_{zz} . Le protocole que nous proposons de mettre en place, pour associer la contrainte équivalente à chaque élément du maillage, est le suivant : à partir du résultat de calcul mécanique, pour chaque élément, le champ des contraintes radiales (\mathbf{u}_r) et celui des contraintes orthoradiales (\mathbf{u}_θ) sont récupérés. A partir de ces contraintes σ_{rr} et $\sigma_{\theta\theta}$, la contrainte scalaire équivalente σ_{eq} est calculée selon le modèle de contrainte équivalente décrit précédemment. Celle-ci est calculée pour chaque élément du maillage, Figure III- 54. On constate bien, sur cette dernière figure, que la répartition de la contrainte équivalente au sein du circuit magnétique est majoritairement en compression, indiquant *a priori* une dégradation globale des propriétés magnétiques.

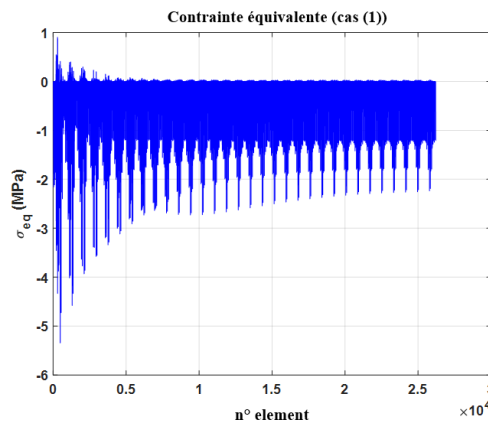


Figure III- 54 - Contrainte équivalente en fonction du numéro d'élément, en négligeant la contrainte dans le sens de la hauteur (cas 1)

De la même manière, la contrainte équivalente dans le **cas 2** est la contrainte dans le sens de la hauteur récupérée dans chaque élément de maillage, Figure III- 24. Les simulations magnétiques peuvent alors être réalisées.

III. 3-E) Simulations magnétiques sous Code_Carmel

Pour toutes les simulations magnétiques réalisées sous Code_Carmel, le maillage Abaqus est transféré sous Code_Carmel en associant à chaque élément du maillage la contrainte scalaire équivalente σ_{eq} que ce soit dans le **cas 1** ou dans le **cas 2**. Dans ces deux cas, les modèles de loi de comportement magnétique présentés ci-dessus sont implémentés sous Code_Carmel. Concernant les pertes Fer, celles-ci sont calculées en post-traitement avec les modèles associés, dépendant de la contrainte, présentés ci-dessus. Les simulations magnétiques sont réalisées en considérant la moitié de la géométrie du tore et en imposant le flux magnétique dans le circuit magnétique.

III. 3-E.1) Configurations de référence – Répartition homogène de la contrainte

Des premières simulations, en configuration homogène d'un point de vue mécanique, sont effectuées afin de valider l'implémentation des lois de comportement magnéto-mécaniques. Ces simulations sont réalisées pour plusieurs niveaux d'inductions magnétiques, dans le cas sans contraintes et pour plusieurs niveaux de contraintes mécaniques homogènes considérées dans le **cas 1** et dans le **cas 2**. Les résultats obtenus sous Code_Carmel coïncident, pour les deux cas, exactement avec les résultats donnés par les modèles magnéto-mécaniques attestant de la bonne implémentation de ceux-ci sous Code_Carmel. **Pour l'ensemble des figures illustrant les cartes de champ sous Code_Carmel, l'induction magnétique est exprimée en Tesla et le champ magnétique en Ampères par mètre.** A titre d'illustration, on donne la répartition du champ magnétique et du champ d'induction du circuit magnétique, pour une induction moyenne de 0.68 T, dans le cas sans contrainte, Figure III- 55, pour une contrainte de traction de +20 MPa dans le plan (sens du flux magnétique, **cas 1**), Figure III- 56, pour une contrainte de compression de -20 MPa dans le plan (sens du flux magnétique, **cas 1**), Figure III- 57 et pour une contrainte de compression de -20 MPa dans le sens de la hauteur (**cas 2**), Figure III- 58.

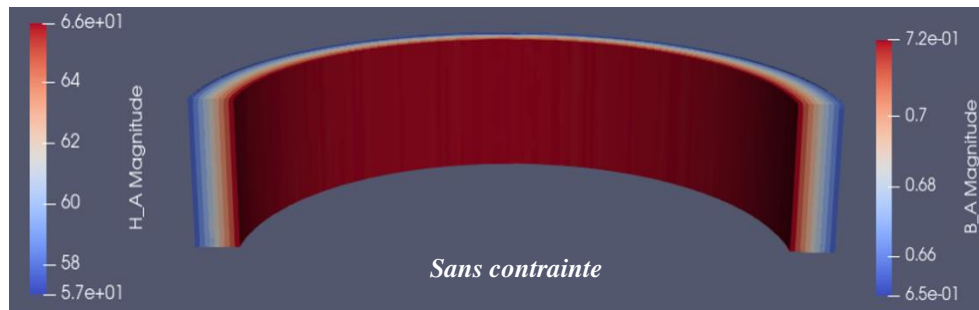


Figure III- 55 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), sous code_Carmel, en l'absence de contraintes mécaniques

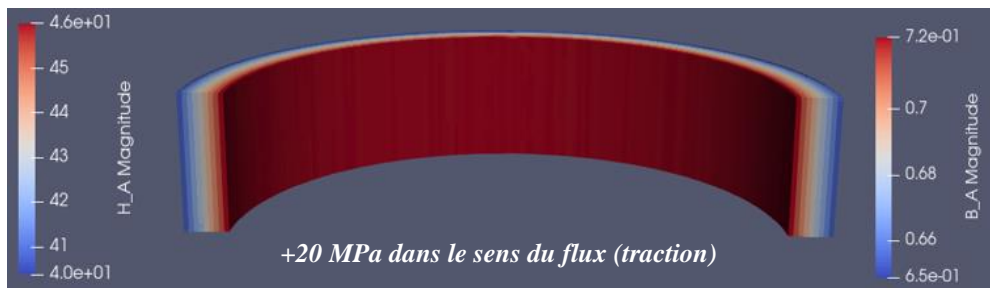


Figure III- 56 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), sous code_Carmel, sous une contrainte de traction de +20 MPa dans la direction du flux magnétique

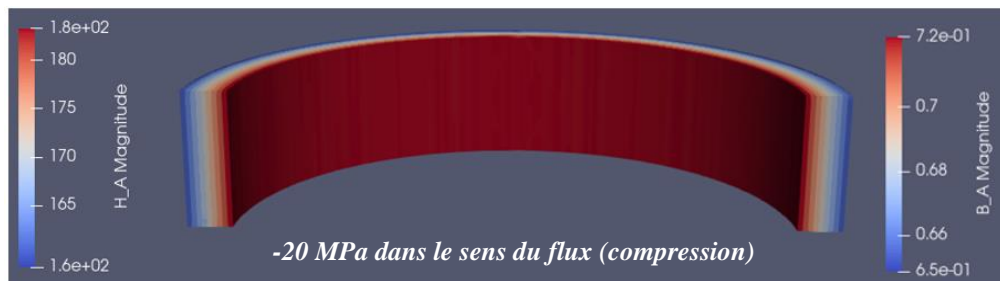


Figure III- 57 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), sous code_Carmel, sous une contrainte de compression de -20 MPa dans la direction du flux magnétique



Figure III- 58 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), sous code_Carmel, sous une contrainte de compression de -20 MPa dans le sens de la hauteur

De même, concernant les pertes Fer, celles obtenues à partir des simulations sous Code_Carmel (**calculées en post-process**) correspondent bien à celles obtenues à partir du modèle de pertes Fer tenant compte des variations des coefficients de Bertotti en fonction des contraintes dans le plan (**cas 1**) et dans le cadre des contraintes dans le sens de la hauteur (**cas 2**).

III. 3-E.2) Configurations avec contrainte inhomogène (présence d'intercalaires)

Dans cette partie, les résultats issus des simulations magnétiques sous Code_Carmel avec présence d'intercalaires (configuration (D), Figure III- 5), sont donnés pour le champ magnétique et pour les pertes Fer et ce, pour trois niveaux d'inductions magnétiques : 0,8 T, 1,1 T et 1,3 T. Les résultats seront comparés aux mesures expérimentales, pour le **cas 1** et **2**, sous compactage hétérogène réalisées avec le même support intercalaires. Ces résultats expérimentaux ont été présentés sur la Figure III- 43 et sur la Figure III- 44. Les comparaisons seront faites pour des contraintes de compactage globales de 1 MPa et de 4 MPa. Dans un premier temps, pour une induction moyenne d'1,1 T, les cartes d'induction et de champ magnétiques sont données, Figure III- 59, en l'absence de toutes contraintes mécaniques.

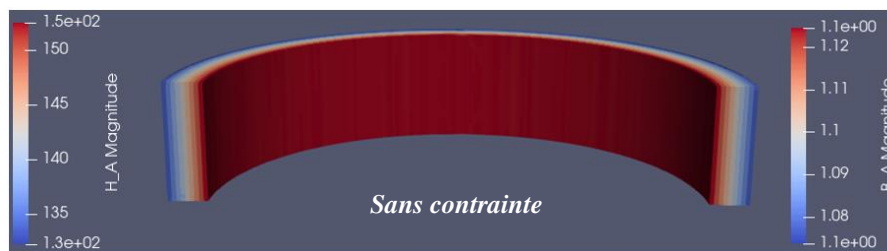


Figure III- 59 - Répartition du champ magnétique (A/m) et de l'induction magnétique (T), en l'absence de toutes contraintes mécaniques, pour une induction moyenne d'1,1 T

Contrainte globale d'1 MPa

Sur la Figure III- 60 et sur la Figure III- 61, la répartition de l'induction magnétique est donnée respectivement dans le **cas 1** et dans le **cas 2** pour une contrainte de compactage globale de 1 MPa. De même, sur la Figure III- 62 et sur la Figure III- 63, les répartitions du champ magnétique respectivement associées à la Figure III- 60 et la Figure III- 61, sont données. Ces figures démontrent que la présence des intercalaires a une influence significative sur la répartition des grandeurs magnétiques B et H dans les deux cas. Toutefois, le **cas 2** semble être plus défavorable notamment parce que, pour le niveau d'induction considéré, les valeurs de champ magnétique atteintes sont plus importantes.

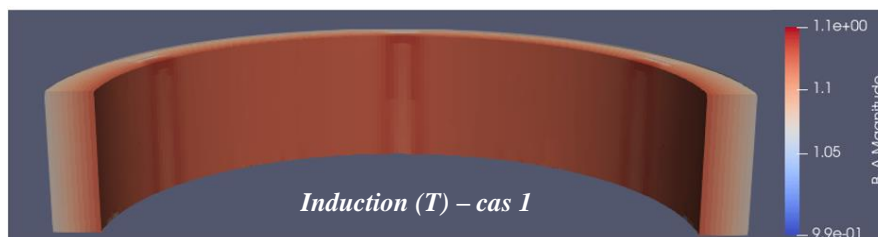


Figure III- 60 - Répartition de l'induction magnétique pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale d'1 MPa - cas 1

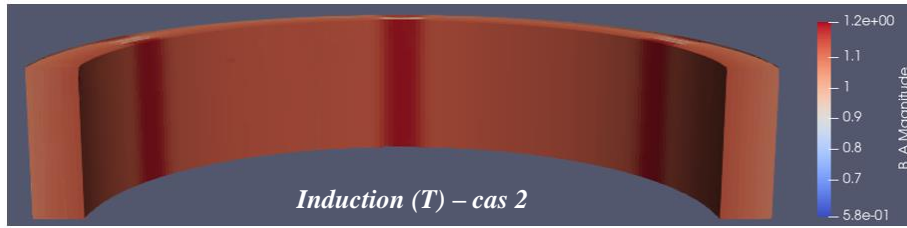


Figure III- 61 - Répartition de l'induction magnétique pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale d'1 MPa - cas 2

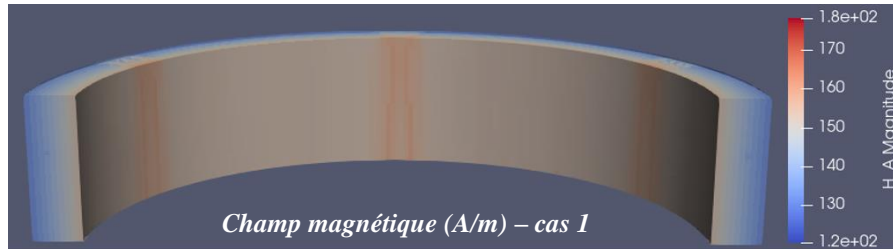


Figure III- 62 - Répartition du champ magnétique pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale d'1 MPa - cas 1

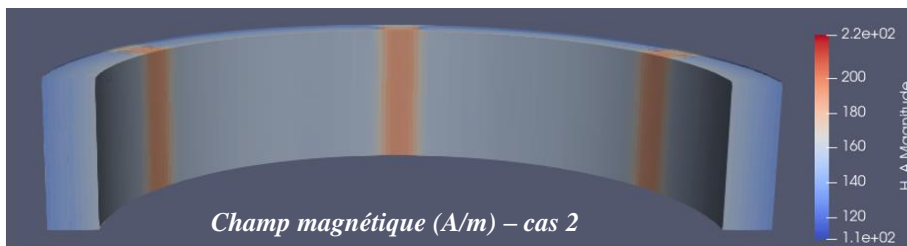


Figure III- 63 - Répartition du champ magnétique pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale d'1 MPa - cas 2

Contrainte globale de 4 MPa

La même méthodologie est réalisée pour un niveau de contrainte de 4 MPa. De fait, la répartition d'induction magnétique, Figure III- 64 et Figure III- 65, et la répartition du champ magnétique, Figure III- 66 et Figure III- 67, sont données dans les mêmes conditions que précédemment. L'effet de la présence des intercalaires est encore plus marqué tout comme l'effet prépondérant de la contrainte dans le sens de la hauteur vis-à-vis de l'effet des contraintes dans le plan des tôles.

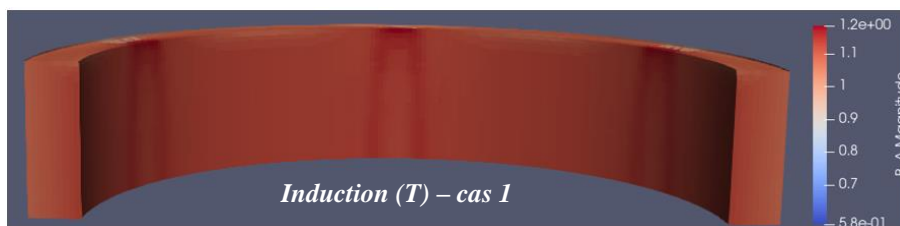


Figure III- 64 - Répartition de l'induction magnétique pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale de 4 MPa - cas 1

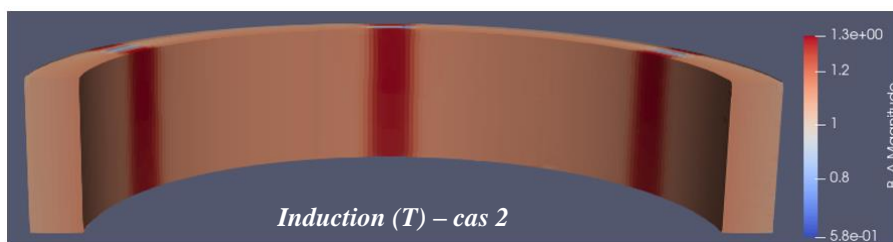


Figure III- 65 - Répartition de l'induction magnétique pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale de 4 MPa - cas 2

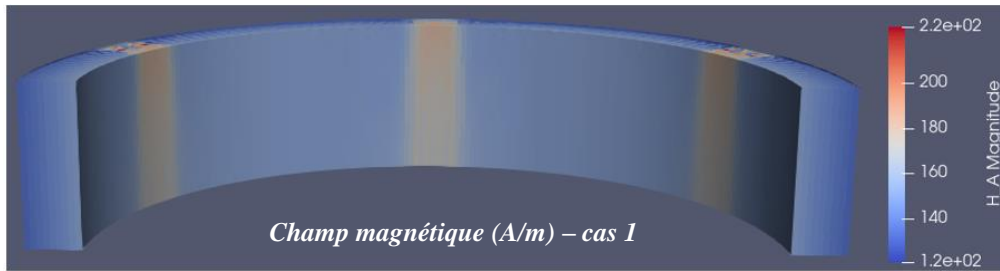


Figure III- 66 - Répartition du champ magnétique pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale de 4 MPa - cas 1

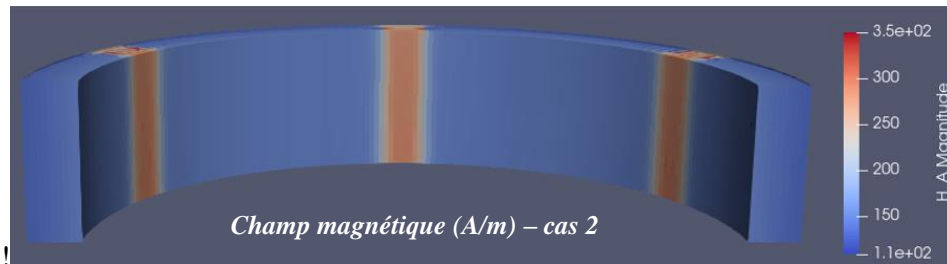


Figure III- 67 - Répartition du champ magnétique pour une induction moyenne d'1,1 T - Contrainte globale de 4 MPa - cas 2

Synthèse des résultats

L'ensemble des résultats, pour les trois niveaux d'inductions considérés, sont donnés dans les tableaux ci-dessous. Sur le champ magnétique, tout d'abord, dans le Tableau III- 8, le Tableau III- 9 et le Tableau III- 10. Les résultats montrent que, pour les deux niveaux de contrainte considérés, l'effet du compactage hétérogène sur le champ magnétique est majoritairement lié à la contrainte dans le sens de la hauteur. De plus, si les modèles mis en place indiquent que les contraintes induites dans le plan des tôles ont un effet très faible sur l'augmentation du champ magnétique, le modèle tenant compte de la contrainte dans le sens de la hauteur surestime l'effet du compactage mesuré expérimentalement et ce plus particulièrement à 4 MPa. Cela peut s'expliquer à plusieurs niveaux :

- Les mesures expérimentales représentent l'effet du champ de contraintes mécaniques tridimensionnelles tandis que nos modèles considèrent les contraintes dans le plan et celles dans le sens de la hauteur de manière indépendantes. L'effet des contraintes mécaniques sur les propriétés magnétiques étant un phénomène complexe, il est délicat d'extrapoler ou de conjecturer sur l'implication de la superposition de ces deux effets. Toutefois, généralement, l'effet global de plusieurs procédés tend à être inférieur ou égal au cumul de l'effet de chacun de ces procédés.
- Il existe toujours une source d'écarts, même si celle-ci a été limitée entre autre grâce aux essais de métrologies, entre les répartitions des contraintes mécaniques issues du logiciel EF Abaqus et la répartition réelle des champs de contraintes au sein du circuit magnétique dans la maquette expérimentale.
- Dans le cas de la contrainte globale de compactage de 1 MPa, les contraintes dans le sens de la hauteur atteignent des valeurs locales allant jusqu'à une vingtaine de MPa, ordre de grandeur pour lequel nous avons effectué des mesures expérimentales qui ont été utilisées pour le développement du modèle magnéto-mécanique dans le **cas 2**. Toutefois, dans le cas de la contrainte globale de compactage de 4 MPa, les contraintes dans le sens de la hauteur atteignent des valeurs locales allant jusqu'à approximativement 80 MPa. Dans ce cas, nous avons extrapolé nos modèles, ce qui est une source d'erreur potentielle. Si, expérimentalement, cet effet tend à saturer lorsque la contrainte croît au-delà d'une vingtaine de MPa, cela pourrait expliquer que les modèles développés surestiment l'effet expérimental dans ce cas.

Toutefois, la prise en compte unique du champ de contraintes mécaniques dans le sens de la hauteur donne des résultats déjà très satisfaisants quant à la modélisation de l'effet du compactage avec intercalaires sur l'estimation du champ magnétique au sein du dispositif considéré.

Niveau global de contrainte de compactage	Ecart relatif sur le champ magnétique (%) pour une induction moyenne de 0,8 T		
	Expérimental	Code_Carmel cas 1	Code_Carmel cas 2
1 MPa	≈ + 4%	≈ + 0,4 %	+ 5 %
4 MPa	≈ + 30%	≈ + 3,3%	+ 34 %

Tableau III- 8 - Comparaison de l'effet du compactage hétérogène sur le champ magnétique pour un niveau d'induction de 0.8 T, entre les mesures expérimentales et les cas 1 et 2 sous Code_Carmel

Niveau global de contrainte de compactage	Ecart relatif sur le champ magnétique (%) pour une induction moyenne de 1,1 T		
	Expérimental	Code_Carmel cas 1	Code_Carmel cas 2
1 MPa	≈ + 11%	≈ + 0,7 %	≈ + 13 %
4 MPa	≈ + 50%	+ 5 %	≈ + 55 %

Tableau III- 9 - Comparaison de l'effet du compactage hétérogène sur le champ magnétique pour un niveau d'induction de 1.1 T, entre les mesures expérimentales et les cas 1 et 2 sous Code_Carmel

Niveau global de contrainte de compactage	Ecart relatif sur le champ magnétique (%) pour une induction moyenne de 1,3 T		
	Expérimental	Code_Carmel cas 1	Code_Carmel cas 2
1 MPa	≈ + 10,5%	≈ + 0,7 %	≈ + 12 %
4 MPa	≈ + 42%	≈ + 4,1 %	≈ + 50 %

Tableau III- 10 - Comparaison de l'effet du compactage hétérogène sur le champ magnétique pour un niveau d'induction de 1.3 T, entre les mesures expérimentales et les cas 1 et 2 sous Code_Carmel

Concernant l'effet sur les pertes Fer, de la même manière, les résultats sont donnés dans le Tableau III- 11, le Tableau III- 12 et le Tableau III- 13. Ces résultats montrent que l'effet du compactage hétérogène sur les pertes Fer est majoritairement lié aux contraintes induites dans le plan des tôles. Ceci est, entre autre, lié au fait qu'expérimentalement, l'effet de la contrainte mécanique dans le sens de la hauteur a non seulement un faible effet sur les pertes Fer mais aussi un effet qui sature très vite, à partir de quelques MPa, Figure III- 39. Dans le Tableau III- 14, nous donnons les valeurs mesurées et calculées des pertes Fer afin de montrer qu'au-delà des écarts relatifs obtenus, les valeurs en elles-mêmes sont proches des valeurs expérimentales ce qui tend à valider les modèles développés pour cette étude.

Niveau global de contrainte de compactage	Ecart relatif sur les pertes Fer (%) pour une induction moyenne de 0,8 T		
	Expérimental	Code_Carmel cas 1	Code_Carmel cas 2
1 MPa	≈ + 1%	≈ + 1,4 %	≈ + 0 %
4 MPa	≈ + 6,5%	≈ + 7,4 %	≈ + 0,3%

Tableau III- 11 - Comparaison de l'effet du compactage hétérogène sur les pertes Fer pour un niveau d'induction de 1.3 T, entre les mesures expérimentales et les cas 1 et 2 sous Code_Carmel

Niveau global de contrainte de compactage	Ecart relatif sur les pertes Fer (%) pour une induction moyenne de 1,1 T		
	Expérimental	Code_Carmel cas 1	Code_Carmel cas 2
1 MPa	≈ + 1,9%	≈ + 2,3 %	≈ + 0 %
4 MPa	≈ + 6,5%	≈ + 7,2 %	≈ + 0,5 %

Tableau III- 12 - Comparaison de l'effet du compactage hétérogène sur les pertes Fer pour un niveau d'induction de 1.1 T, entre les mesures expérimentales et les cas 1 et 2 sous Code_Carmel

Niveau global de contrainte de compactage	Ecart relatif sur les pertes Fer (%) pour une induction moyenne de 1,3 T		
	Expérimental	Code_Carmel cas 1	Code_Carmel cas 2
1 MPa	≈ + 1,75%	≈ + 2,2 %	≈ + 0 %
4 MPa	≈ + 6,5%	≈ + 6,9 %	≈ + 0,4 %

Tableau III- 13 - Comparaison de l'effet du compactage hétérogène sur les pertes Fer pour un niveau d'induction de 1.3 T, entre les mesures expérimentales et les cas 1 et 2 sous Code_Carmel

Niveau global de contrainte de compactage	Valeur des pertes Fer (W/kg) pour une induction moyenne de 1,1 T		
	Expérimental	Code_Carmel cas 1	Code_Carmel cas 2
0 MPa	1,870	1,850	1,850
1 MPa	1,905	1,892	1,851
4 MPa	1,991	1,978	1,859

Tableau III- 14 - Comparaison des valeurs de pertes Fer mesurées expérimentalement et obtenues sous Code_Carmel dans le cas 1 et dans le cas 2

III. 3-E.3) Discussion sur les simulations numériques

L'objectif de cette partie était de pouvoir modéliser l'effet du compactage homogène et hétérogène sur les propriétés du circuit magnétique compacté. En présence d'intercalaires, le champ de contraintes mécaniques présent dans ce dernier est à la fois tridimensionnel et anisotrope (effet de la contrainte dans le plan des tôles différent de celui de la contrainte dans le sens de la hauteur) ce qui rendait trop complexe, au vu de l'état des connaissances actuelles sur le sujet, le développement d'un modèle qui puisse en tenir compte au niveau de l'effet sur les propriétés magnétiques. De fait, le choix a été fait de séparer l'effet des contraintes dans le plan de l'effet des contraintes dans le sens de la hauteur. Les résultats obtenus sont encourageants puisque :

- Tenir compte uniquement de la contrainte dans le sens de la hauteur permet d'effectuer une bonne approximation de l'effet du compactage sur la loi de comportement magnétique.
- Tenir compte uniquement des contraintes dans le plan donne une bonne approximation de l'effet du compactage sur les pertes Fer.

Afin d'illustrer ces deux points, on donne sur la Figure III- 68 et sur la Figure III- 69, respectivement la courbe normale et les pertes Fer obtenues expérimentalement en les comparant aux résultats obtenus sous Code_Carmel avec les différents modèles développés pour les deux contraintes étudiées, confirmant ainsi ce qui vient d'être évoqué ci-dessus.

Par rapport au contexte applicatif des machines électriques, l'utilisation de ces modèles peut s'avérer intéressante, notamment dans l'estimation des cartes d'inductions et de champs magnétiques au sein du dispositif. En particulier, à terme, on pourrait même imaginer utiliser le modèle tenant compte de la contrainte dans le sens de la hauteur sans passer par des logiciels de modélisation EF mécaniques dans la mesure où ces contraintes se situent uniquement sous les intercalaires. On pourrait alors travailler par région, et estimer analytiquement la contrainte dans chaque région pour y appliquer le modèle. Concernant les pertes Fer, il est plus difficile de connaître la répartition des contraintes dans le plan, au sein du circuit magnétique, sans passer par des calculs par éléments finis. Toutefois d'après les pressions usuelles de compactage et la proportion d'intercalaires habituelle, dans le cas industriel, l'effet sur les

perles Fer peut s'avérer relativement faible. et, si ce n'est pas le cas, on peut également envisager de travailler par régions.

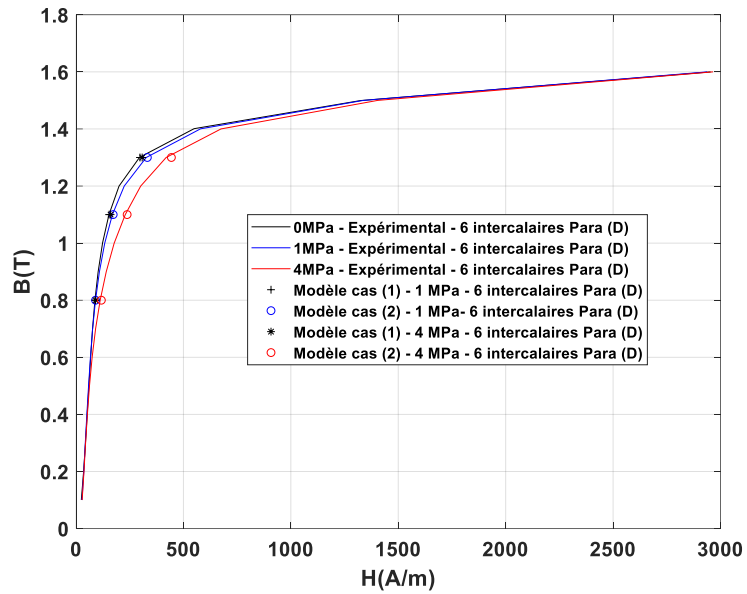


Figure III- 68 - Comparaison des courbes normales obtenues expérimentalement en compactage hétérogène et avec les différents modèles développés

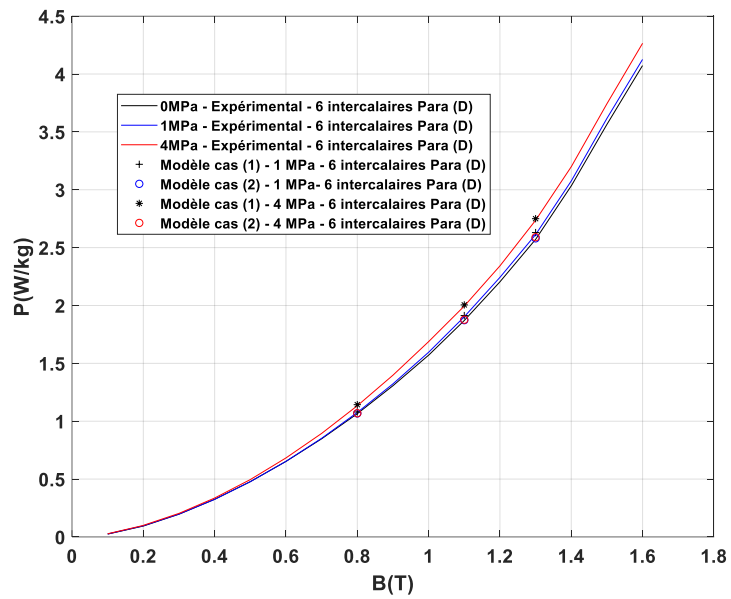


Figure III- 69 - Comparaison des pertes Fer obtenues expérimentalement en compactage hétérogène et avec les différents modèles développés

Synthèse du chapitre 3

Dans ce chapitre, nous avons développé de manière complète un dispositif de presse permettant de caractériser, sous un effort maximal de 5 tonnes, les propriétés magnétiques de circuits magnétiques toriques avec des configurations de compactage homogène et hétérogène. Les résultats ont montré un effet significatif du compactage homogène sur les propriétés magnétiques, notamment sur la loi de comportement magnétique. La présence d'intercalaires induit des contraintes locales importantes, dans le plan et dans le sens de la hauteur, qui conduisent à une dégradation plus importante des propriétés magnétiques.

Les effets observés du compactage homogène ne sont pas habituels puisqu'ils dégradent principalement la courbe d'aimantation dans le coude avant la saturation et dans une bien moindre mesure les pertes Fer. Cela démontre également une anisotropie au niveau de l'effet des contraintes sur les propriétés magnétiques selon qu'elles soient appliquées dans le plan ou dans le sens de la hauteur. Un couplage entre les modèles de calculs par éléments finis Abaqus (mécanique) et code_Carmel (électromagnétique) a permis de développer et d'implémenter des modèles magnéto-mécaniques qui dépendent soit des contraintes dans le plan soit des contraintes dans la direction orthogonale au plan des tôles utilisées pour les circuits magnétiques des machines électriques. Les résultats sont déjà très satisfaisants dans le cadre de l'application industrielle visée dans ces travaux. En effet, ils mettent en évidence la possibilité d'utiliser un premier modèle ne tenant compte que de la contrainte dans le sens de la hauteur concernant la loi de comportement magnétique et un second modèle, cette fois-ci pour les pertes Fer, en tenant compte uniquement des contraintes mécaniques dans le plan des tôles. Ces travaux doivent être poursuivis, que ce soit sur d'autres dispositifs voir des machines électriques afin, notamment, de valider que ces approches donnent toujours des résultats intéressants tout en restant applicable dans un contexte industriel.

Enfin, d'un point de vue scientifique, il serait intéressant de pouvoir aboutir à des modèles généralisables puisque, dans le cadre de ces travaux, nous avons travaillé sur un procédé industriel donné et pour un grade de tôle donné. Toutefois, des essais sur des tôles plus fines ont tout de même été réalisées et ont démontrées que les effets sont, au niveau des tendances, les mêmes mais plus prononcés. Ainsi, des études complémentaires doivent être réalisées pour relier certains paramètres, comme la taille de grains, aux effets du compactage sur les propriétés magnétiques, et comprendre plus en profondeur les mécanismes liés à l'effet des contraintes mécaniques sur les propriétés magnétiques dans cette configuration.

Le chapitre suivant traitera de l'effet du procédé d'imprégnation. Il abordera également, entre autres, l'effet des contraintes mécaniques associé à l'imprégnation.

CHAPITRE 4

Quantification de l'effet du procédé d'imprégnation (vieillessement magnétique, résine d'imprégnation) JEUMONT Electric sur les propriétés magnétiques d'échantillons magnétiques dédiés et de stators JEUMONT Electric

Introduction du chapitre 4

Ce quatrième chapitre se focalise sur l'étude de l'effet du procédé d'imprégnation sur les propriétés magnétiques des matériaux ferromagnétiques mais également sur les performances magnétiques de stators industriels de JEUMONT Electric. La méthodologie adoptée est similaire à celle du chapitre précédent avec, en premier lieu, un rappel du procédé industriel étudié, suivi de la présentation de la démarche expérimentale et des premières maquettes qui ont été développées afin de quantifier l'effet global du procédé d'imprégnation. A partir de l'analyse des premiers résultats, on enchaînera sur de nouvelles mesures permettant de différencier les effets du vieillissement magnétique de ceux du dépôt de la résine au sein du procédé d'imprégnation et de quantifier la contribution de chacun. On discutera enfin de la prise en compte de ces deux phénomènes en vue de la modélisation de ces effets sur les propriétés magnétiques en se basant, entre autres, sur certains résultats du chapitre précédent. Enfin, les performances magnétiques de deux stators industriels, avant et après imprégnation, seront présentées et discutées avant de conclure sur le chapitre et sur les perspectives de ces travaux

IV. 1 – Procédé d'imprégnation : maquettes, protocoles expérimentaux dédiés et effet global du procédé d'imprégnation sur des circuits magnétiques toriques

IV. 1-A) Rappel du procédé d'imprégnation JEUMONT Electric

Le procédé d'imprégnation JEUMONT Electric s'effectue en toute fin de la chaîne de fabrication du stator lorsque celui-ci est assemblé et bobiné. L'objectif de cette étape est d'améliorer son isolation thermique et électrique mais également de renforcer sa tenue mécanique réduisant ainsi les phénomènes vibratoires. Le procédé d'imprégnation se déroule généralement en deux cycles. Chacun se divise en deux phases : une phase de dépôt d'une résine diélectrique et une phase de chauffe dans un four. Ce procédé est décrit dans le second chapitre et notamment détaillé sur la Figure II- 13. De même, sur la Figure II- 14 est illustré la variabilité de l'épaisseur de résine ayant polymérisé sur un même stator JEUMONT Electric, avec une épaisseur très faible (quasiment invisible à l'œil nu) sur le haut du stator et une épaisseur beaucoup plus importante et très visible sur le bas du stator, ce phénomène étant notamment dû à la stagnation de la résine dans la cuve d'imprégnation au niveau de la partie basse du stator qui est, de fait, plus proche du sol.

On note donc que ce procédé implique deux étapes distinctes : le dépôt de la résine sur le stator et la chauffe du stator imprégné par la résine. Chacune de ces étapes induit des mécanismes qui leurs sont propres et qui peuvent, potentiellement, avoir un effet sur les propriétés magnétiques du circuit. Il est intéressant d'étudier, en plus de l'effet global du procédé d'imprégnation, l'effet de ces deux étapes de manière distinctes afin de pouvoir identifier plus clairement les mécanismes qui ont un effet sur les propriétés magnétiques. Cela permettra d'avoir une meilleure compréhension de l'effet global du procédé d'imprégnation sur ces propriétés. Par ailleurs, une telle démarche permettra, à terme, de pouvoir mettre en place de modèles magnéto-mécaniques et/ou magnéto-thermiques dans le but de modéliser l'effet du procédé d'imprégnation sur les propriétés magnétiques.

IV. 1-B) Maquettes expérimentales : objectifs, cahier des charges et protocole

Le procédé d'imprégnation n'ayant, au sens du procédé JEUMONT Electric et à notre connaissance, jamais été étudié dans la littérature, la première étape est de mettre en évidence son effet global sur les propriétés magnétiques. Pour cela, des caractérisations magnétiques, sur des circuits magnétiques dédiés, seront réalisées avant et après imprégnation. L'objectif suivant sera de montrer et de quantifier les différents phénomènes impactant qui sont mis en jeu par le procédé d'imprégnation : l'effet du dépôt de la résine, de son épaisseur et de sa diffusion dans les interstices entre les tôles et, pour la partie traitement thermique dans un four, les effets potentiellement irréversibles de la température (vieillesse magnétique) sur les propriétés magnétiques. Des mesures seront également menées directement sur des stators JEUMONT Electric, avant et après imprégnation.

Enfin, à partir des résultats obtenus, des investigations complémentaires expérimentales et numériques seront réalisées afin de consolider les hypothèses et discuter des pistes pour la mise en place de modèles multi-physiques prenant en compte l'effet de l'imprégnation sur les propriétés magnétiques.

IV. 1-C) Premières analyses sur l'effet du procédé d'imprégnation

IV. I-C.1) Choix de la géométrie du circuit magnétique

Les circuits magnétiques étudiés pour évaluer l'effet global du procédé d'imprégnation sur leurs propriétés magnétiques sont identiques à ceux utilisés dans l'analyse du compactage. Ils sont composés de tôles issues du rouleau alloué par JEUMONT Electric, isolées à l'Alkophos, toriques et découpées à

l'électroérosion avec les mêmes dimensions au niveau du diamètre intérieur et extérieur. La hauteur du circuit magnétique est choisie de façon à avoir une section magnétique de plusieurs dizaines de mm², soit un empilement de 16 tôles pour une hauteur de 10,4 mm. L'ensemble de ces dimensions et spécifications sont résumées dans le Tableau IV- 1.

D _{ext}	100 mm	Hauteur du circuit	10,4 mm
D _{int}	86 mm	Grade de tôle	M400-65A

Tableau IV- 1 - Caractéristiques des circuits magnétiques étudiés pour quantifier l'effet global du procédé d'imprégnation sur leurs propriétés magnétiques

IV. 1-C.2) Méthodologie adoptée

La méthodologie adoptée est la suivante. Quatre circuits magnétiques, *a priori* identiques avant imprégnation, seront caractérisés magnétiquement, sur le banc de mesures MPG 200D Brockhaus Measurement, avant et après imprégnation. Ces tores seront séparés en deux groupes de deux, chaque groupe étant imprégné selon une configuration différente. Pour le premier groupe, les deux tores seront enrubannés à l'aide d'un ruban adhésif non poreux tandis que ceux du second groupe, resteront nus (absence de ruban adhésif). Dans le premier cas, au cours du procédé d'imprégnation, la résine ne pourra pas diffuser au sein du circuit magnétique mais uniquement sur les surfaces extérieures au contact de l'adhésif alors que, dans le second cas, la résine aura la possibilité de pénétrer dans l'ensemble du circuit magnétique y compris dans les espaces inter-laminaires. Les tores de chaque groupe seront imprégnés selon exactement le même procédé et seront caractérisés après imprégnation. Le fait de doubler les tores dans chaque groupe permet d'avoir une idée de la répétabilité au niveau de l'effet du procédé d'imprégnation. Un schéma simplifié, Figure IV- 1, reprend la méthodologie qui vient d'être décrite.

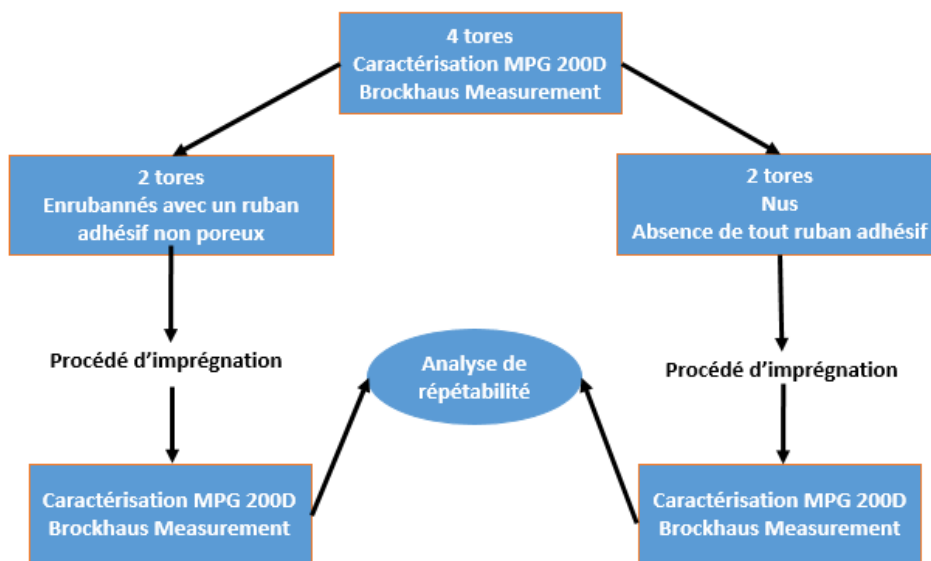


Figure IV- 1 - Représentation schématique de la méthodologie utilisée

Les caractéristiques techniques de l'adhésif utilisé sont présentées dans le Tableau IV- 2. Evidemment, celui-ci doit être le plus fin possible et avoir une température maximale d'utilisation supérieure aux températures mises en jeu dans le procédé d'imprégnation.

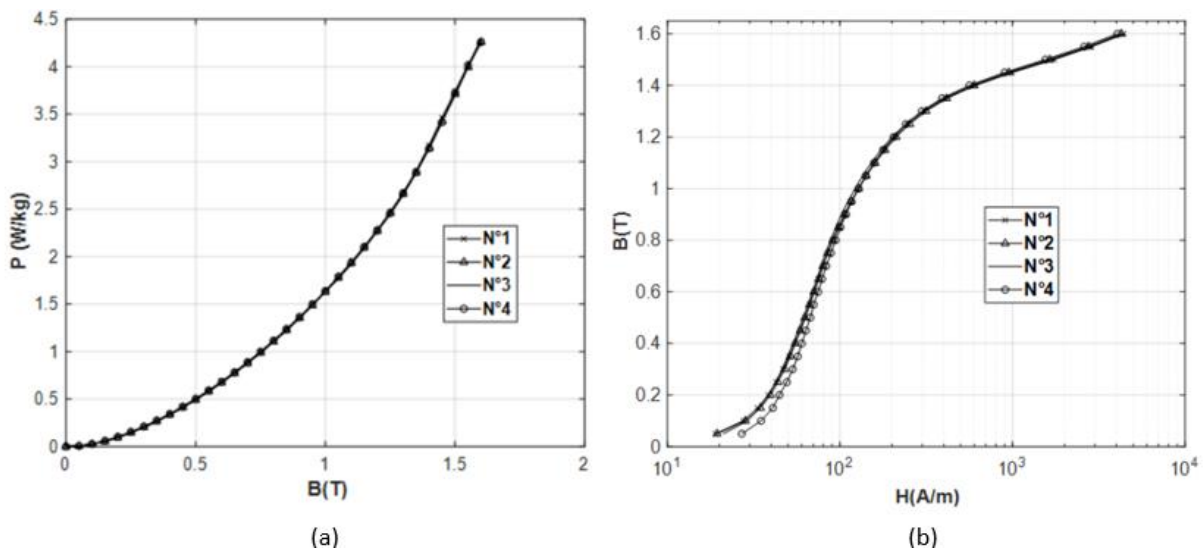
Type du support	Polyester
Type de l'adhésif	Silicon
Epaisseur totale (support + adhésif)	63µm
Température maximale d'utilisation	204°C
Allongement à la rupture	100%

Tableau IV- 2 - Caractéristiques techniques de l'adhésif non poreux utilisé

Lors du protocole expérimental, les quatre circuits subiront une imprégnation complète (2 cycles) dans les conditions industrielles. En pratique, l'imprégnation des circuits magnétiques étudiés est effectuée dans la cuve et dans le four disponibles chez JEUMONT Electric, en même temps qu'un stator pour une réalisation industrielle.

IV. 1-C.3) Caractérisations magnétiques avant imprégnation

La première étape consiste donc à caractériser les quatre circuits magnétiques. Comme nous l'avons déjà évoqué, la répétabilité du banc de mesure est inférieure à 0,1%. Ces mesures avant imprégnation seront considérées comme les mesures de référence. Les pertes Fer des quatre échantillons sont données sur la Figure IV- 2 – (a), et les courbes normale en échelle semi-logarithmique sur la Figure IV- 2 – (b), à 50Hz. Si on remarque que l'on peut raisonnablement considérer que tous les circuits ont les mêmes propriétés magnétiques, on note également que le grade M400-65A est respecté puisque les pertes à 1,5 T sont approximativement de 3,75 W/kg, comme pour le cas des circuits de référence utilisés lors de l'étude du compactage. De la même manière, la découpe électroérosion par fil utilisé n'a, *a priori*, pas dégradé de manière significative les propriétés des circuits magnétiques.



IV. 1-C.4) Protocole expérimental

Concernant les mesures, les tores sont caractérisés sous une induction sinusoïdale de valeur crête comprise entre 0,05 T et 1,6 T pour des fréquences de 5 Hz, 50 Hz et 300 Hz. Concernant la répétabilité des mesures, dans le cas le plus défavorable, l'erreur de répétabilité est 20 fois plus faible que les variations induites par le procédé d'imprégnation. De ce fait, et dans un souci de meilleure lisibilité des résultats, on donnera par la suite uniquement les résultats pour un tore de chaque groupe. **Tous les tores étudiés sont imprégnés de la même manière, c'est-à-dire placés à la verticale dans la cuve d'imprégnation.** Les effets du procédé d'imprégnation seront étudiés sur la loi de comportement magnétique B-H et sur les pertes Fer.

IV. 1-C.5) Résultats et premières discussions

Effet sur la courbe normale

Dans un premier temps, on présente les courbes normales, en échelle semi-logarithmique, des tores bobinés avec et sans ruban adhésif, Figure IV- 3, et ce, avant et après imprégnation.

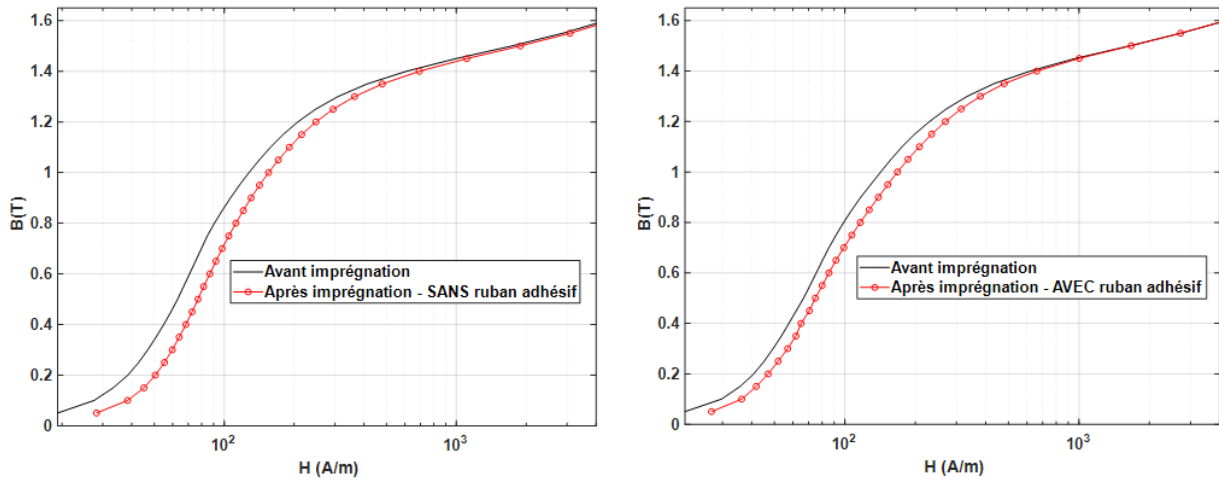


Figure IV- 3 - Effet du procédé d'imprégnation sur la courbe normale d'aimantation pour un circuit magnétique enroulé d'un ruban adhésif et un circuit magnétique en l'absence de ruban adhésif

Afin d'avoir une évaluation quantitative de l'effet de l'imprégnation sur la loi de comportement magnétique, la variation relative du champ magnétique induite, à 50 Hz, est donnée sur la Figure IV- 4.

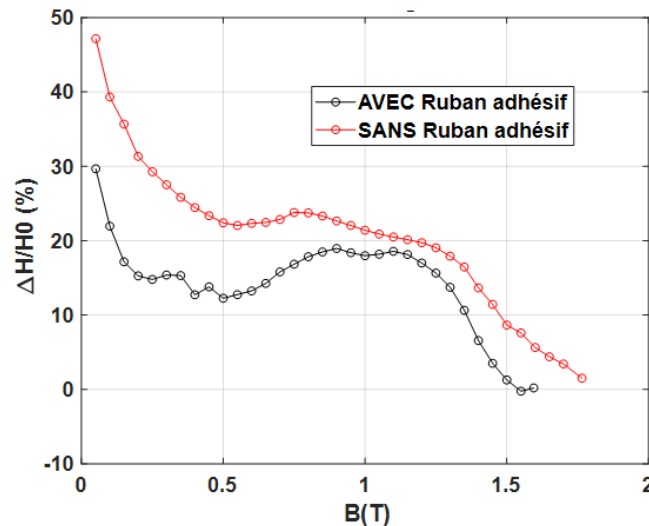


Figure IV- 4 - Variation relative du champ magnétique, à 50 Hz, induite par le procédé d'imprégnation - Circuit magnétique avec et sans ruban adhésif

Ces premières mesures portant sur l'effet du procédé d'imprégnation sur la loi de comportement magnétique permettent d'aboutir aux conclusions suivantes :

- Le procédé d'imprégnation dégrade significativement la courbe normale principalement à basse induction et dans le coude de saturation.
- La manière dont diffuse la résine semble également avoir un effet puisque le tore sans ruban adhésif est plus dégradé magnétiquement que celui avec ruban adhésif.

Effet sur les pertes Fer

L'évolution des pertes Fer induite par le procédé d'imprégnation, sur les deux groupes de tores, a également été analysée aux fréquences de 5 Hz, 50 Hz et 300 Hz. Les résultats sont donnés sur toute la gamme d'induction, Figure IV- 5, et avec un élargissement de l'échelle aux moyens et hauts niveaux d'induction, Figure IV- 6.

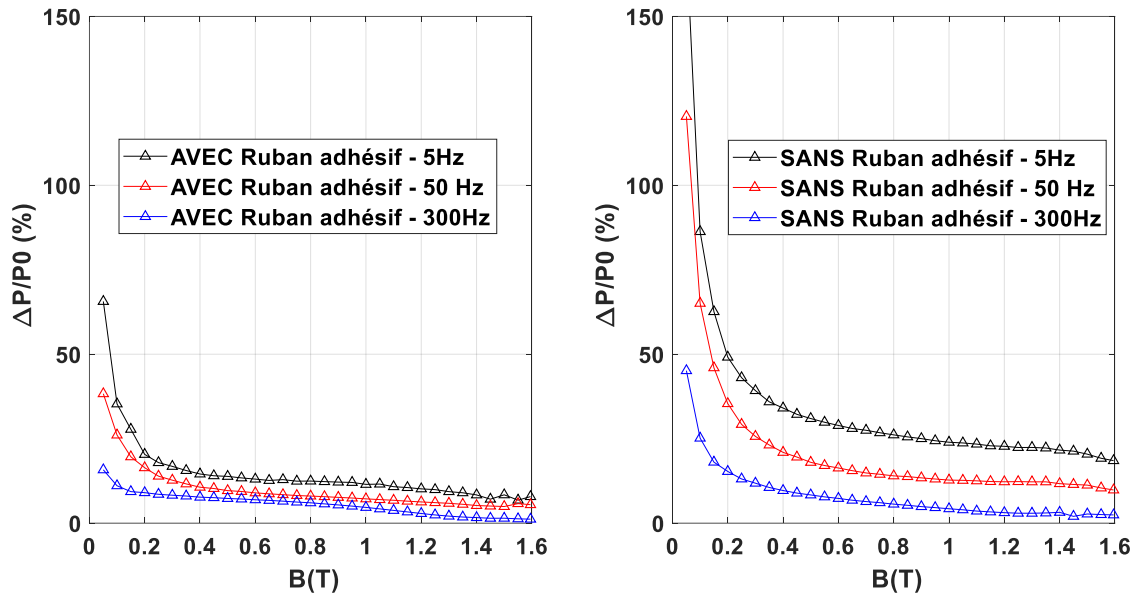


Figure IV- 5 - Effet sur les pertes Fer à 5 Hz, 50 Hz et 300 Hz - Circuit magnétique avec et sans ruban adhésif

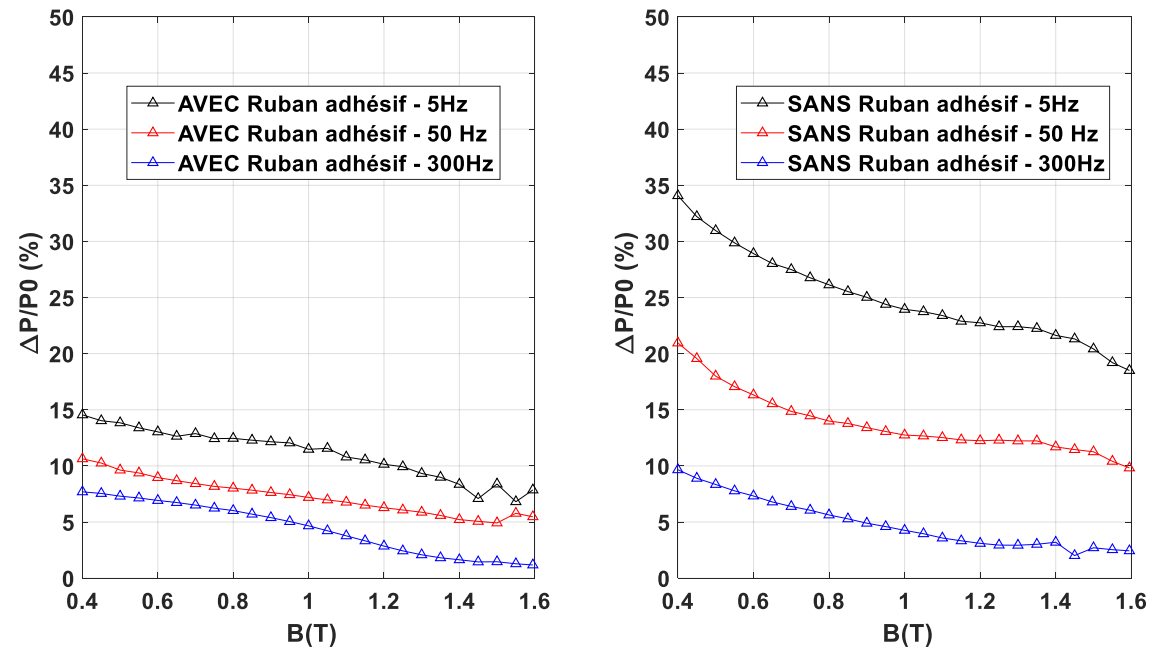


Figure IV- 6 - Effet sur les pertes Fer à 5 Hz, 50 Hz et 300 Hz – Zoom sur les moyennes et hautes inductions - Circuit magnétique avec et sans ruban adhésif

De plus, les valeurs exactes des pertes Fer avant et après imprégnation sont également données, sur le Tableau IV- 3, à la fréquence de 50 Hz.

Niveau d'induction magnétique	0,5T	1T	1,5T
Tore bobiné avec ruban adhésif			
Pertes Fer avant le procédé d'imprégnation (W/kg)	0,52	1,7	3,86
Pertes Fer après le procédé d'imprégnation (W/kg)	0,57	1,83	4,05
Tore bobiné sans ruban adhésif			
Pertes Fer avant le procédé d'imprégnation (W/kg)	0,51	1,7	3,85
Pertes Fer après le procédé d'imprégnation (W/kg)	0,61	1,93	4,35

Tableau IV- 3 - Mesures expérimentales des pertes Fer avant et après imprégnation à 50Hz pour des niveaux d'inductions de 0,5T, 1T et 1,5T

Les résultats ci-dessus sont sans équivoques et nous amènent aux conclusions suivantes concernant les pertes Fer :

- Le procédé d'imprégnation augmente significativement les pertes Fer.
- Le procédé d'imprégnation est plus impactant dans le cas du circuit magnétique sans ruban adhésif ce qui semble indiquer un effet de la résine et de la manière dont elle se diffuse au sein dudit circuit.
- L'augmentation relative des pertes Fer est extrêmement importante aux faibles inductions, puis décroît au fur et à mesure que l'induction augmente.
- Pour la fréquence industrielle de 50Hz aux moyennes et hautes inductions, les pertes Fer augmentent de 5 à 10% et de 10 à 15% pour les cas, respectivement, avec et sans ruban adhésif.

D'un point de vue plus général, ces premières mesures expérimentales montrent que l'imprégnation a un effet significatif sur les propriétés magnétiques des circuits étudiés. Les prochaines étapes consistent à analyser et identifier les phénomènes à l'origine de ces effets.

IV. 1-C.6) Résultats obtenus sur deux tores identiques imprégnés différemment

Ici, deux tores ayant des propriétés magnétiques identiques avant imprégnation ont été choisis et imprégnés. Ces deux tores ont été **imprégnés strictement selon le même procédé (avec ruban adhésif) et ce, au même moment**. La seule différence entre eux est que l'un a été imprégné à l'horizontal (déposé à plat dans la cuve d'imprégnation) et que l'autre a été imprégné à la verticale (suspendu dans la cuve d'imprégnation). Comme on peut le voir sur la Figure IV- 7, dans le cas du tore imprégné à l'horizontal, la couche de résine est très visible sur la face sur laquelle il reposait. Sur le tore imprégné à la verticale, on distingue peu la résine même s'il est possible de deviner un point de résine correspondant, *a priori*, à l'endroit par lequel la résine s'est égouttée. S'il apparaît très clairement que la position du tore dans la cuve d'imprégnation influence la manière dont la résine va se déposer autour de celui-ci formant des paquets de résines de localisations et d'épaisseurs différentes, il est intéressant de déterminer l'évolution des propriétés magnétiques de chacun de ces tores.

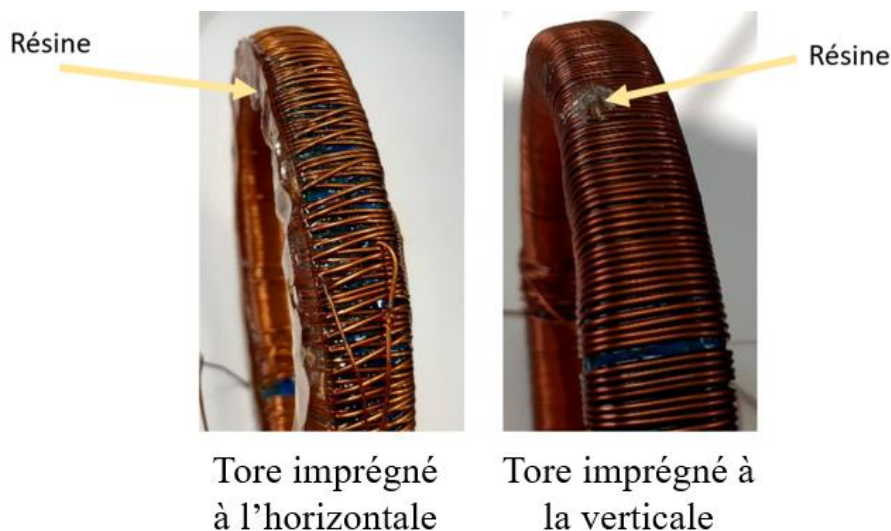


Figure IV- 7 - Tore imprégné à l'horizontale et tore imprégné à la verticale

La variation relative du champ magnétique suite à l'imprégnation est donnée sur la Figure IV- 8, pour les deux tores considérés, à 50 Hz. La dégradation de la loi de comportement est bien plus marquée dans le cas du tore imprégné à l'horizontale avec une augmentation de près de 70% du champ d'excitation à 1 T contre 20% pour le tore imprégné à la verticale.

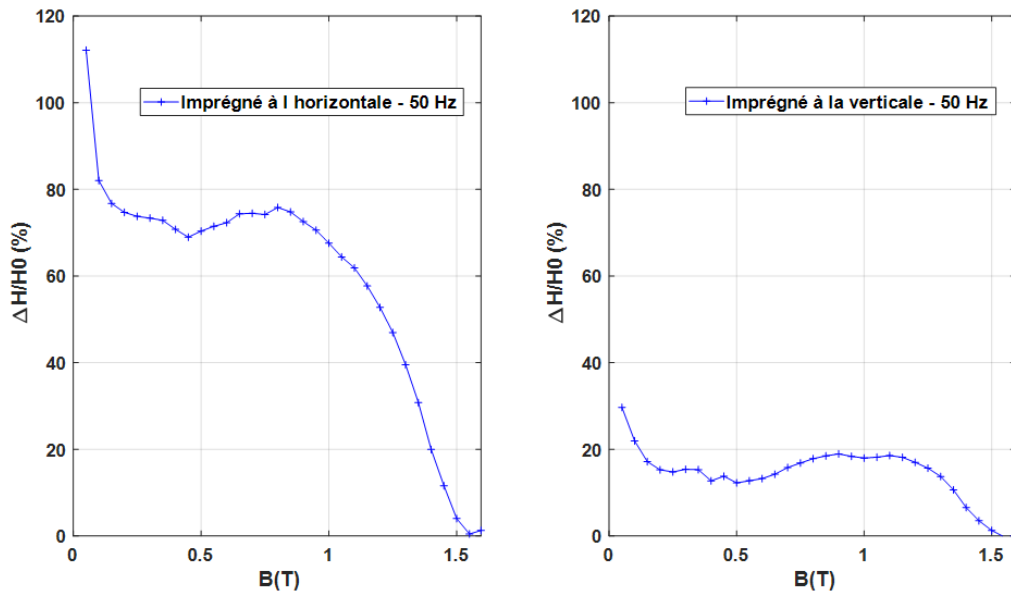


Figure IV- 8 - Ecart relatif sur le champ magnétique à 50Hz - Comparaison entre le tore imprégné à l'horizontale et celui imprégné à la verticale

La Figure IV- 9 et la Figure IV- 10 présentent, quant à elles, l'évolution des pertes Fer après imprégnation pour les deux tores. De la même manière, le tore imprégné horizontalement présente des pertes significativement plus importantes que celles du tore imprégné verticalement.

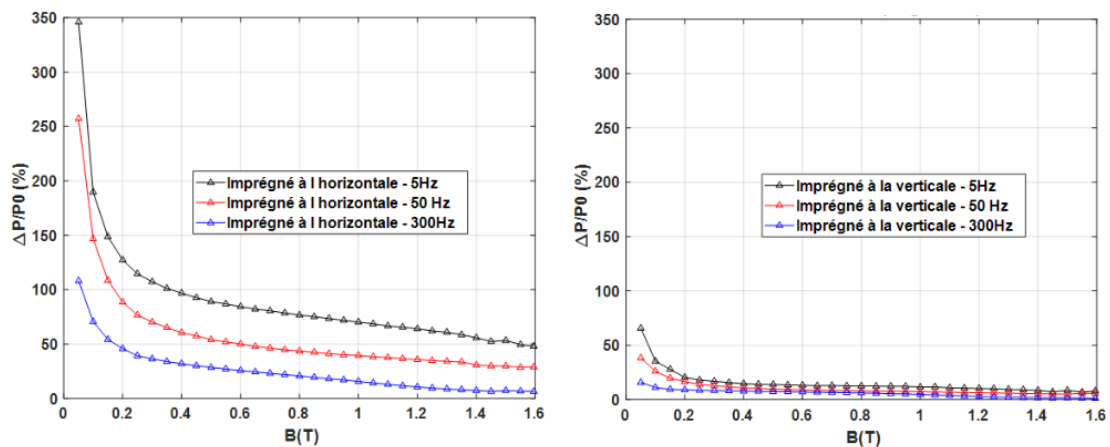


Figure IV- 9 - Ecart relatif sur les pertes Fer à 5Hz, 50Hz et 300Hz - Comparaison entre le tore imprégné à l'horizontale et celui imprégné à la verticale

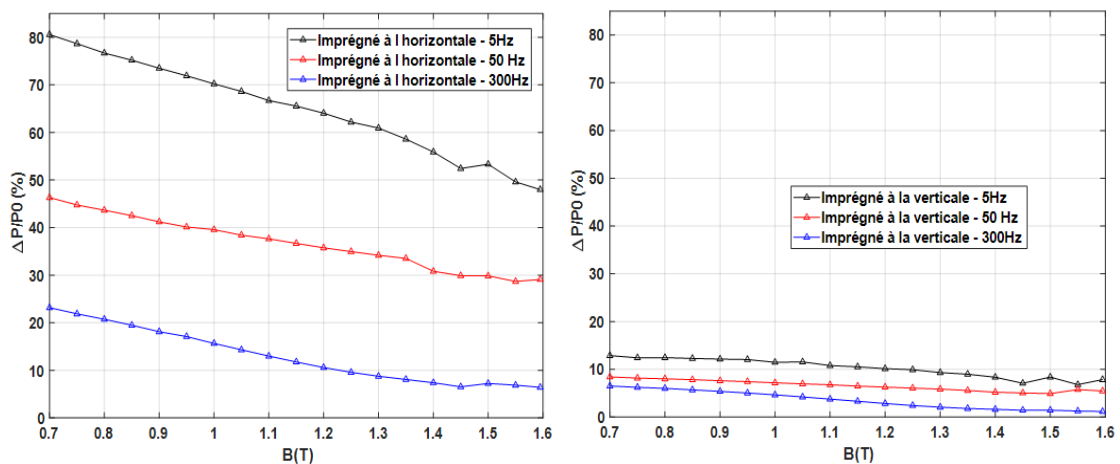


Figure IV- 10 - Ecart relatif sur les pertes Fer à 5 Hz, 50 Hz et 300 Hz - Comparaison entre le tore imprégné à l'horizontale et celui imprégné à la verticale – Zoom aux moyennes et hautes inductions

De ce fait, il apparaît clairement que l'épaisseur de la résine ainsi que sa répartition autour du tore ont une influence significative. En effet, pour les faibles niveaux d'inductions, Figure IV- 9, les pertes augmentent jusqu'à peu près 100% à 300 Hz, 250% à 50Hz et 350% à 5 Hz dans le cas du tore imprégné à l'horizontale contre 20%, 45% et 70% pour le tore imprégné à la verticale. Pour les moyennes et hautes inductions, Figure IV- 10, l'augmentation relative des pertes Fer est en moyenne de 15%, 40% et 65% (à 300, 50 et 5 Hz respectivement) sur la plage d'induction de 0,7 T à 1,6 T pour le tore imprégné à l'horizontale contre 4%, 8% et 12 % pour le tore imprégné à la verticale dans les mêmes conditions. D'après les résultats des Figure IV- 8, Figure IV- 9 et Figure IV- 10, la différence de l'effet sur les propriétés magnétiques entre le tore imprégné à l'horizontale et celui imprégné à la verticale peut être approximée globalement par un rapport 4 sur le champ magnétique et un rapport 5 sur les pertes Fer, ce qui est très significatif.

Ces résultats montrent un effet notable du procédé d'imprégnation sur les propriétés des circuits magnétiques étudiées mais également des variations significatives entre le cas avec et sans ruban adhésif et celui entre un tore imprégné à l'horizontal et imprégné à la verticale. Rappelons que le procédé d'imprégnation se décompose en deux étapes. Afin de pouvoir quantifier correctement l'effet de chacune de ces étapes pour identifier les mécanismes impactant mis en jeu, on étudiera dans un premier temps l'effet de la température sur les propriétés magnétiques avant de s'intéresser plus particulièrement à celui du dépôt de la résine. Le fait de commencer par le traitement thermique permettra de pouvoir, par la suite, dissocier son effet de celui de la résine sur les propriétés magnétiques. En effet, la résine devant obligatoirement être chauffée afin qu'elle polymérise autour du circuit, son effet sera automatiquement couplé à celui de la température.

IV. 2 – Etudes séparés de l'effet de la température et de l'effet du dépôt de la résine sur les propriétés magnétiques

IV. 2-A) Etude de l'effet de la température sur les propriétés magnétiques

IV. 2-A.1) Essais sur des circuits magnétiques toriques

Pour cette étude, un nouveau tore a été réalisé avec des tôles issues de la même bobine que précédemment. Il a ensuite été placé dans une étuve de laboratoire (sans être imprégné) pour subir le même traitement thermique que celui utilisé lors des deux cycles d'imprégnation afin d'analyser le seul effet de la température.

Au niveau du protocole, il est important de noter que la caractérisation des propriétés magnétiques est réalisée **à froid** après une certaine durée de chauffe, comme explicité sur le schéma de la Figure IV- 11. La température du four est notée T_{FOUR} et la durée de chauffe de la $i^{\text{ème}}$ mesure est notée d_i . Pour des raisons de confidentialité, la durée exacte de chauffe et les températures associées correspondant aux deux cycles d'imprégnations ne peuvent pas être communiquées.

La Figure IV- 12 illustre les variations relatives du champ magnétique en fonction de la durée sous température. Les résultats démontrent une dégradation de la loi de comportement magnétique, notamment aux basses et moyennes inductions, avec une augmentation relative de champ, après une durée de chauffe équivalente à deux cycles d'imprégnations, d'approximativement 12% et 16% aux niveaux d'induction, respectivement, 0,5 T et 1 T. A haute induction (1,5 T), l'effet est toutefois beaucoup plus faible, avec une augmentation de champ de l'ordre de 2%, toujours après deux cycles. De plus, sur la Figure IV- 13, la courbe normale de l'échantillon est donnée avant et après la phase de chauffe, ce qui permet de constater que les effets sur le champ magnétique, bien qu'observables, restent peu significatifs.

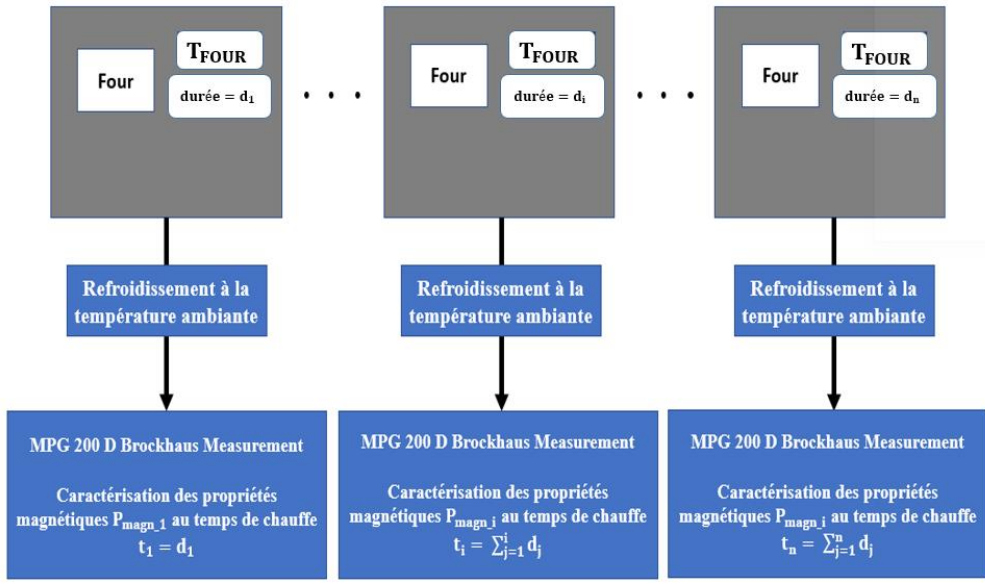


Figure IV- 11 - Schématisation du protocole expérimental suivi pour la caractérisation des propriétés magnétiques du tore étudié en fonction de la température de chauffe.

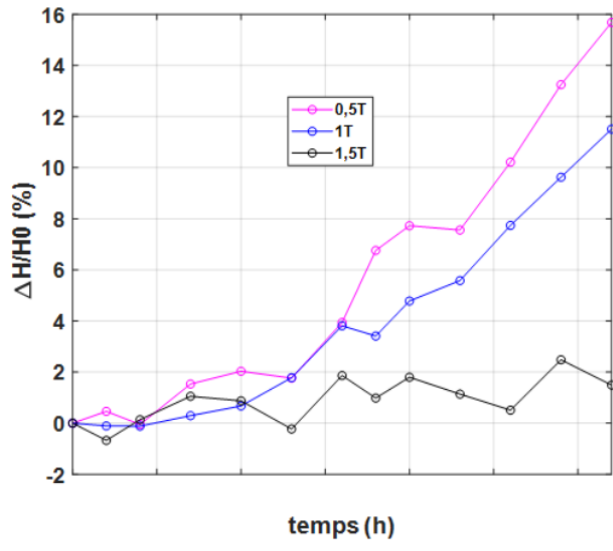


Figure IV- 12 - Variations relatives du champ magnétique pour un tore chauffé en étuve suivant la caractéristique durée - température de deux cycles d'imprégnations – 50Hz

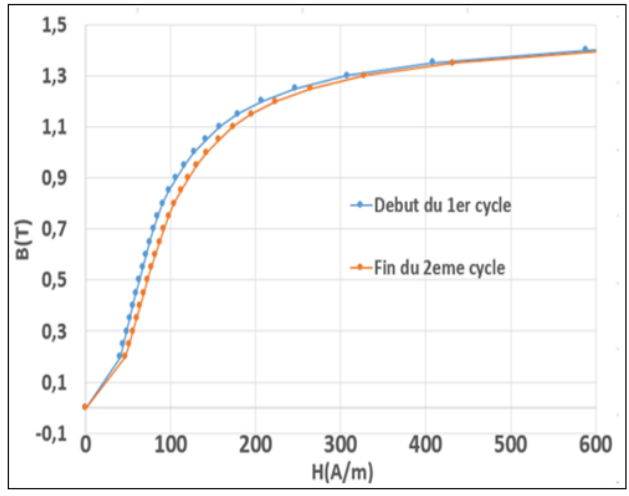


Figure IV- 13 - Courbes B-H de l'échantillon avant le début du premier cycle de chauffe et à la fin du deuxième cycle de chauffe

Sur la Figure IV- 14, l'évolution des pertes Fer est donnée pour la même caractéristique durée-température que les deux courbes précédentes, aux niveaux d'inductions de 0,5 T, 1 T et 1,5 T. A l'issue des deux cycles thermiques, une augmentation significative des pertes Fer est observée (pour les trois niveaux d'induction cités plus haut, cette augmentation est, respectivement, d'environ 18%, 15% et 13%). Ce comportement est caractéristique du phénomène de vieillissement magnétique présenté dans le premier chapitre. Ces tôles semblent y être particulièrement sensibles.

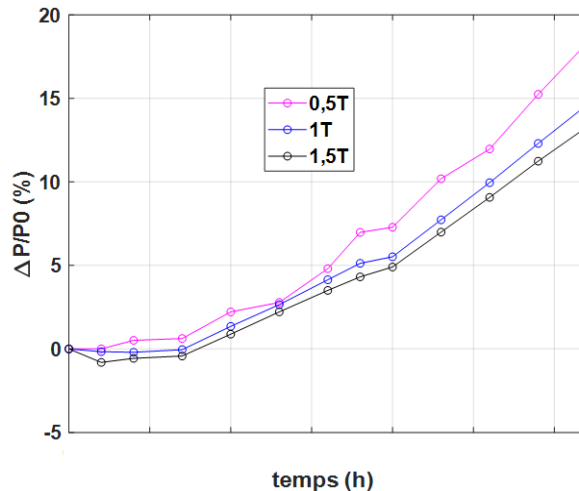


Figure IV- 14 - Variations relatives des pertes Fer pour un tore chauffé en étuve suivant la caractéristique durée - température de deux cycles d'imprégnations - 50Hz

Le vieillissement magnétique observé sur les propriétés magnétiques du tore étudié pour une durée de chauffe caractéristique de deux cycles présente un effet notable sur les propriétés magnétiques alors même que le taux de silicium de l'acier considéré est a priori important, ce qui devrait agir, d'après la littérature, comme un inhibiteur dans la formation de précipités (carbures, nitrures, ...) qui sont à l'origine du vieillissement magnétique et en particulier de l'augmentation des pertes Fer, [77]. Même si quelques études ont montré que les tôles fer-silicium à fort taux de silicium ($\approx 3\%$, proche du taux présent dans les tôles utilisées) pouvaient présenter un effet de vieillissement, Figure I- 25, l'effet constaté n'est pas courant. Deux questions se posent alors :

- Comment évolueraient les propriétés du circuit magnétique pour des durées de chauffe encore plus longues ?
- Est-ce que cet effet est similaire sur d'autres tôles JEUMONT Electric ?

Pour répondre à la première question, le tore étudié a été soumis aux températures mises en jeu dans le cycle d'imprégnation jusqu'à stabilisation de ses propriétés magnétiques, Figure IV- 15. Lorsqu'on arrive à une durée suffisamment grande pour que les pertes Fer ne varient plus, on constate que celles-ci ont augmenté d'approximativement 65%, 45% et 40% respectivement aux inductions de 0,5 T, 1 T et 1.5 T, à 50 Hz.

Pour le deuxième point, un second tore, identique au premier élaboré avec des tôles de même grade mais issues d'un autre fournisseur, a été bobiné. Ce second tore a été soumis au même protocole de vieillissement thermique que le tore initial. Le Tableau IV- 4 synthétise la comparaison des 2 tores en lien avec les résultats donnés à la Figure IV- 15. Sous l'effet de la température, seul le premier tore affiche une augmentation des pertes Fer alors que celles du second demeurent inchangées.

	Tore 1	Tore 2
Grade	M400-65A	M400-65A
Fournisseur	1	2
Vieillissement thermique	OUI	NON

Tableau IV- 4 - Caractéristiques des deux tores chauffés

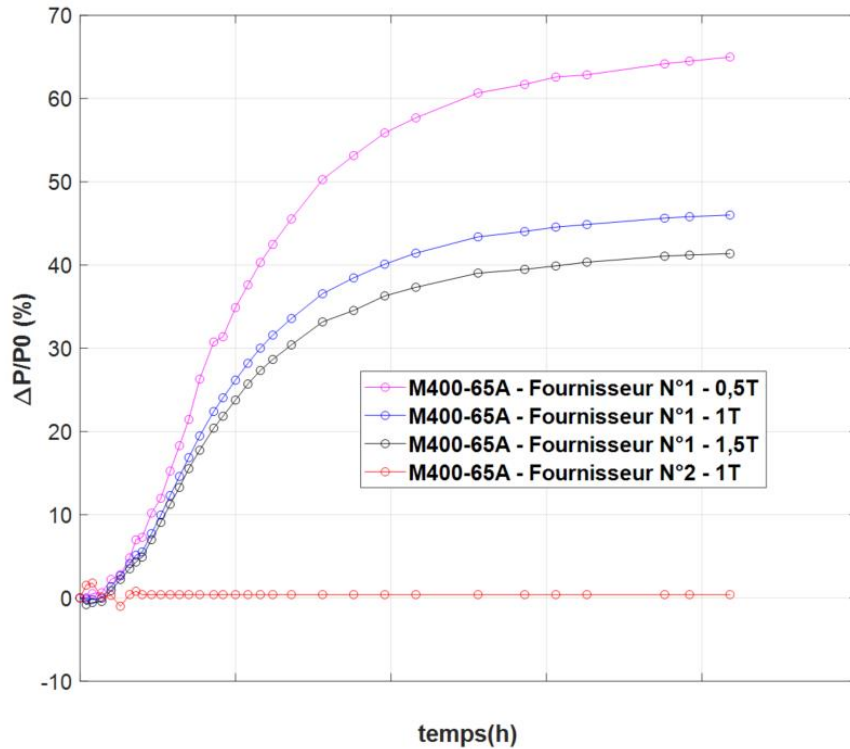


Figure IV- 15 - Augmentation des pertes Fer pour une durée importante (plusieurs centaines d'heures) de chauffe sur deux circuits magnétiques de même grade mais pas du même fournisseur

Ainsi, deux tôles de même grade, et donc *a priori* identiques d'un point de vue des propriétés magnétiques, présentent des évolutions totalement différentes en termes de vieillissement magnétique avec une augmentation significative des pertes Fer dans un cas et rien de significatif dans l'autre. Il semble donc nécessaire de continuer à investiguer cette problématique de vieillissement.

IV. 2-A.2) Essais sur des tôles uniques

Les essais précédents ont été effectués sur des tores. Bien que les mesures semblent cohérentes et répétables (pour des tôles issues strictement du même rouleau), nous avons suivi un second protocole où seule une tôle, type SST, subit le traitement thermique (configuration différente du cas du tore où il s'agissait d'un empilement de tôles avec les bobinages primaire et secondaire). Cette approche permet de s'affranchir d'éventuels effets dus à la présence des bobinages ou à l'altération de l'isolation entre tôles par la température mais aussi de consolider les résultats précédents. Pour cela, plusieurs échantillons, issus de différents grades de tôles, sont sélectionnés et caractérisés magnétiquement avec le *Single Sheet Tester*, toujours à température ambiante après différentes durées de chauffe. Les grades, géométries, caractéristiques et méthodes de mesures sont résumés dans le Tableau IV- 5. Notons enfin que toutes ces tôles sont issues du **même fournisseur**.

Grade	Géométrie	Méthode de Caractérisation	Isolation
M600-65A	300 mm x 30 mm	Single Sheet Tester	Tôle nue
M400-65A			
M330-65A			
M250-35A			

Tableau IV- 5 - Tôles caractérisées au Single Sheet Tester dans le cadre de l'étude sur le vieillissement

Les échantillons ont été soumis à un traitement thermique à la température d'imprégnation sur une durée arbitraire. Les évolutions des pertes Fer sont données sur la Figure IV- 16 et sur la Figure IV- 17, respectivement pour les tôles M400-65A et M600-65A. Les évolutions des pertes Fer des tôles

M300-65A et M250-35 ne sont pas représentées car elles présentent un comportement similaire à celui de la tôle M400-65A, Figure IV- 16 : les pertes n'évoluent pas en fonction de la température sur la durée de chauffe considérée. En effet, hormis une variabilité inférieure à quelques pourcents au départ, les pertes Fer restent inchangées. A l'opposé, les tôles M600-65A présentent une évolution très marquée des pertes Fer avec la durée de traitement thermique.

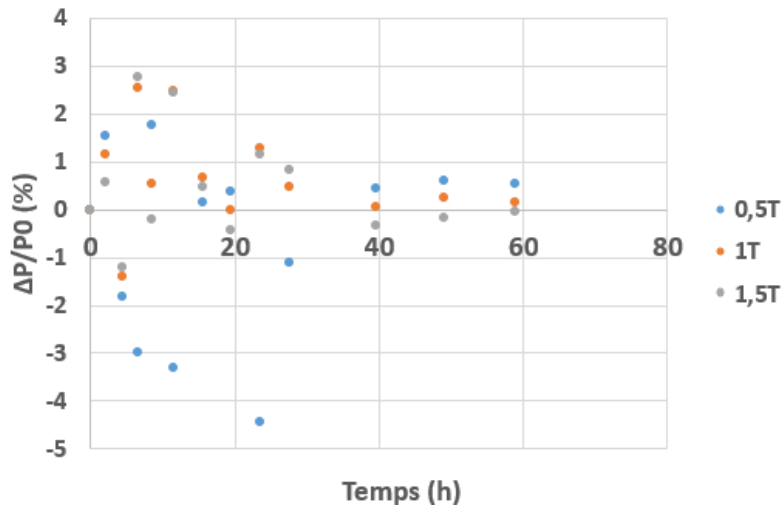


Figure IV- 16 - Evolution des pertes Fer, à température ambiante, à 50Hz, de la tôle SST du grade M400-65A

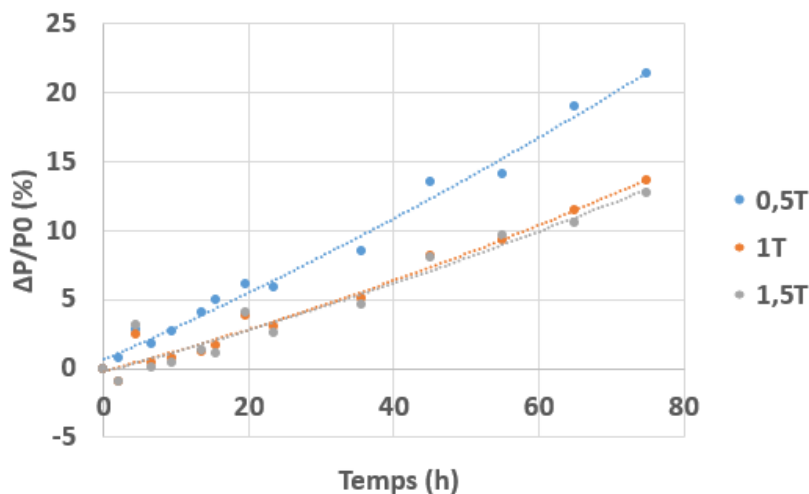


Figure IV- 17 - Evolution des pertes Fer, à température ambiante, à 50Hz, de la tôle SST du grade M600-65A

Ces résultats confortent les précédents propos : parmi les tôles utilisées par JEUMONT Electric dans leurs machines électriques, il apparaît clairement que certaines peuvent être très sensibles au vieillissement thermique tandis que d'autres y sont insensibles. La prochaine étape consiste à analyser les échantillons afin de corréler les observations macroscopiques sur les pertes Fer avec l'origine supposée au niveau microstructural. D'autre part, une tôle SST issue du même rouleau que celles avec lequel le tore précédent a été vieilli, tore 1 de la Figure IV- 15, a également été chauffée et a présenté les mêmes résultats que pour ledit tore, ce qui consolide encore plus ces résultats.

IV. 2-A.3) Pistes d'investigations pour identifier les origines du vieillissement thermique des aciers électriques

Comme abordé précédemment, le phénomène de vieillissement dans les aciers magnétiques doux est souvent associé à la formation de précipités qui sont généralement des carbures mais on

retrouve également, dans une moindre mesure, d'autres précipités tels les précipités de nitrures. Dans ces deux derniers cas, cela fait écho à une présence en excès de carbone ou d'azote dans la tôle. Il est à noter que nous ne disposons que d'un accès très limité aux informations telles que le procédé détaillé de la fabrication de l'acier électrique ou sa composition chimique exacte (il n'a pas été possible de l'obtenir dans le temps de la thèse). De plus, il n'est pas possible, à ce stade, d'exclure la possibilité qu'il y ait la formation d'autres précipités que les carbures ou les nitrures. En fin de compte, on ne dispose que du constat que certaines tôles subissent un vieillissement magnétique très rapide et significatif alors que d'autres ne sont pas du tout impactées. La piste retenue a été de tenter d'identifier et de quantifier la formation des précipités en termes de proportion et de nature (carbures, nitrures, autres).

Par ailleurs, n'ayant pas à disposition immédiate une technique fiable permettant de quantifier des éléments très légers (carbone, azote) présents en très faibles quantités (jusqu'à quelques dizaines de ppm) dans la composition des tôles, on s'est donc tourné vers des méthodes qui permettent d'observer une différence, que ce soit dans la composition chimique globale ou dans la microstructure, entre un échantillon vieilli et un échantillon non vieilli. Pour ces deux méthodes, décrites plus loin, le protocole est le même et se décline comme suit :

- Les grades d'aciers électriques présentés sur la Figure IV- 16 (M400-65A) et sur la Figure IV- 17 (M600-65A) sont sélectionnés, le premier n'étant pas sensible au vieillissement magnétique tandis que le second l'est significativement. Pour chaque grade, deux échantillons de géométrie type Epstein (300 mm x 30 mm) sont prélevés. Les propriétés magnétiques des échantillons issus du même rouleau ainsi que leurs sensibilités au vieillissement magnétique sont supposées identiques.
- Pour chaque couple d'échantillon, l'un est traité thermiquement (M400-65A_N°1 et M600-65A_N°1) tandis que l'autre ne subit aucun traitement thermique (M400-65A_N°2 et M600-65A_N°2).
- Après le traitement thermique, un échantillon de dimensions 10 mm x 10 mm x 0,65 mm (longueur, largeur, épaisseur) est prélevé dans chacun des échantillons Epstein. Ces quatre échantillons subissent ensuite les analyses XPS qui suivent afin de déceler une quelconque évolution notable au niveau de la formation de précipités.

Résultats des essais par *X-ray Photoelectron Spectroscopy* (XPS)

La technique XPS (Spectrométrie de photoélectrons X) permet d'analyser les éléments de surface d'un échantillon. Elle permet de déterminer la composition chimique et les états de liaisons de ces éléments. Le principe simplifié est le suivant : des rayons X sont envoyés sur la surface de l'échantillon et l'énergie cinétique des photoélectrons émis suite à cette radiation est mesurée. L'énergie de chaque photoélectron est ensuite associée à un élément chimique.

Le fait que cette méthode soit surfacique, la profondeur sondée peut atteindre jusqu'à une dizaine de nanomètre avec cette technique, est un point important. En effet, il faut à la fois être conscient qu'il n'est pas certain de déceler la présence de précipités dans cette zone-là et il faut tenir compte du fait que cela nécessite une préparation très minutieuse de l'échantillon afin de limiter au maximum le dépôt parasite d'éléments sur la surface notamment *via* le contact avec l'air (oxygène, azote, carbone, ...). Les résultats sont synthétisés ci-dessous. Les quatre échantillons ont été placés dans l'analyseur de surface XPS, Figure IV- 18, après avoir été minutieusement préparés pour que leurs états de surfaces soient les plus propres possibles.



Figure IV- 18 - Vue globale du banc expérimental XPS à gauche et les quatre échantillons placés au sein du banc

Cette méthode permet de déterminer de manière quantitative la présence d'éléments s'ils sont suffisamment présents (plus de quelques pourcents), ce qui n'est sans doute pas le cas des éléments que l'on cherche comme les précipités de carbures et/ou de nitrures et encore moins du carbone ou de l'azote. L'objectif est donc de pouvoir effectuer une analyse qualitative et de pouvoir mettre en évidence une augmentation de la présence de carbures ou de nitrures avant et après traitement thermique.

L'analyse des résultats montre, premièrement, qu'on n'observe aucune présence de nitrures sur les quatre échantillons, que ce soit avant ou après traitement thermique. Concernant les carbures, les taux de carbures présents, par rapport à l'ensemble des éléments liés au carbone présents dans les échantillons, sont donnés dans le Tableau IV- 6. Il est important de noter que parmi l'ensemble des éléments liés au carbone qui sont mesurés, un certain nombre sont liés à l'état de surface. En effet, bien qu'ayant préparé les échantillons scrupuleusement, le contact de ces derniers avec l'air est pratiquement inévitable. D'après la littérature et les températures appliquées lors du traitement thermique, on s'attend l'apparition de précipités de carbures de la forme $Fe_{2,3-4}C$, d'où la recherche spécifique de ces composés.

	Variation des propriétés magnétiques suite au traitement thermique	Carbures (%) $Fe_{2,3-4}C$ (par rapport à la quantité mesurée de tous les éléments incluant du carbone)
M400-65A		
N°2 (sans traitement thermique)	NON	1,8
N°1 (avec traitement thermique)	NON	1,2
M600-65A		
N°2 (sans traitement thermique)	NON	0,8
N°1 (avec traitement thermique)	OUI	2,0

Tableau IV- 6 - Pourcentages de carbures $Fe_{2,3-4}C$ mesurés par rapport à la quantité totale d'éléments avec du carbone mesurée au sein des échantillons

Si les résultats obtenus semblent intéressants, il convient d'être prudent leur analyse. Premièrement, on se rend compte qu'*a priori*, la présence de carbures augmente après traitement thermique pour l'échantillon dont les propriétés magnétiques ont évolué. Toutefois, pour les échantillons issus du rouleau M400-65A qui ne sont pas sensibles au vieillissement thermique, on mesure des taux de carbures de 1,8% et de 1,2% respectivement pour l'échantillon non traité et l'échantillon traité thermiquement. Si ces valeurs ne peuvent pas être considérées d'un point de vue quantitatif, on n'est pas en mesure de conclure, avec certitude, sur leur fiabilité qualitative.

Ces résultats ne permettent pas de conclure, en l'état actuel mais présentent tout de même des résultats intéressants. Il faut consolider les mesures en réduisant au mieux les incertitudes parasites et ce notamment en faisant les mesures sur un même échantillon avant et après traitement thermique. De

plus, en parallèle, on pourra se tourner vers d'autres méthodes. Ces essais ont, entres autres, démontré les verrous techniques et les difficultés quant à l'identification, la quantification et la compréhension des phénomènes liés au vieillissement des aciers électriques.

IV. 2-B) Etude de l'effet de la résine sur les propriétés magnétiques

IV. 2-B.1) Simulations thermo-mécaniques

Dans cette partie, on cherche à comprendre et quantifier l'effet de la résine sur les propriétés magnétiques. Dans un premier temps, par des simulations thermo-mécaniques sous Abaqus, on s'intéresse au comportement de la résine lors du procédé d'imprégnation. On rappelle que celle-ci est d'abord déposée sur le circuit magnétique avant que l'ensemble (circuit magnétique + résine) ne soit placé dans un four et soumis à une température élevée afin que la résine puisse polymériser. Sachant que la matière se dilate lorsque la température augmente et qu'elle se rétracte quand la température diminue, on peut supposer qu'à la sortie du four, la résine, en se refroidissant, va refroidir et venir se rétracter sur le circuit magnétique et ainsi le contraindre mécaniquement et dégrader ses propriétés magnétiques.

Pour cela, il convient donc d'analyser les coefficients de dilatation thermique de la résine d'imprégnation et du circuit magnétique. Celui de la résine est approximativement quatre fois plus important que celui du circuit magnétique ce qui semble donc conforter notre hypothèse selon laquelle la résine va se rétracter plus que le circuit magnétique et induire des contraintes mécaniques au sein de ce dernier.

Afin de s'en assurer, une étude thermo-mécanique par éléments finis sous le logiciel Abaqus [132] a été réalisée. Pour cette étude, on considère le circuit magnétique entouré par la résine, Figure IV- 19. Si, en pratique, l'épaisseur de résine qui a polymérisé autour du circuit magnétique n'est pas constante, dans un souci de praticité et d'exploitation des résultats, on considère une épaisseur de 1 mm homogène sur l'ensemble de la surface extérieure du circuit magnétique. La simulation par éléments finis est un problème dit de couplage température-déplacement. La température initiale considérée pour l'ensemble du système (circuit magnétique + résine) est la température du four à laquelle la résine polymérise. La température finale correspond à celle ambiante et vaut 23°C. Les données mécaniques utilisées pour l'étude sont dans le Tableau IV- 7. La géométrie, présentée sur la Figure IV- 19, présente une symétrie axiale (Oz) ce qui permet de considérer uniquement un quart du dispositif en tenant compte des plans de symétries (xOz) et (yOz) comme conditions aux limites de symétries. De même, le dispositif étudié possède un plan de symétrie parallèle à (xOy) ce qui permet de ne représenter que la moitié du dispositif dans le sens de la hauteur. Une condition aux limites de symétrie est d'ailleurs imposée sur ce plan. Les dimensions d'une maille sont de 0,5 mm³. Pour ce qui est des conditions aux interfaces entre la résine et le circuit magnétique, le volume total du maillage a été partitionné afin d'affecter les différentes caractéristiques thermo-mécaniques à chaque matériau. Ce choix se fait, d'une part, parce que la résine est de type époxy, type régulièrement utilisé pour les applications de collage, ce qui va dans le sens du choix de considérer la résine comme étant adhésive à la surface des tôles. D'autre part, le coefficient de dilatation de la résine est plus élevé que celui du circuit magnétique donc l'interface se retrouvera en compression favorisant ainsi l'hypothèse d'absence de rupture de l'interface.

	Unité	Circuit magnétique	Résine
Module de Young	GPa	211	5,9
Coefficient de Poisson	-	0,29	0,35
Masse Volumique	kg.m ⁻³	8050	1250
Conductivité thermique	W.m ⁻¹ .K ⁻¹	50,2	0,25
Coefficient de dilatation thermique	K ⁻¹	1.10 ⁻⁵	4.10 ⁻⁵
Chaleur spécifique	J.kg ⁻¹ .K ⁻¹	420	1000

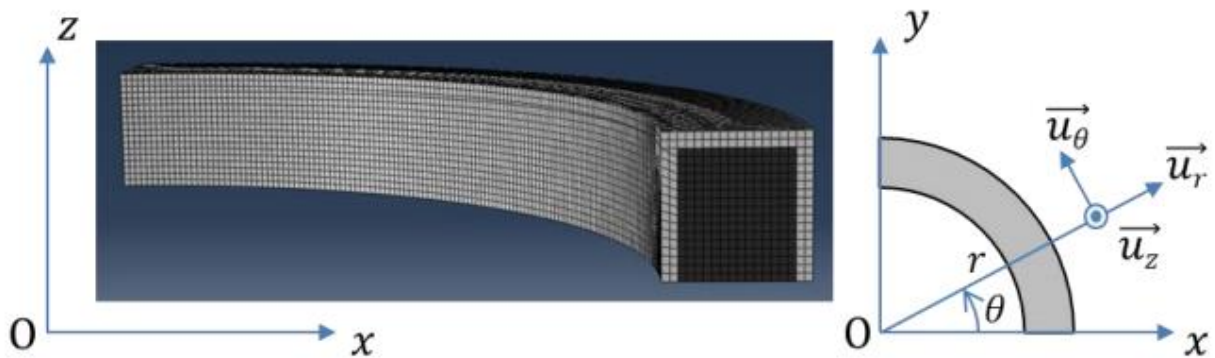


Figure IV- 19 - Vue du circuit magnétique (noir) et de la résine (gris) - Vue en perspective (gauche) et vue de dessus (droite) - Définition du repère cylindrique utilisé

Sur la Figure IV- 20, les résultats sont présentés : on donne les contraintes mécaniques induites dans les trois directions de l'espace : selon \mathbf{u}_θ , Figure IV- 20 – (a), selon \mathbf{u}_r , Figure IV- 20– (b), et selon \mathbf{u}_z , Figure IV- 20– (c). Sur ces figures, les contraintes sont données dans le circuit magnétique mais aussi dans la résine. Cette dernière correspond à la zone rouge (2 couches d'éléments) sur la Figure IV- 20 – (a), Sur cette même figure, on remarque que la contrainte induite dans le sens du flux (\mathbf{u}_θ) est relativement homogène et exclusivement en compression autour d'une valeur d'approximativement -15 MPa. Toujours dans le plan des tôles, mais cette fois-ci orthogonalement au sens du flux, Figure IV- 20 – (b), la contrainte est proche de 0 MPa au centre et augmente progressivement en compression jusqu'à atteindre des niveaux allant de -15 MPa (bleu clair) à -30 MPa (bleu foncé) sur le haut du circuit magnétique. Enfin, selon le sens de l'épaisseur, Figure IV- 20 – (c), la contrainte est relativement homogène, autour de -10 MPa. De fait, le circuit magnétique est soumis à des contraintes de compression dans les trois directions. Au vue des niveaux de contraintes mis en jeu, et d'après ce que nous avons vu précédemment dans l'état de l'art traitant des effets des contraintes mécaniques dans le plan des tôles sur leurs propriétés magnétiques, les contraintes selon \mathbf{u}_θ ont plus d'effet sur les propriétés magnétiques que celles selon \mathbf{u}_r . De plus, ces premières vont dégrader les propriétés magnétiques tandis que ces dernières vont tendre à les améliorer. Enfin, les contraintes selon \mathbf{u}_z , d'après les résultats expérimentaux du chapitre trois, Figure III- 38 et Figure III- 39, vont avoir un effet notable de dégradation de la perméabilité magnétique et un effet d'augmentation, bien plus modéré, sur les pertes Fer. Dans la mesure où les champs de contraintes observés sont bien plus importants selon \mathbf{u}_θ et \mathbf{u}_z (en termes de niveaux de contraintes atteintes mais aussi en termes de répartition au sein du circuit magnétique), il semble cohérent, toujours d'après les résultats de simulations, d'observer une dégradation des propriétés magnétiques liée à la rétraction thermique de la résine.

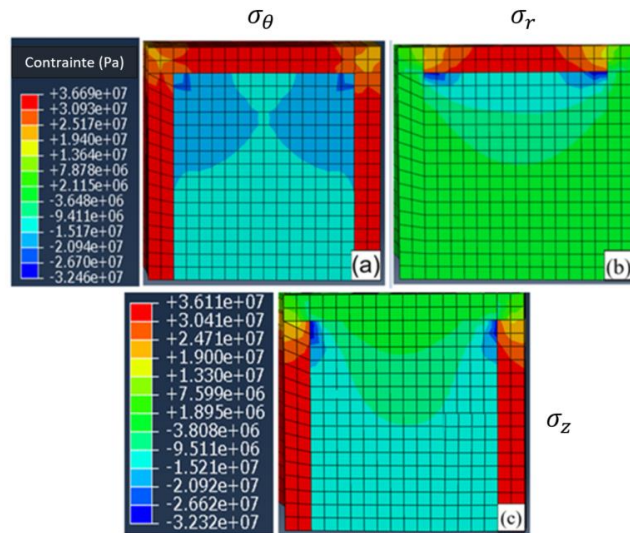


Figure IV- 20 - Contraintes mécaniques induites par la rétraction thermique de la résine dans la section du dispositif – selon \mathbf{u}_θ (a) – selon \mathbf{u}_r (b) – selon \mathbf{u}_z (c)

Les résultats expérimentaux associés aux simulations par éléments finis semblent indiquer que la résine d'imprégnation a un effet sur les propriétés magnétiques suite aux contraintes mécaniques induites lors de sa rétraction sur le paquet de tôles en sortie du four d'imprégnation. Toutefois, si les simulations sous Abaqus considèrent le cas d'une épaisseur de résine constante de 1 mm autour du circuit magnétique, il faut garder à l'esprit que cette épaisseur est surestimée par rapport à celles généralement observées sur les circuits magnétiques de machines JEUMONT Electric. Par ailleurs, on a considéré que la résine était uniquement située sur la partie extérieure du circuit magnétique (sans pénétration entre les tôles), ce qui correspond au seul cas avec présence de ruban adhésif. Enfin, d'un point de vue industriel, il a été démontré que les stators sont imprégnés de manière inhomogène avec notamment une couche de résine bien plus épaisse sur la partie inférieure des circuits magnétiques comme illustré sur la Figure II- 14.

De plus, la manière dont la résine se dépose sur la surface extérieure du circuit magnétique semble jouer un rôle fondamental. En effet, pour une épaisseur constante autour du circuit magnétique, plus celle-ci sera importante, plus les contraintes induites seront grandes puisqu'on se retrouve dans un cas similaire à celui du fretage [91], ce qui semble expliquer les différences d'effets observées entre le tore imprégné à l'horizontale et celui imprégné à la verticale, Figure IV- 8, Figure IV- 9 et Figure IV- 10.

IV. 2-B.2) Mise en évidence expérimentale de la diffusion de la résine au sein du circuit magnétique

D'un point de vue expérimental, une différence nette est observée entre le cas avec ruban adhésif et celui sans ruban adhésif, Figure IV- 4 et Figure IV- 5, ce qui semble indiquer un effet notable de la manière dont diffuse la résine au sein du circuit magnétique et notamment entre les tôles. Pour conforter ce dernier point, des mesures expérimentales complémentaires ont été réalisées. En effet, il faut s'assurer expérimentalement que la résine d'imprégnation pénètre bien dans les espaces interstices entre les tôles. Pour cela, un circuit magnétique imprégné sans ruban adhésif a été découpé et ses tôles séparées à plusieurs endroits. Considérons par exemple deux tôles A et B qui, dans le circuit magnétique, sont situées l'une sur l'autre (tôle A au-dessus de la tôle B). Une fois ces tôles séparées l'une de l'autre, l'observation au microscope, de la face inférieure de la tôle A et de la face supérieure de la tôle B (qui étaient en contact), comme illustré sur la Figure IV- 21, permet d'avoir une idée de l'état de l'interface entre ces tôles.

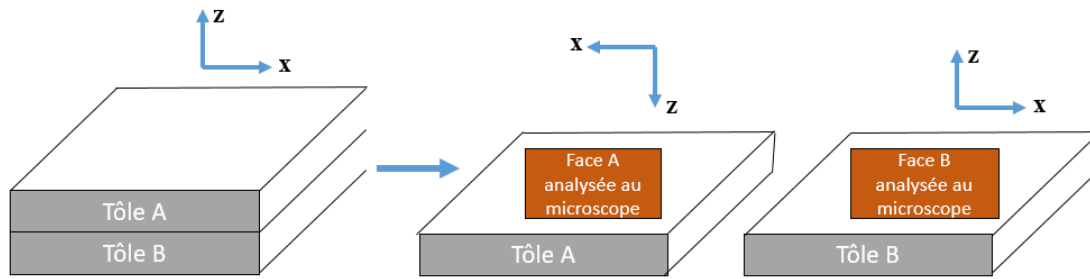


Figure IV- 21 - Illustration du protocole d'analyse de la pénétration de la résine d'imprégnation entre les tôles

En particulier, si la résine était bien présente entre ces deux tôles, cela devrait être visible sur les faces observées et c'est effectivement ce qui est observé sur la Figure IV- 22 et sur la Figure IV- 23 : pour les deux couples de tôles étudiés, un phénomène propre au collage est visible à l'interface avec une symétrie des motifs observés (certains motifs sont mis en évidence par des cercles rouges). Cette observation est caractéristique de la présence de résine entre les tôles. Comme on peut d'ailleurs le voir, la résine semble avoir imprégné sur l'ensemble de la largeur de la tôle. Les mêmes observations sont faites sur d'autres couples d'échantillons, et ce, indépendamment de l'épaisseur de résine imprégnée sur les surfaces extérieures du circuit magnétique. Enfin, sur la Figure IV- 24, on observe que même si la résine se diffuse sur toute la largeur des tôles, l'épaisseur de résine entre les couches de tôles est variable avec selon les endroits : certains présentent une épaisseur de résine entre tôles de l'ordre de $6\ \mu\text{m}$ (épaisseur maximale observée) et d'autres des épaisseurs de résine de l'ordre de $1\ \mu\text{m}$ (épaisseur minimale observée). Cela peut s'expliquer par la manière dont est placé le circuit magnétique dans la cuve d'imprégnation ou par une hétérogénéité au niveau du serrage des tôles. Le fait que la résine diffuse entre les tôles peut expliquer, au moins en partie, les écarts observés expérimentalement sur les propriétés magnétiques entre les cas d'imprégnation avec et sans ruban adhésif.

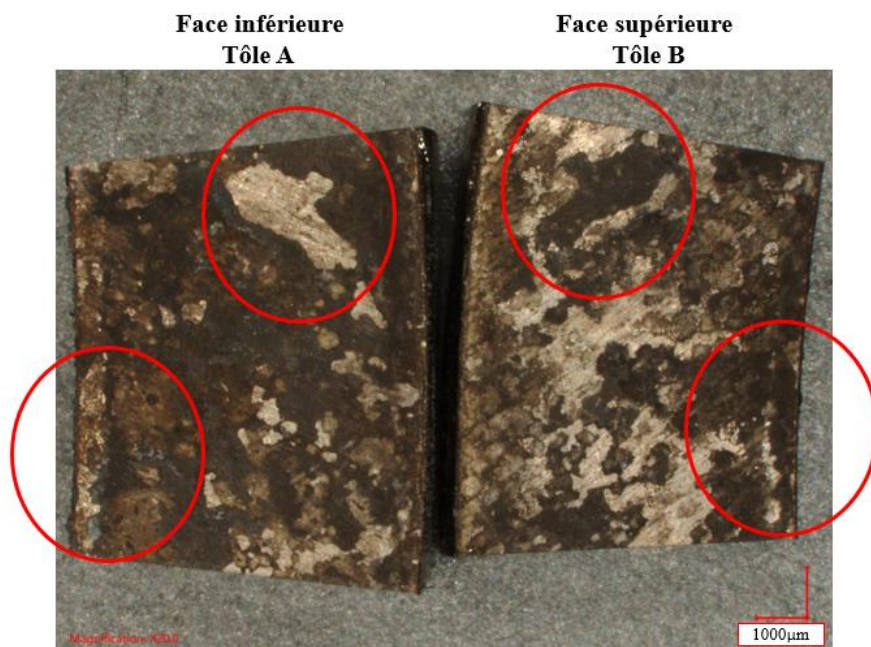


Figure IV- 22 - Image de l'interface entre deux tôles superposées, après séparation de ces dernières, dans le circuit magnétique après imprégnation - Echantillons 1



Figure IV- 23 - Image de l'interface entre deux tôles superposées, après séparation de ces dernières, dans le circuit magnétique après imprégnation - Echantillons 2

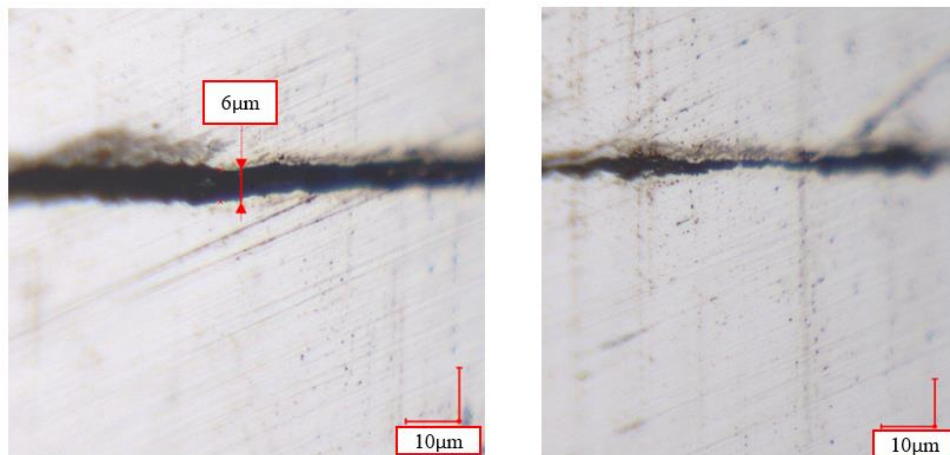


Figure IV- 24 - Image de l'interface entre deux tôles superposées, avant séparation de ces dernières, dans le circuit magnétique après imprégnation à deux endroits différents

IV. 2-B.3) Effet expérimental de la résine en s'affranchissant de l'effet du traitement thermique

Afin de n'étudier, expérimentalement, que l'effet de la résine sur les propriétés magnétiques, la démarche consiste à faire subir au tore issu du fournisseur 1, Figure IV- 15, un traitement thermique suffisamment long afin d'atteindre le palier de vieillissement. Le tore est ensuite imprégné, avec ruban adhésif, pour évaluer l'effet du procédé sur le circuit magnétique qui n'est donc plus sensible à la température en matière de vieillissement. Les résultats sont donnés sur la Figure IV- 25. La variation des propriétés magnétiques est légèrement moindre que dans le cas des circuits magnétiques imprégnés sans traitement thermique au préalable (Figure IV- 3, Figure IV- 4, Figure IV- 5 et Figure IV- 6) mais restent tout de même notables avec, à 50 Hz, une augmentation des pertes Fer de l'ordre de + 5 % et une augmentation du champ magnétique allant, au maximum, jusqu'à environ + 17 % (contre respectivement des augmentations de l'ordre de + 8 % et + 19 % dans le cas d'un circuit magnétique imprégné, avec ruban adhésif et sans traitement thermique préalable), ce qui confirme l'effet de la résine.

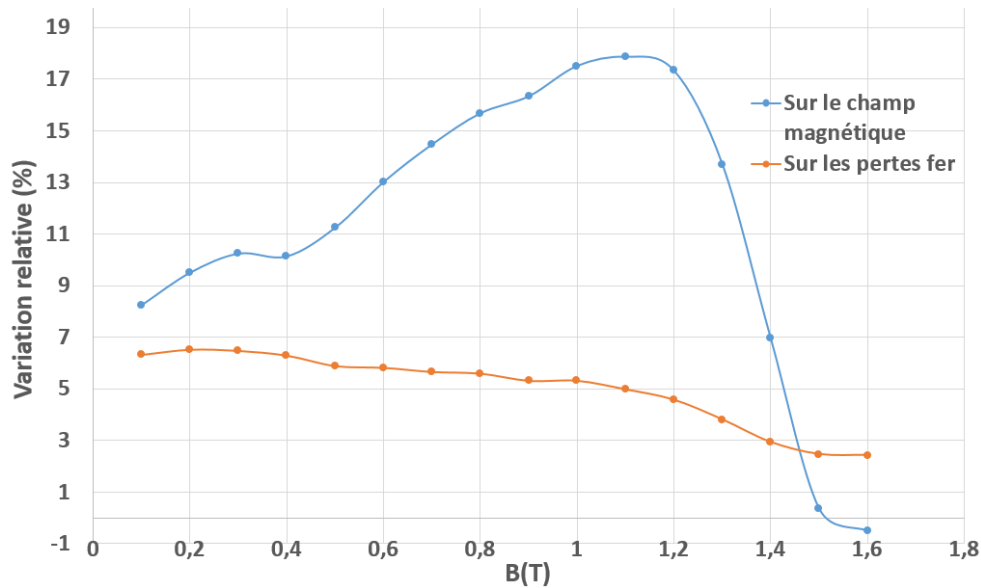


Figure IV- 25 - Evolution du champ magnétique et des pertes Fer, à 50 Hz, après imprégnation d'un circuit magnétique préalablement vieilli thermiquement

Ces résultats sont très intéressants et démontrent expérimentalement l'effet de la résine. Afin d'approfondir ces résultats, un protocole de mise en place d'une étude paramétrique concernant l'effet de l'épaisseur de résine va être mené.

IV. 2-B.4) Mise en place de protocole de mise en évidence expérimentale de la rétractation de la résine

Afin de mener une étude comparative de l'effet de la résine d'imprégnation sur les propriétés magnétiques, on choisit de fixer l'épaisseur de résine. En effet, l'hypothèse formulée quant à l'effet de rétractation de la résine peut être vérifiée en imprégnant des tores avec des épaisseurs de résine différentes mais constantes sur toute la surface extérieure. Ainsi les contraintes générées sur le circuit magnétique vont être dépendantes de l'épaisseur de résine. Il s'agira donc de corrélérer, au moins qualitativement, les observations expérimentales des effets de différentes épaisseurs de résine avec les résultats issus de calculs thermo-mécaniques numériques. Les objectifs expérimentaux seront donc les suivants :

- Pouvoir contrôler et maîtriser expérimentalement l'épaisseur de résine autour de chaque circuit magnétique.
- Obtenir une épaisseur de résine homogène tout autour du circuit magnétique. Bobiner les tores avec un ruban adhésif afin que la résine se dépose uniquement autour du/des circuit(s) magnétique(s) et ne pénètre pas entre les tôles.
- S'assurer que les caractéristiques « durée – température » à mettre en jeu ne vont pas impacter de manière significative les propriétés magnétiques de ces circuits par rapport à l'effet de la résine.
- Mettre en œuvre une méthodologie pour démontrer expérimentalement que la résine dégrade les propriétés magnétiques par sa rétractation thermique.

Une fois la maquette et le protocole définis en respectant les points ci-dessus, les tores seront caractérisés avant et après imprégnation. Tous seront découpés à l'électroérosion, pour un diamètre extérieur de 100 mm, un diamètre intérieur de 86 mm et une hauteur de 7,8 mm.

IV. 2-B.5) Contrôle de l'épaisseur de résine

Pour contrôler l'épaisseur de résine, il a été décidé d'utiliser des moules. Ainsi, chaque circuit magnétique torique est d'abord bobiné puis caractérisé avant imprégnation. Ensuite, il est débobiné et les tôles sont placées dans un support moulé. Ce dernier devra être dimensionné de sorte qu'une fois le support placé dans la cuve d'imprégnation avec le tore, la résine se déposera autour de ce dernier avec une épaisseur constante.

De par sa tenue en température (supérieure à celles appliquées lors du procédé d'imprégnation) et sa facilité de manipulation, les supports sont fabriqués en silicone. Le choix de ce matériau, puisqu'il est extrêmement souple, vise à limiter la perturbation du retrait thermique du circuit qui pourrait apparaître si le moule est trop rigide et avec un coefficient de dilatation thermique encore différent de celui du circuit et de la résine. Les négatifs des supports, Figure IV- 26, sont d'abord réalisés en PLA à l'aide d'une imprimante 3D. La partie mobile est solidarifiée avec la partie fixe au niveau des trois empreintes de forme rectangulaire présentes dans cette dernière, Figure IV- 26 – (a). Le silicone est ensuite coulé dans ces moules et une fois polymérisé, il est retiré. Plusieurs de ces moules sont réalisés afin d'obtenir une épaisseur de résine homogène sur les quatre faces du circuit. Les valeurs d'épaisseurs choisies sont 1 mm, 2 mm et 3 mm. La Figure IV- 27 illustre l'instant où le silicone a été coulé.

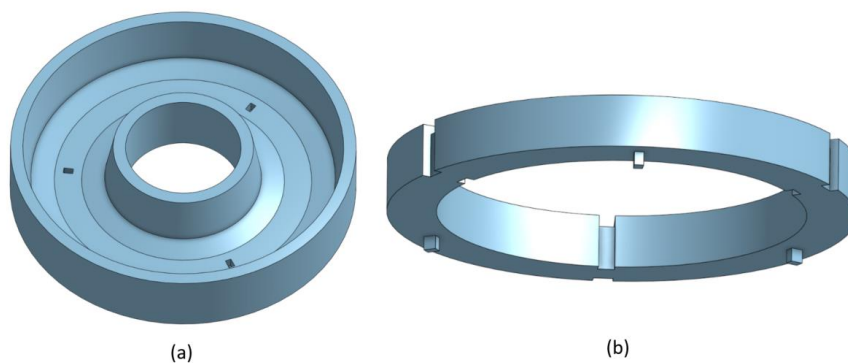


Figure IV- 26 - Moule en PLA pour la fabrication des supports en silicone - partie fixe (a) et partie mobile (b)

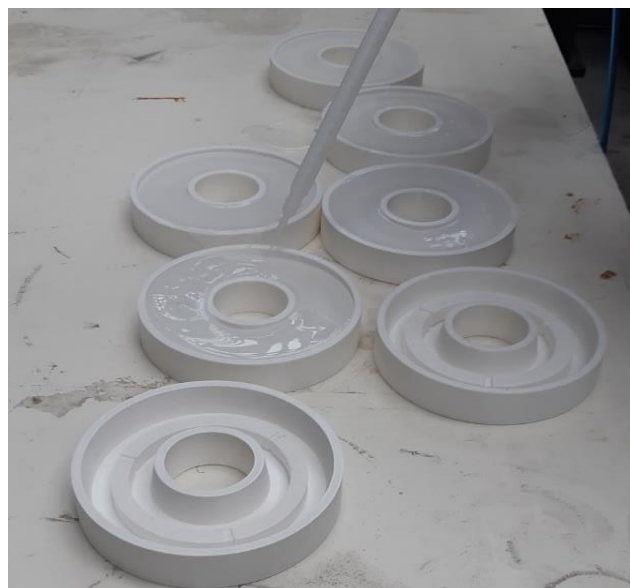


Figure IV- 27 - Coulage du silicone dans les supports en PLA

IV. 2-B.6) S'affranchir de l'effet du vieillissement

Pour mener à bien cette étude, il faut s'assurer que le traitement thermique pour la polymérisation de la résine n'induit pas, ou très peu, de variations des propriétés magnétiques des tôles étudiées. Nous avons considéré un acier électrique de grade M400-65A mais issu d'une bobine différente des précédents échantillons. Cet acier présente, pour une température de traitement thermique proche mais légèrement supérieure à celles mises en jeu dans le procédé d'imprégnation, la cinétique de vieillissement illustrée ci-dessous, Figure IV- 28. En dessous d'une centaine d'heures, on observe peu d'évolution des pertes Fer. Or, la durée de deux cycles d'imprégnation est bien inférieure à la centaine d'heures. De fait, en prélevant des tores dans la bobine de cet acier électrique, et en ne leur faisant subir aucun traitement thermique au préalable, on peut raisonnablement considérer que le vieillissement magnétique n'aura pas été initié de façon notable et que seule la rétractation thermique de la résine aura un effet sur les propriétés magnétiques de l'acier.

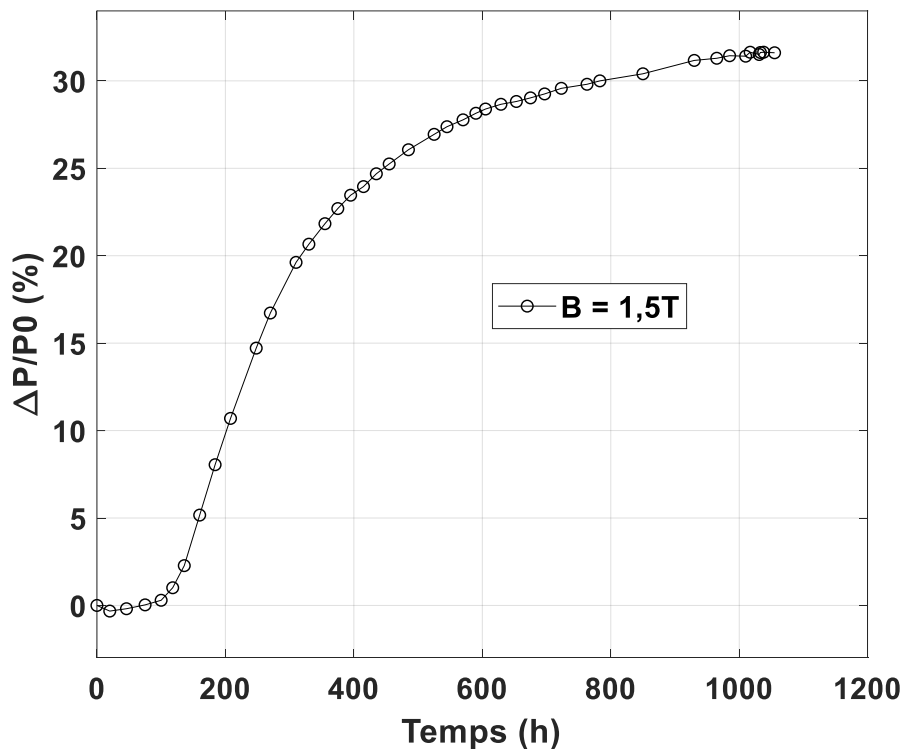


Figure IV- 28 - Vieillissement, à 50 Hz, observé sur les tores utilisés pour l'étude avec les supports en silicone

IV. 2-B.7) Protocole de mise en évidence de la rétractation de la résine

Si, comme on le suppose d'après les mesures expérimentales déjà réalisées et les simulations mécaniques menées par éléments finis sous Abaqus, la résine d'imprégnation dégrade les propriétés magnétiques de par sa rétractation thermique, une façon de valider cette hypothèse serait de caractériser magnétiquement les tores imprégnés sous des températures comprises entre la température ambiante et la température d'imprégnation. Dans cette configuration, plus on se rapproche de la température d'imprégnation et plus la résine se dilatera (et surtout elle devrait ramollir car sa température de transition vitreuse est assez nettement inférieure à la température d'imprégnation), ce qui devrait conduire à un relâchement des contraintes mécaniques exercées sur le circuit magnétique et une amélioration de ses propriétés.

Toutefois, les pertes Fer dépendent aussi de la conductivité électrique du matériau, laquelle est fonction de la température (celle-ci décroît avec l'augmentation de la température), il faut être capable de distinguer les différents effets. Lorsque le tore sera caractérisé magnétiquement sous température, on peut se retrouver face à trois phénomènes :

- 1) La dilatation de la résine (relâchement des contraintes mécaniques) et donc une amélioration des propriétés magnétiques (pertes Fer, perméabilité magnétique)
- 2) La diminution des pertes Fer liée à la diminution de la conductivité électrique sous l'effet de la température
- 3) L'augmentation irréversible des pertes Fer sous l'effet du vieillissement thermique

Parmi ces trois phénomènes, seul le premier nous intéresse. Il faut donc être capable de maîtriser ou de s'affranchir des deux autres. Pour le phénomène de vieillissement, on rappelle qu'on travaille *a priori* dans la zone avant que les effets macroscopiques du vieillissement soient mesurables (Figure IV-28). Afin de s'en assurer, une mesure à température ambiante sera réalisée après le cycle de mesures sous température. Le processus de vieillissement étant irréversible, si une différence apparaît à température ambiante alors la phase de vieillissement magnétique aura été initiée.

Concernant la chute de la conductivité électrique avec la température, on choisit une autre approche qui consiste à identifier dans une étape préliminaire les variations de la conductivité en fonction de la dite température. Pour cela, nous considérons un tore non imprégné qui est caractérisé magnétiquement sous trois températures entre la température ambiante et la température d'imprégnation. A partir de ces données expérimentales, il sera donc possible d'identifier la variation de la conductivité électrique, et donc des pertes Fer, en fonction de la température. Dans le protocole expérimental décrit au début de ce paragraphe, on pourra ensuite retrancher cette contribution variable avec la température pour ne finalement observer que l'effet de la dilatation de la résine.

La première étape est donc de caractériser un tore non imprégné, sous température, du même acier électrique que ceux imprégnés dans les supports en silicone. Les résultats issus des mesures sont donnés, par exemple, pour le niveau d'induction magnétique de 1 T, sur la Figure IV- 29.

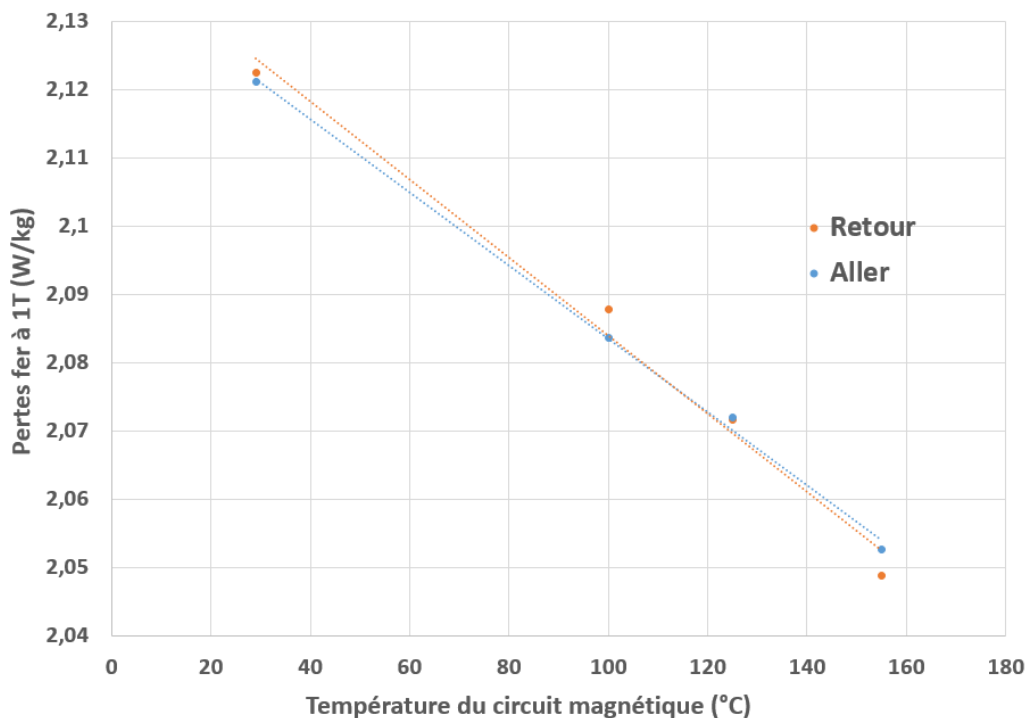


Figure IV- 29 - Evolution des pertes Fer, à 1T et 50Hz, d'un tore en fonction de sa température

A partir de ces mesures de référence à différents niveaux d'induction, on pourra donc distinguer l'effet de la température sur la conductivité électrique de l'effet de rétractation de la résine sur les tores qui seront imprégnés. De plus, on remarque sur la Figure IV- 29 qu'on observe aucun phénomène

d'hystérésis bien que le tore soit resté en température sur une durée similaire à celle d'un cycle d'imprégnation, notamment afin d'atteindre le régime permanent d'un point de vue thermique pour chaque point de mesure. Cette observation démontre bien que, comme souhaité, le vieillissement thermique n'a pas été initié sur ces durées de traitement thermique. On pourra donc, à partir du développement de ce protocole et des étapes réalisées (réalisation des moules, identification des circuits magnétiques, caractérisation sous température), lancer par la suite les imprégnations industrielles des tores avec les moules en silicone, leur caractérisation magnétique (à température ambiante et pour différents niveaux de température) et, finalement, exploiter les résultats et conclure sur l'effet de la résine d'imprégnation. Toutefois, la phase d'imprégnation a présenté des résultats différents de ceux attendus, Figure IV- 30, puisque les tores n'ont pas été imprégnés avec une épaisseur homogène de résine. Des études complémentaires doivent être réalisées afin de comprendre l'origine de cette hétérogénéité, que ce soit en lien avec les moules ou avec le procédé d'imprégnation. Toujours est-il que les tores présentés sur la Figure IV- 30 présentent une répartition de la résine hétérogène mais identique avec simplement une épaisseur plus importante pour le tore dit « 3 mm ».



Figure IV- 30 – Tores imprégnés avec les moules d'1 mm et de 3 mm d'épaisseur

De fait, les tores ont été bobinés et caractérisés. Les résultats sont présentés sur la Figure IV- 31. Dans les deux cas, les propriétés magnétiques (courbes B-H, pertes fer) sont dégradées. Concernant la courbe anhystérétique, celle-ci est d'autant plus impactée que l'épaisseur de résine est importante, ce qui est un résultat attendu. Toutefois, l'augmentation des pertes fer induite par l'imprégnation est la même pour les deux tores. Ce résultat est surprenant. Il illustre encore une fois l'effet significatif du dépôt de la résine mais aussi la complexité de son effet sur les propriétés magnétiques.

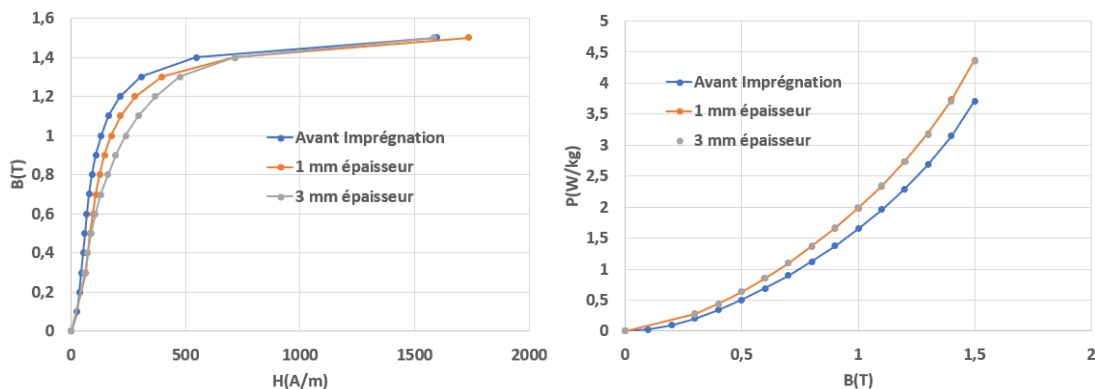


Figure IV- 31 – Effet de l'imprégnation sur les tores imprégnés dans des moules – loi de comportement magnétique (gauche) et pertes fer (droite)

IV. 2-C) Modélisation de l'effet de la résine et du vieillissement

Modéliser l'effet de la résine est actuellement une problématique complexe. Cela fait déjà écho au chapitre précédent puisqu'on se retrouve également dans le cas d'un champ de contraintes mécaniques tridimensionnel. La première difficulté est de pouvoir modéliser la répartition de la résine autour du circuit magnétique et que cette modélisation puisse être comparée à des mesures expérimentales. Des premières modélisations ayant été effectuées avec une épaisseur de résine constant sous Abaqus, il faut être capable d'obtenir une répartition homogène expérimentalement. En parallèle, l'idée est de pouvoir également modéliser sous Abaqus la répartition expérimentale obtenue sur la Figure IV- 30. La difficulté qui s'ajoute ici est qu'on ne maîtrise pas la manière dont diffuse la résine au sein du circuit magnétique et c'est un point très difficile à estimer. De plus, si dans le cas du compactage la répartition des contraintes au sein du circuit magnétique permettait de séparer l'effet des contraintes dans le plan et de celles dans le sens de la hauteur pour le développement de modèles magnéto-mécaniques donnant des approximations correctes du comportement magnétique, ici, la répartition est très différente, Figure IV- 20, et devra potentiellement nécessiter le développement de modèles magnéto-mécaniques prenant en compte les contraintes tridimensionnelles et l'anisotropie de leur effet sur les propriétés magnétiques.

Concernant le vieillissement thermique, certaines pistes sont en cours d'étude au laboratoire et donnent des résultats encourageant avec l'application d'un modèle type JMAK, basé sur les travaux [134], [135] qui décrit initialement les transformations de phases dans les solides. Une telle piste est envisagée mais cela doit également s'accompagner d'un travail de compréhension des mécanismes et des paramètres qui interviennent dans ce processus de vieillissement, ne serait-ce que pour le limiter de manière qualitative.

Par la suite, il faudrait également étudier le couplage de l'effet de la résine et du vieillissement thermique.

IV. 2-D) Synthèse

- Nous avons démontré que le procédé d'imprégnation avait un effet très variable et potentiellement significatif sur les propriétés magnétiques des tôles JEUMONT Electric.
- Ces effets sont liés à deux phénomènes : la rétractation thermique de la résine d'imprégnation (a) et le vieillissement thermique (b) des tôles dû à la phase de chauffe lors du procédé d'imprégnation
 - (a) L'effet de la résine d'imprégnation est significatif mais aussi très sensible et variable, en particulier selon la façon dont la résine se répartit autour du circuit magnétique et diffuse au sein du circuit magnétique. Il y a aussi, probablement, un effet géométrique : deux circuits magnétiques de géométries différentes ne vont sans doute pas être impactés de la même manière par le dépôt de la résine
 - (b) L'effet du vieillissement thermique est également significatif et extrêmement variable d'une tôle à l'autre. Si la littérature démontre clairement que cet effet est majoritairement lié à la formation de précipités lors de la mise sous température, les difficultés sont d'identifier et de quantifier à la fois la nature de ces précipités mais aussi la ou les raisons de l'apparition de ces derniers, qui dépendront de l'état microstructurale, de la composition, du matériau, etc. C'est un sujet compliqué qui nécessite à la fois la mise en œuvre de techniques complexes et précises notamment à travers la quantification d'éléments légers et très peu présent dans les aciers électriques mais pouvant influencer grandement leurs propriétés magnétiques.

- La modélisation de ces effets représente également un enjeu fort puisque, pour la résine, il faut être capable de développer un modèle magnéto-mécanique capable de prendre en donnée d'entrée un champ de contrainte tridimensionnel dont les effets sur les propriétés magnétiques sont anisotropes mais aussi de pouvoir quantifier ce champ de contraintes tridimensionnel tant la résine va se déposer de manière complexe, hétérogène et variable selon la géométrie du circuit imprégné. Concernant le vieillissement, des travaux sont à effectuer et notamment dans la continuité de certains travaux réalisés au L2EP qui donnent des résultats intéressants, en cours de publication, en modélisant l'évolution des pertes Fer à l'aide du modèle JMAK qui décrit les transformations de phase dans les solides, à température constante.

Dans la dernière partie de ce chapitre, l'effet du procédé d'imprégnation observé directement sur deux stators, issus de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric, est présenté.

IV. 3 – Effet de l'imprégnation sur des stators JEUMONT Electric

IV. 3-A) Description du modèle expérimental

Essai de magnétisation

Dans le cadre de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric, des essais de magnétisation sont réalisés sur les stators Figure II- 11, notamment pour détecter, à l'aide d'une caméra thermique, des points chauds révélateurs de courts circuits entre tôles. A l'aide d'un câble primaire enroulé autour du circuit magnétique statorique (généralement quelques spires), le stator est excité sous champ alternatif et le flux dans la culasse est mesuré à l'aide d'une bobine secondaire (généralement une spire). Cet essai est classiquement réalisé avant imprégnation.

Démarche pour déterminer l'effet global de l'imprégnation

Dans la mesure où l'on excite seulement le stator, on peut, à l'aide d'un bilan de puissance, déterminer les pertes Fer. L'objectif est alors d'exploiter l'essai de magnétisation pour estimer les pertes Fer et la loi de comportement globale du circuit statorique qui peut être assimilé à un tore en première approche. Une fois le stator imprégné, l'essai de magnétisation sera reproduit de nouveau afin de déterminer les propriétés magnétiques (pertes Fer, perméabilité magnétique) du stator après imprégnation.

Détail du bilan de puissance

Concernant le bilan de puissance, les grandeurs (majoritairement électriques) que l'on va pouvoir mesurer sont données dans le Tableau IV- 8.

V_2	Tension secondaire	V_1	Tension primaire
I_1	Courant primaire	T_{bobine}	Température bobine primaire
P_1	Puissance active	Q_1	Puissance réactive
S_1	Puissance apparente	$\cos \Phi$	Facteur de puissance

Tableau IV- 8 - Grandeurs mesurées lors de l'essai de magnétisation sur les stators

L'objectif est dans un premier temps de remonter aux pertes Fer. Les puissances mises en jeu et consommées sont la puissance active, les pertes Fer (P_f) et les pertes Joule (notées P_j). La relation entre ces trois puissances est donnée ci-dessous (Eq. 65).

$$P_1 = P_j + P_f \quad (\text{Eq. 65})$$

La puissance active étant mesurée, il faut pouvoir déterminer les pertes par effet Joule. En notant R_1 la résistance du bobinage primaire, les pertes Joule valent $P_j = R_1 I_1^2$. De ce fait, on peut calculer les pertes Fer à partir des mesures de la puissance active, du courant primaire et de la détermination de la résistance

primaire. Pour le reste, la mesure de la tension secondaire permet de déterminer le niveau d'induction auquel on travaille. De plus, connaissant la géométrie du stator et donc la longueur moyenne des lignes de champ, on peut, grâce au théorème d'Ampère, déterminer le champ magnétique à partir de la mesure du courant primaire et, de fait, obtenir des points de la loi de comportement magnétique B-H globalisée du stator.

Aspects pratiques

Avant de présenter les mesures, notons que le bobinage primaire est alimenté par un autotransformateur à palier : on ne peut donc pas régler librement les niveaux de tension. Concernant la résistance primaire, celle-ci était difficilement mesurable compte tenu de la section et longueur du câble utilisé. Toutefois, connaissant la longueur et la section du câble (cuivre), nous avons pu estimer sa résistance. Enfin, les effets de température du câble sur sa résistance ont été vérifiés en faisant une étude de sensibilité à partir des températures observées. Les variations de température mises en jeu durant les essais induisent une variation négligeable des pertes Joule. Par conséquent la résistance du câble a été fixée à sa valeur à 23°C.

IV. 3-B) Stators étudiés

Deux stators ont été testés avec le protocole précédemment décrit. Ces stators ont été choisis selon les affaires et disponibilités au sein de l'entreprise JEUMONT Electric. Les tôles utilisées pour ces deux stators ne sont, de ce fait, pas les mêmes. Pour des raisons de confidentialité, aucun détail ne peut être fourni sur les géométries de ces stators. Néanmoins, quelques dimensions globales sont données dans le Tableau IV- 9, et les photos des stators en question sont données sur la Figure IV- 30.

	Stator 1	Stator 2
Diamètre extérieur	1,60 m	2,50 m
Diamètre d'alésage	1,24 m	1,96 m
Longueur de fer	0,84 m	1,24 m

Tableau IV- 9 - Principales données géométriques des stators étudiés

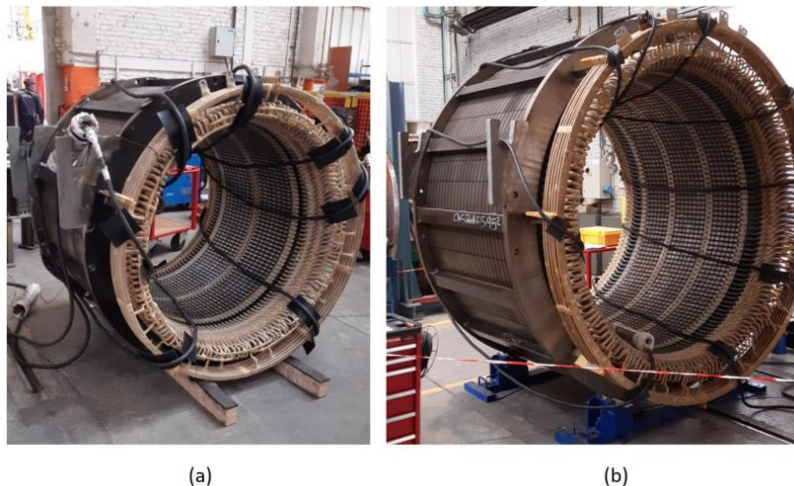


Figure IV- 32 - Stator 1 après imprégnation (a) et stator 2 après imprégnation (b)

IV. 3-C) Résultats

Dans cette partie, on donne les résultats complets avant et après imprégnation pour les deux stators testés. **Tous les résultats ci-dessous sont indiqués pour une fréquence de 50 Hz.**

Niveau d'induction $\approx 1,3$ T

STATOR 1				
Avant Imprégnation		Après Imprégnation		
Puissance active	10,81 kW	12,6 kW	Ecart relatif	+ 16,5 %
Courant Primaire	214 A	223 A	Ecart relatif	+ 4,25 %
Pertes Fer	10,4 kW	12,1 kW	Ecart relatif	+ 16,3 %
Champ magnétique	322 A/m	336 A/m	Ecart relatif	+ 4,25 %
STATOR 2				
Avant Imprégnation		Après Imprégnation		
Puissance active	29,5 kW	31,2 kW	Ecart relatif	+ 5,75 %
Courant Primaire	271 kW	280 kW	Ecart relatif	+ 3,3 %
Pertes Fer	28,8 kW	30,4 kW	Ecart relatif	+ 5,8 %
Champ magnétique	332,8 A/m	344,3 A/m	Ecart relatif	+ 3,4 %

Niveau d'induction ≈ 1 T

STATOR 1				
Avant Imprégnation		Après Imprégnation		
Puissance active	4,36 kW	5,1 kW	Ecart relatif	+ 16,98 %
Courant Primaire	53 A	59 A	Ecart relatif	+ 11,5 %
Pertes Fer	4,33 kW	5,07 kW	Ecart relatif	+ 17,1 %
Champ magnétique	80 A/m	89 A/m	Ecart relatif	+ 11,2 %
STATOR 2				
Avant Imprégnation		Après Imprégnation		
Puissance active	19,4 kW	20,7 kW	Ecart relatif	+ 6,7 %
Courant Primaire	193,4 A	195 A	Ecart relatif	+ 0,8 %
Pertes Fer	19,2 kW	20,5 kW	Ecart relatif	+ 6,8 %
Champ magnétique	168,5 A/m	170 A/m	Ecart relatif	+ 0,9 %

Niveau d'induction $\approx 0,7$ T

STATOR 1				
Avant Imprégnation		Après Imprégnation		
Puissance active	2,91 kW	3,4 kW	Ecart relatif	+ 16,8 %
Courant Primaire	39,5 A	45,3 A	Ecart relatif	+ 14,7 %
Pertes Fer	2,89 kW	3,38 kW	Ecart relatif	+ 16,95 %
Champ magnétique	60 A/m	68 A/m	Ecart relatif	+ 15 %
STATOR 2				
Avant Imprégnation		Après Imprégnation		
Puissance active	8,87 kW	9,02 kW	Ecart relatif	+ 1,7 %
Courant Primaire	61,5 A	62 A	Ecart relatif	+ 0,8 %
Pertes Fer	8,84 kW	8,99 kW	Ecart relatif	+ 1,7 %
Champ magnétique	53,7 A/m	54 A/m	Ecart relatif	+ 0,6 %

Notons que pour l'ensemble des résultats ci-dessus, les formes d'ondes de la tension secondaire étaient les mêmes avant et après imprégnation. Les résultats donnés sur le courant primaire et sur les pertes Fer avant et après imprégnation dans les tableaux ci-dessus donnent plusieurs résultats très intéressants :

- Le procédé d'imprégnation a un effet significatif sur les performances magnétiques du stator 1 alors que cet effet est moins notable, mais tout de même présent, pour le stator 2, notamment sur les pertes Fer.

- Cela démontre bien l'effet de ce procédé ainsi que la variabilité en matière d'impact sur les performances magnétiques. Les différences observées entre les deux stators peuvent s'expliquer par des tôles qui vieillissent différemment ou par une répartition et une diffusion de la résine différente entre les deux cas, que ce soit de par la géométrie même des stators ou du fait que le stator 2 soit plus grand.
- Ces effets démontrent au final l'intérêt fort de continuer à étudier les effets du procédé d'imprégnation sur les performances magnétiques.

Synthèse du chapitre 4

Nous avons dans ce chapitre effectué les premiers travaux, à notre connaissance, traitant de l'impact du procédé d'imprégnation des machines électriques sur les propriétés de leurs circuits magnétiques. Cette étude s'est avérée fructueuse puisqu'elle démontre à la fois l'effet notable de la dégradation induite par ce procédé sur les dites propriétés mais aussi une variabilité importante de ces effets liée à des mécanismes différents (dépôt de la résine et vieillissement) qui sont eux-mêmes régis par des phénomènes divers et complexes (diffusion et épaisseur de la résine, formation de précipités). Ces travaux ont finalement permis de mettre en lumière l'intérêt d'étudier un tel procédé ainsi que certains de ses mécanismes (cités précédemment). Ces travaux ont également démontré l'effet de l'imprégnation sur des stators industriels.

Concernant les perspectives, elles sont multiples ! Premièrement, concernant le dépôt de la résine, il s'agit de réussir à développer un modèle magnéto-mécanique de loi de comportement B-H qui tienne compte d'un champ de contrainte mécanique tridimensionnel et dont les effets des contraintes dans le plan sont différents des effets des contraintes dans le sens de la hauteur. Cette perspective s'applique de manière générale à l'ensemble des procédés et/ou conditions impliquant des contraintes mécaniques sur le circuit magnétique. D'un point de vue plus pragmatique, il faut être capable d'estimer la diffusion de la résine et son épaisseur sur l'ensemble du circuit magnétique, ce qui, en l'état actuel, semble compliqué. Deuxièmement, sur l'aspect vieillissement thermique, les perspectives sont globalement la compréhension et la modélisation de ce phénomène : quels sont les paramètres qui impliquent, et comment ils l'impliquent, le vieillissement ou non des tôles et comment prendre en compte ce phénomène de vieillissement à travers les modèles de pertes magnétiques notamment.

Ces travaux ont donc permis de démontrer qualitativement l'effet significatif et complexe du procédé d'imprégnation sur les propriétés magnétiques et ouvrent de nombreuses perspectives et études dans ce contexte.

Le prochain chapitre traitera de l'effet du dernier procédé étudié : la découpe. Si les effets de ce procédé sont bien plus abordés dans la littérature, des verrous demeurent que ce soit dans la détermination du profil de dégradation sur le bord de coupe ou encore la modélisation de ces effets. On s'appuiera sur les chapitres précédents, notamment dans l'approche expérimentale, afin de développer des essais expérimentaux représentatifs du procédé industriel et qui permettent d'en exploiter au mieux les résultats pour faire face aux verrous actuels concernant la prise en compte de l'effet de la découpe sur les propriétés magnétiques et sur les performances des machines électriques.

CHAPITRE 5

Quantification de l'effet du procédé de découpe JEUMONT Electric sur les propriétés magnétiques : étude globale et méthode de détermination de la distance impactée à partir du bord de coupe et du profil de dégradation associé.

Introduction du chapitre 5

Dans ce cinquième et dernier chapitre, l'effet du procédé de découpe sur les propriétés magnétiques sera abordé. La même démarche que pour les précédents chapitres sera suivie : les caractéristiques des procédés de découpe JEUMONT Electric, à savoir la découpe laser et la découpe mécanique, seront rappelées. Ensuite les enjeux et les objectifs, dans le cadre de l'étude des effets de ces procédés sur les propriétés magnétiques, seront présentés. En particulier, on cherchera dans un premier temps à comparer les effets globaux de ces deux procédés que ce soit l'un par rapport à l'autre mais aussi par rapport à une découpe peu dégradante, dite de référence, à savoir l'électroérosion à fil. Pour cela, on présentera le protocole de prélèvement des échantillons ainsi que le développement d'un banc de caractérisation magnétique dédié permettant de caractériser lesdits échantillons. Par la suite, ces procédés de découpe seront plus finement analysés en cherchant notamment à identifier la distance impactée à partir du bord de coupe ainsi que l'évolution de la dégradation sur cette distance. Pour cela, des protocoles expérimentaux dédiés sont mis en place ainsi qu'un outil d'optimisation afin de pouvoir modéliser et quantifier l'effet du procédé de découpe mis en œuvre chez JEUMONT Electric. Enfin, on conclura et discutera sur les résultats obtenus et sur les perspectives de travail.

V. 1 – Présentation des procédés de découpe JEUMONT Electric et des objectifs. Développement d'un banc de caractérisation magnétique non standard dédié

V. 1-A) Rappel : procédés de découpe utilisés chez JEUMONT Electric

La chaîne de fabrication de JEUMONT Electric inclut évidemment des procédés de découpe qui permettent de mettre en forme les circuits magnétiques utilisés dans les différentes machines. Deux procédés sont utilisés : la découpe mécanique (majoritaire) et la découpe laser. Dans les deux cas, à partir des bobines d'aciers électriques, des carrés de tôles sont au préalable cisailés avec des dimensions adaptées à la géométrie du circuit magnétique qui y sera prélevé par découpe mécanique ou laser. On rappelle brièvement ci-dessous le contexte d'utilisation et le déroulement de ces deux procédés de coupe.

V. 1-A.1) La découpe mécanique

C'est le procédé de découpe le plus utilisé par JEUMONT Electric de par son faible coût de revient et sa capacité de découpe rapide (plusieurs dizaines de coups par minute dans le cadre du poinçonnage des encoches). Lors du procédé de découpe mécanique, deux configurations se succèdent généralement. Afin de les illustrer, on se place dans le cas d'une machine électrique dont la géométrie (stator et rotor) peut être découpée d'un seul tenant dans un carré de tôle. Dans un premier temps, la tôle subit une phase dite de « *blanking* » qui permet de conférer au circuit magnétique sa géométrie globale. Ensuite, ce disque subit une phase dite de « *punching* » ou poinçonnage afin de réaliser notamment la géométrie des dents et des encoches. La différence entre les deux configurations de découpe réside a été détaillé dans le second chapitre, notamment sur la Figure II- 15. De même, le procédé de poinçonnage JEUMONT Electric y a été illustré, Figure II- 4. Pour rappel, les dents sont découpées l'une après l'autre, les poinçons et les matrices étant affûtés dès que la bavure des tôles atteint une valeur seuil. La vitesse du poinçon est constante et ce dernier est commandé en distance de pénétration en fonction de l'épaisseur de la tôle considérée.

V. 1-A.1) La découpe laser

La découpe laser est, quant à elle, principalement utilisée pour les géométries complexes (pour lesquelles le développement d'un outil de coupe spécifique représente un coût important) et pour le développement de prototypes. Ce poste de découpe permet aussi de suppléer la découpe mécanique si tous les postes afférents sont occupés. Il est à noter que les paramètres intrinsèques de la découpe laser (vitesse du faisceau, énergie, taille du spot laser, etc...) sont quasi-systématiquement les mêmes (réglages fabricant spécifiques JEUMONT Electric) et ce pour l'ensemble des machines fabriquées par l'entreprise. Pour des raisons de confidentialité, il n'est pas possible de donner plus d'informations que ce soit sur le type de laser ou sur sa puissance.

V. 1-B) Démarche et objectifs

Le premier objectif est de quantifier l'effet global de chaque procédé (mécanique et laser) sur les propriétés magnétiques. Pour cela, il faut être capable de comparer les tôles découpées mécaniquement et au laser à des tôles de référence. D'après la littérature, et comme pour les études faites dans les précédents chapitres, la découpe par électroérosion à fil est considérée comme la référence. Le procédé de découpe dégradant les tôles sur une certaine distance au bord de coupe, son effet global sur les propriétés magnétiques de la tôle est bien évidemment d'autant plus significatif que la largeur de la tôle est faible. De ce fait, il faut être capable d'obtenir des échantillons avec exactement la même géométrie,

qu'ils soient découpés mécaniquement, au laser ou par électroérosion. Si les découpes laser et électroérosion permettent de réaliser librement des géométries différentes, la découpe mécanique, elle, est contrainte en matière de géométrie réalisable. En effet, il n'est pas envisageable pour l'industriel de concevoir un jeu matrice/poinçon spécifique à chaque géométrie étudiée. Par ailleurs, l'objectif étant d'étudier l'effet de la découpe mécanique actuellement réalisée chez JEUMONT Electric, il est bien plus pertinent de prélever des échantillons provenant directement de machines industrielles en cours de fabrication. De ce fait, pour cette étude, le choix s'est porté sur **une géométrie d'échantillon découpée mécaniquement que l'on peut directement prélever à partir de la chaîne de fabrication industrielle. On réalisera ainsi les mêmes géométries, aux fins de comparaisons, pour les échantillons découpés au laser et à l'électroérosion.**

V. 1-B.1) Géométries des échantillons et démarche de caractérisation

L'objectif étant de caractériser les propriétés magnétiques des échantillons prélevés sur la chaîne de fabrication, il faudrait idéalement que ceux-ci soient de section constante. Le choix s'est donc naturellement porté vers les chutes d'encoches issues du poinçonnage des dents. En effet, comme on peut le constater sur la Figure V- 1, les chutes d'encoches présentent une forme rectangulaire régulière (hors isthme d'encoche mais celui-ci se trouvant à l'extrémité de la chute, il ne sera pas gênant lors de la caractérisation). On caractérisera également les dents par la suite. Leur géométrie n'étant pas tout à fait rectangulaire, on réfléchira à la possibilité de les caractériser magnétiquement bien que leur section ne soit pas constante. De plus, en caractérisant les chutes d'encoches et les dents, on pourra à la fois étudier l'aspect « *blanking* » et l'aspect « *punching* ». **Les dimensions des échantillons n'étant clairement pas des dimensions standards, nous avons développé un banc de caractérisation des propriétés magnétiques spécifiquement dédié aux géométries que l'on souhaite caractériser.**



Figure V- 1 - Vue d'une partie d'une tôle statorique JEUMONT Electric

Compte tenu de la géométrie des échantillons retenus pour l'étude de la découpe, le principe du *Single Sheet Tester* (SST) a été retenu. Par ailleurs, une miniaturisation du dispositif est nécessaire au vu des dimensions des échantillons. De plus, cela facilitera le prélèvement des échantillons puisqu'un seul suffit pour une caractérisation, aussi, on pourra s'appuyer sur l'expertise acquise lors du développement d'un précédent mini-SST au laboratoire L2EP [31].

La caractérisation de l'effet de la découpe laser et mécanique sur les propriétés magnétiques sera alors menée suivant la démarche ci-dessous :

- Développement et validation du SST miniature.
- Mesures des propriétés magnétiques des échantillons rectangulaires à la géométrie identique mais découpés respectivement mécaniquement, au laser et par électroérosion.
- Réalisation des mesures expérimentales sur les dents (non rectangulaires) d'un stator JEUMONT Electric.
- Identification expérimentale de la distance au bord impactée par la découpe.

- Mise en place d'un protocole expérimental pour déterminer le profil de dégradation sur la distance au bord impactée.
- Développement et validation d'un modèle magnéto-mécanique, à travers notamment la mise en place d'une procédure numérique couplée aux données expérimentales, afin de pouvoir modéliser et décrire l'effet de la découpe sur les propriétés magnétiques **JEUMONT Electric utilisant largement le procédé de découpe mécanique, on se concentrera essentiellement sur ce procédé pour la modélisation**

V. 1-C) Développement du *Single Sheet Tester* miniature

V. 1-C.1) Rappel du principe de mesure et miniaturisation du dispositif

Le *Single Sheet Tester* standard se compose de l'échantillon qui est placé entre deux culasses magnétiques (appelés aussi U-ferromagnétiques) de très grande perméabilité magnétique afin d'assurer la fermeture du circuit magnétique. Un bobinage primaire, permettant d'exciter la tôle, est placé autour de l'échantillon (ou des culasses) et un bobinage secondaire est placé autour de l'échantillon afin de mesurer l'induction magnétique.

Pour la réalisation du SST miniature, le même principe (sauf au niveau de la méthode de mesure du champ magnétique, comme explicité par la suite) que la version standard est suivi mais avec des dimensions réduites. Sur la Figure V- 2 une vue de face et une vue de coupe du SST sont données en définissant les grandeurs L_g et l_g qui représentent respectivement la longueur et la largeur du dispositif.

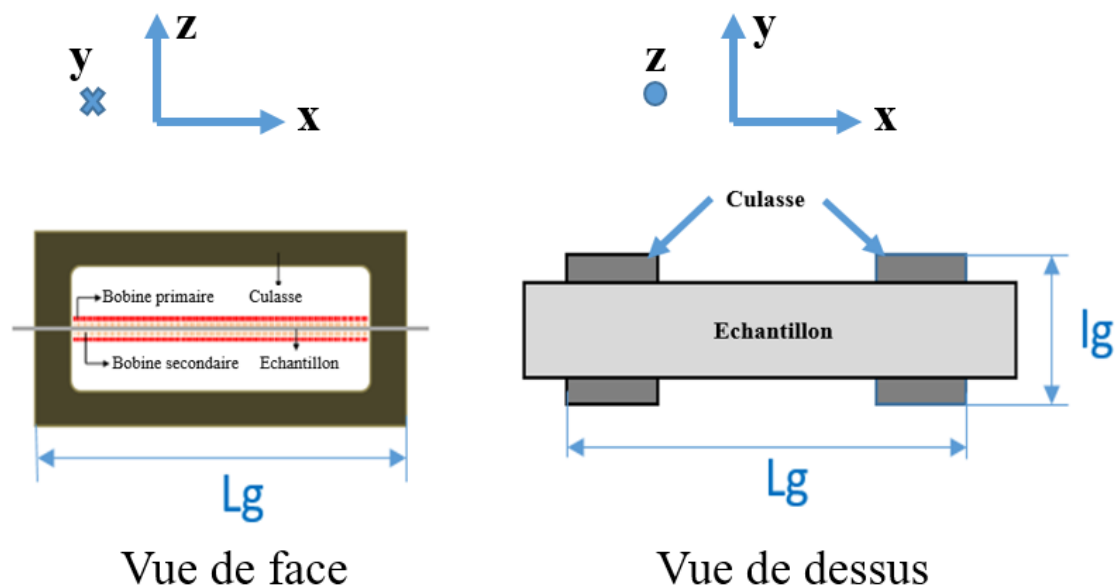


Figure V- 2 - Vue de face et vue de dessus du *Single Sheet Tester*

Le SST miniature doit permettre de caractériser des échantillons dont les dimensions sont celles des dents et des encoches des machines JEUMONT Electric. Dans la mesure où l'on récupérera les échantillons en fonction des machines en cours de fabrication, il faut pouvoir caractériser l'ensemble des dimensions des encoches industrielles. Ainsi, en notant L_{ech} et l_{ech} la longueur et la largeur de l'échantillon, il faut que pour tout échantillon, les deux conditions suivantes soient respectées (Eq. 66) et (Eq. 67).

$$L_{ech} \geq L_g \quad (\text{Eq. 66})$$

$$l_{ech} \leq l_g \quad (\text{Eq. 67})$$

D'après les dimensions usuelles des encoches et des dents des machines JEUMONT Electric, les valeurs de L_g et l_g sont données dans le Tableau V- 1.

Longueur minimale de l'échantillon (L_g)	50 mm
Largeur maximale de l'échantillon (l_g)	30 mm

Tableau V- 1 - Longueur et largeur du SST miniature

V. 1-C.2) Conception du bobinage primaire et détermination du champ magnétique

Pour des raisons pratiques liées à l'espace disponible, le bobinage primaire est placé de façon répartie sur les deux culasses de fermeture du flux. Classiquement, l'estimation du champ magnétique peut être faite en appliquant le théorème d'Ampère. Toutefois, de précédents travaux réalisés au sein du laboratoire sur le développement d'un SST miniature [31] ont montré que l'incertitude sur l'estimation de la longueur magnétique moyenne et les entrefers parasites introduisent une variabilité non négligeable sur l'estimation du champ magnétique, notamment du fait des faibles dimensions du SST. Le choix s'est alors porté sur l'utilisation de sondes à effet Hall pour la détermination du champ d'excitation. Le principe consiste à placer n sondes à effets Hall à la verticale, et à proximité, de la surface de l'échantillon sous test puis de relever le champ magnétique en n points situés à n distances de la surface de l'échantillon (cf. Figure V- 4 pour $n=3$). On extrapole ensuite, à partir de ces mesures, le champ magnétique sur la surface de l'échantillon. Cette méthode repose sur le principe physique de conservation de la composante tangentielle du champ magnétique à l'interface air-échantillon et sous l'hypothèse d'un champ magnétique orienté suivant la direction normale aux sondes à effet Hall (qui donnent des mesures unidirectionnelles ici). Enfin, si les fréquences d'excitation utilisées dans les tests restent faibles et n'impliquent pas d'effet de peau, on peut considérer que le champ magnétique est homogène au sein de l'échantillon et correspond à celui extrapolé en surface. Ci-dessous, quelques précisions sont données concernant ces sondes et leur mise en place.

La qualité de l'extrapolation du champ magnétique à la surface de l'échantillon croît avec le nombre de sondes. L'espace disponible entre la surface de l'échantillon et le U-ferromagnétique nous a limité à l'utilisation de trois sondes à effet Hall. Ces dernières, ainsi que l'encombrement de leur support, sont illustrés sur la Figure V- 3.

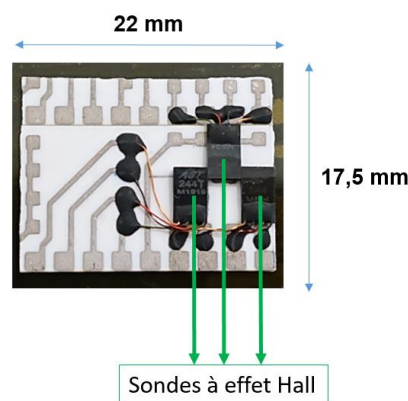


Figure V- 3 - Les trois sondes à effet Hall utilisées

Chaque sonde fournit une tension V proportionnelle au champ magnétique H , dont la relation peut être décrite par l'intermédiaire d'une fonction affine ($V(H) = a.H + b$). Le couple de coefficients (a, b) est propre à chaque sonde et il est nécessaire de les déterminer le plus précisément possible pour avoir une bonne estimation du champ magnétique. Pour cela, l'étalonnage des sondes est réalisé en les

plaçant au sein d'un solénoïde long qui est un cas académique classique dont l'expression analytique du champ magnétique au sein du solénoïde est bien établie. En pratique, à partir des caractéristiques du solénoïde (nombre de spires, diamètre, longueur), plusieurs niveaux de champ sont considérés (en faisant varier le courant dans le bobinage) pour caractériser la réponse des sondes et identifier les coefficients associés.

L'échantillon et les trois sondes à effet Hall sont représentés sur la Figure V- 4. Dans le repère (x, y) , on mesure les champs magnétiques H_1, H_2 et H_3 aux distances y_1, y_2 et y_3 pour ensuite extrapoler à partir de ces trois points de mesure le champ magnétique en $y = 0$.

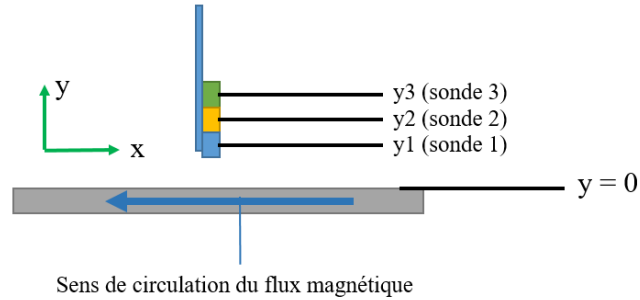


Figure V- 4 - Visualisation de l'échantillon et des sondes - Introduction du repère (x, y)

Deux points sont essentiels pour extrapoler précisément la valeur du champ magnétique :

- La mesure précise des distances y_1, y_2 et y_3
- La proximité des sondes de la surface de l'échantillon

Pour le premier point, on utilise une nappe laser qui permet de déterminer très précisément (à la dizaine de microns près) la position des sondes par rapport à l'échantillon.

Concernant le second point, le bobinage secondaire placé autour de l'échantillon va potentiellement gêner le placement des sondes au plus proche de la surface de l'échantillon. Cet aspect est d'autant plus important qu'étant amené à caractériser plusieurs échantillons, il s'agit d'assurer la répétabilité des mesures en matière de configuration de bobinage, *i.e.* ne pas avoir à bobiner chaque échantillon. Afin de s'affranchir de ces contraintes, un support spécifique pour le bobinage secondaire a été conçu de façon à, d'une part, permettre l'utilisation du même bobinage secondaire pour l'ensemble des échantillons considérés et, d'autre part, favoriser le placement des sondes au plus proche de la surface de l'échantillon. En pratique, chaque échantillon sera inséré au sein de ce support qui a été réalisé en PLA à l'aide d'une imprimante 3D. Sa géométrie est présentée sur la Figure V- 5. Le support est bobiné de part et d'autre de la zone centrale qui, elle, est dégagée afin de pouvoir y placer les sondes au plus proche du circuit magnétique.

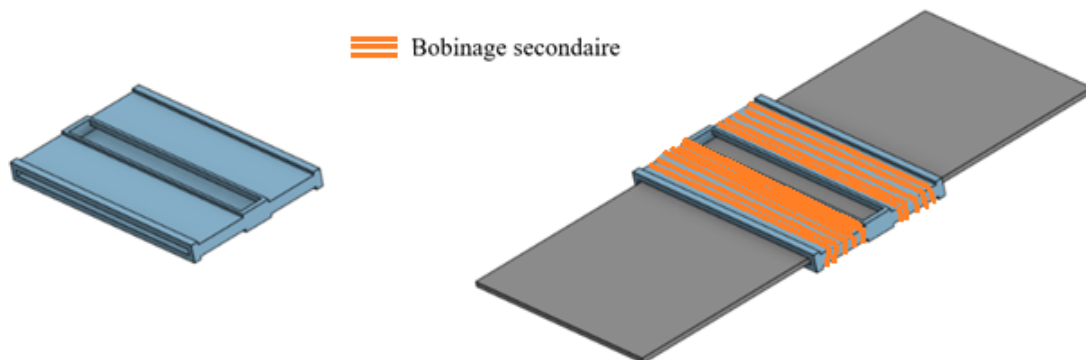


Figure V- 5 - Présentation du support de bobinage seul (gauche) et du support bobiné avec l'échantillon inséré (droite)

V. 1-C.4) Dispositif final : traitement des données et validation expérimentale

Le dispositif final est présenté sur la Figure V- 6. On note que les sondes sont placées de telle sorte qu'elles puissent mesurer le champ magnétique exactement au milieu de l'échantillon. Ci-dessous, on aborde la procédure de traitement des données ainsi que la validation expérimentale du banc de mesure.

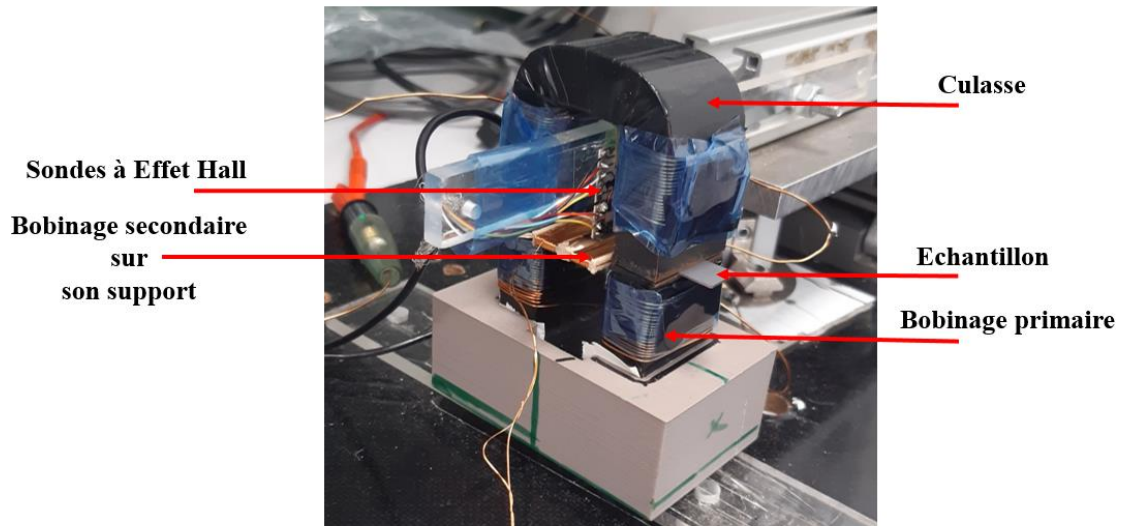


Figure V- 6 - Dispositif final du SST miniature

Traitement des données

Il convient de mettre en place un protocole de traitement des données afin d'obtenir le cycle d'hystérésis, les pertes Fer et la loi de comportement magnétique de l'échantillon. On rappelle qu'à l'aide des sondes à effet Hall et du bobinage secondaire, on mesure respectivement les champs magnétiques des trois sondes H_1 , H_2 et H_3 ainsi que la tension du bobinage secondaire V_2 . Ces données sont directement récupérées sur l'oscilloscope quatre voies *Teledyne Lecroy HDO4024*, Figure V- 7. Un amplificateur/conditionneur est placé entre les sorties des trois sondes et l'oscilloscope et un autre est également placé entre la mesure de la tension secondaire et l'oscilloscope.



Figure V- 7 - Signaux de sortie du SST miniature à l'oscilloscope – Tension V_2 (vert), tensions de sortie des sondes 1,2 et 3 (respectivement jaune, rose et bleu)

On rappelle les équations théoriques qui permettent de remonter, à partir des mesures, au champ magnétique et à l'induction magnétique dans l'échantillon.

Pour le champ magnétique, on extrapole linéairement le champ en $y = 0$ à partir des mesures de champ magnétique en y_1 , y_2 et y_3 . Concernant l'induction magnétique, l'expression analytique est rappelée ci-dessous (Eq. 68). Le terme N_2 représente le nombre de spires secondaires et S la section de l'échantillon traversée par le flux magnétique.

$$B(t) = \frac{1}{N_2 S} \int_0^t V_2(t) dt \quad (\text{Eq. 68})$$

L'oscilloscope est piloté à l'aide du logiciel *Matlab* pour la récupération des données. Celles-ci sont ensuite traitées pour extraire les caractéristiques magnétiques, notamment en intégrant numériquement la tension secondaire (méthode des trapèzes) et, comme pour la maquette sur l'étude du pressage, en compensant le flux dans l'air associé à la présence du support de bobinage.

Les pertes Fer sont ensuite obtenues par intégration numérique de l'aire du cycle d'hystérésis, toujours avec la méthode des trapèzes.

L'ensemble des mesures a été réalisé sous champ d'excitation sinusoïdal, Figure V- 7. On notera que dans la suite, nous considèrerons principalement les propriétés quasi-statiques qui sont indépendantes de la forme d'onde de l'induction magnétique.

Validation expérimentale

La robustesse du SST miniature est validée en effectuant des mesures sur ce dernier mais également sur le dispositif SST standard. Pour cela, on considère une tôle ESPTEIN (300 mm x 30 mm) qui peut-être caractérisée à la fois sur le SST miniature et sur le SST standard. Afin d'être dans des conditions similaires en matière d'excitation magnétique, la forme d'onde de la tension secondaire issue du SST miniature a été utilisée comme consigne sur le banc Brockhaus qui permet d'asservir les grandeurs au secondaire. Plusieurs mesures ont donc été réalisées. Concernant les courbes d'aimantation, celles-ci sont données sur la Figure V- 8 à la fréquence de 5 Hz. On constate que les courbes sont quasiment identiques et que les résultats sont similaires pour les fréquences de 2 Hz, 10 Hz, 20 Hz et 50 Hz. Les pertes Fer issues des deux dispositifs sont données à 5 Hz sur la Figure V- 9. Les deux courbes sont identiques jusqu'à 1,4T, au-delà, des limitations matérielles en matière d'asservissement sur le SST miniature conduisent à des pertes Fer erronées. De même, au-delà de 20Hz, ces mêmes limitations matérielles ne permettent pas d'évaluer de façon satisfaisante les pertes Fer avec le dispositif développé. Néanmoins, comme nous le verrons dans la suite, ce point n'est pas critique puisque ce sont les propriétés quasi-statiques, obtenues à très basse fréquence, qui sont principalement impactées par la découpe.

On s'est également intéressé à deux autres aspects : d'une part, la répétabilité du SST miniature et, d'autre part, la largeur minimale des échantillons qu'il est possible de caractériser tout en ayant une qualité de mesure suffisante. Afin d'étudier ces deux points, une dizaine de mesures des pertes Fer et de la courbe d'aimantation à 5 Hz ont été réalisées sur des échantillons issus du même rouleau de tôle et pour des largeurs comprises entre 5 mm et 30 mm. Les résultats montrent une très bonne répétabilité qui reste inférieure à 1% pour les échantillons ayant une largeur supérieure ou égale à 8 mm. Pour les échantillons de largeur inférieure, les résultats ne sont plus répétables. Ceci est notamment lié à l'incertitude sur le centrage de l'échantillon par rapport aux sondes à effet Hall, qui devient plus difficile à assurer. Notons toutefois que cette limite est liée au positionnement de l'échantillon réalisé manuellement. Une synthèse des différents éléments décrits ci-dessus est donnée dans le Tableau V- 2, notamment en matière de plages sur lesquels le dispositif peut être considéré comme robuste et fiable.

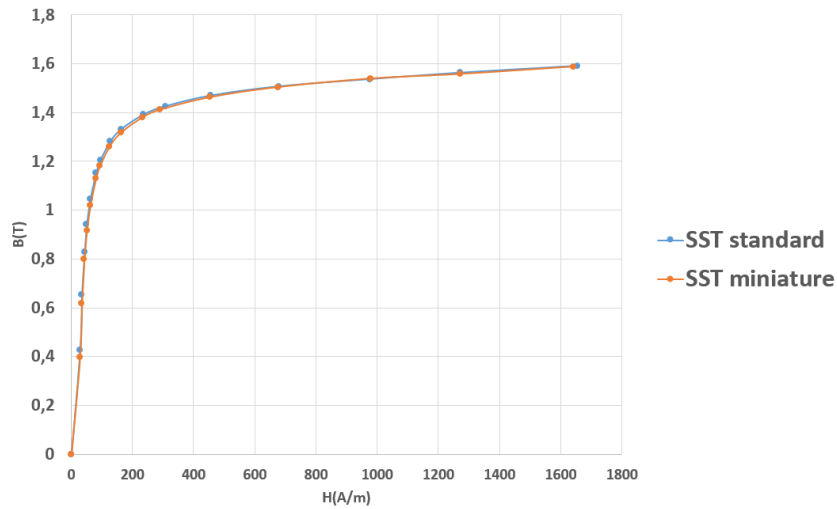


Figure V- 8 - Comparaison SST standard et SST miniature développée - Comparaison des lois d'aimantation à 5 Hz

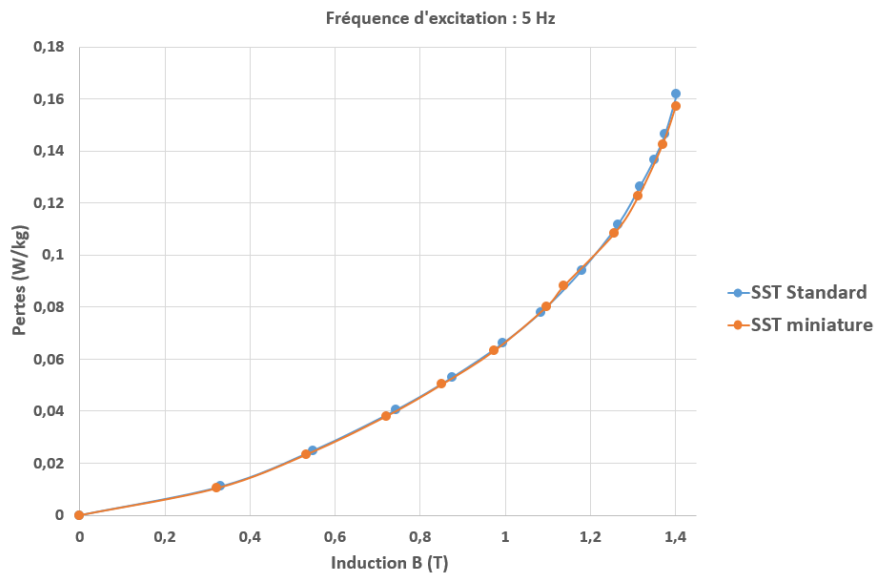


Figure V- 9 - Comparaison SST standard et SST miniature développée - Comparaison des pertes Fer à 5 Hz

Domaines de validité du SST miniature	
Plage d'induction courbe d'aimantation	[0T; 1,65T]
Plage d'induction pertes Fer	[0T; 1,4T]
Fréquence d'excitation maximale	20 Hz
Fréquence d'excitation minimale	1 Hz
Largeur maximale d'échantillon	30 mm
Largeur minimal d'échantillon	8 mm
Longueur minimale d'échantillon	50 mm

Tableau V- 2 - Domaine de validité du SST miniature

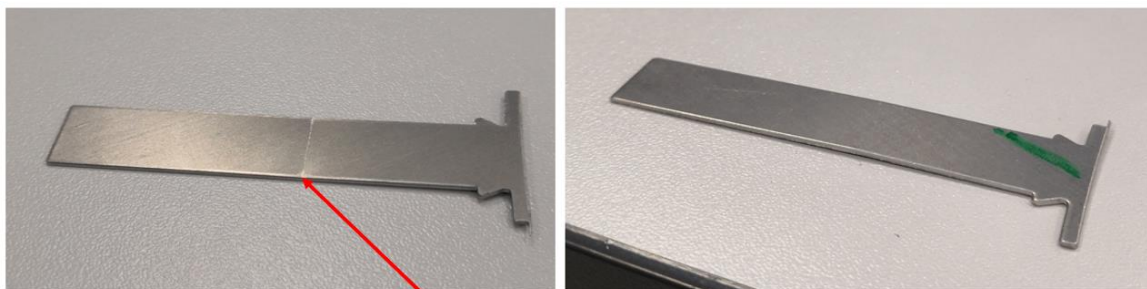
V. 2 – Campagne de mesures expérimentales : mise en œuvre, résultats et analyses

V. 2-A) Prélèvement des échantillons

Comme expliqué précédemment, on récupère des chutes d'encoches issues de la découpe par poinçonnage des dents sur la chaîne de fabrication JEUMONT Electric. Il faut toutefois veiller à ce que les chutes prélevées respectent plusieurs critères :

- La tôle doit être nue et non pré-vernée (afin de pouvoir mener des essais de dureté mécanique par la suite, ce point sera développé plus loin)
- Les dimensions des chutes d'encoches doivent se situer dans les domaines de validité du dispositif
- Il ne doit pas y avoir d'autre déformation plastique que celle due au procédé de coupe sur les bords de la tôle

Ce dernier point est spécifié car les chutes d'encoches n'étant pas des parties utiles du point de vue des machines électriques, le procédé industriel de JEUMONT Electric implique un affûtage spécifique du poinçon avec une géométrie permettant de réduire la surface de contact entre le poinçon et la chute d'encoche afin de faciliter son éjection au moment de la découpe. Comme on peut le voir sur la Figure V- 10, la géométrie particulière du poinçon fait apparaître une strie sur la chute d'encoche qui correspond à une déformation plastique (échantillon bombé) localisée et qui dégrade donc les propriétés magnétiques en plus de la dégradation induite par l'effet de la découpe. Afin de s'affranchir de cet aspect, on prend donc soin d'affûter, exceptionnellement, le poinçon pour que celui-ci soit plat. De même, on numérote chaque chute d'encoches en y indiquant son orientation par rapport à la direction de laminage.



Surface de contact entre poinçon et chute d'encoche

Figure V- 10 -- Chute d'encoche déformée à cause d'un poinçon non plat

Lorsque les conditions évoquées ci-dessus sont respectées, on récupère les échantillons dont on donne la géométrie dans le Tableau V- 3. A partir de plaques de tôles récupérées sur le même rouleau, des échantillons de même géométrie sont également découpés au laser et à l'électroérosion.

Géométrie des chutes d'encoches étudiées	
Longueur active (hors isthme d'encoche)	70 mm
Largeur	11 mm
Épaisseur	0,65 mm
Grade	M400-65A

Tableau V- 3 - Caractéristiques des échantillons étudiés

V. 2-B) Comparaison entre l'effet de la découpe mécanique, laser et électroérosion

V. 2-B.1) Premiers résultats

Les courbes normales sont présentées à la Figure V- 11, et les pertes Fer à 5 Hz à la Figure V- 12 pour les échantillons décrits dans le Tableau V- 3, Les résultats, qui présentent des différences significatives, sont synthétisés dans les points suivants :

- Comme attendu, d'après l'état de l'art, la découpe mécanique (blanking) et la découpe laser impactent significativement la courbe d'aimantation et les pertes Fer.
- La découpe laser est la plus dégradante aux faibles et moyennes inductions, jusqu'à approximativement 1,35T. Au-dessus de ce niveau d'induction, la découpe mécanique est la plus dégradante.

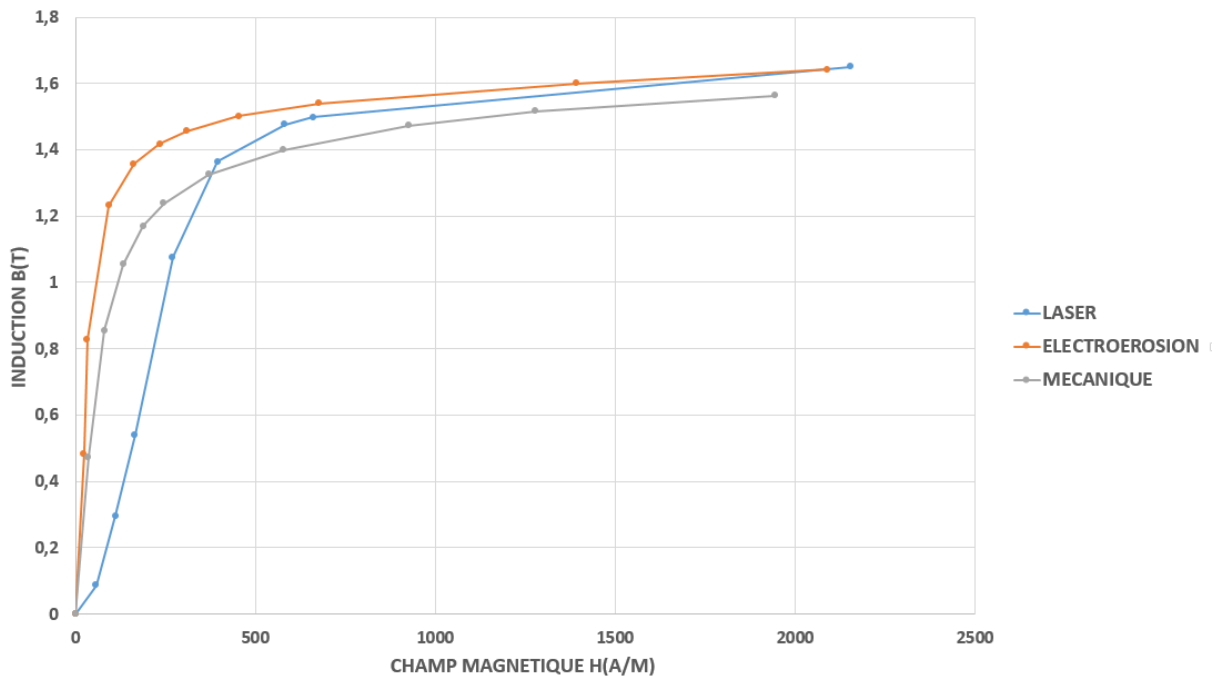


Figure V- 11 - Courbes d'aimantation des échantillons découpés par poinçonnage (chute d'encoche), laser et électroérosion - 5Hz

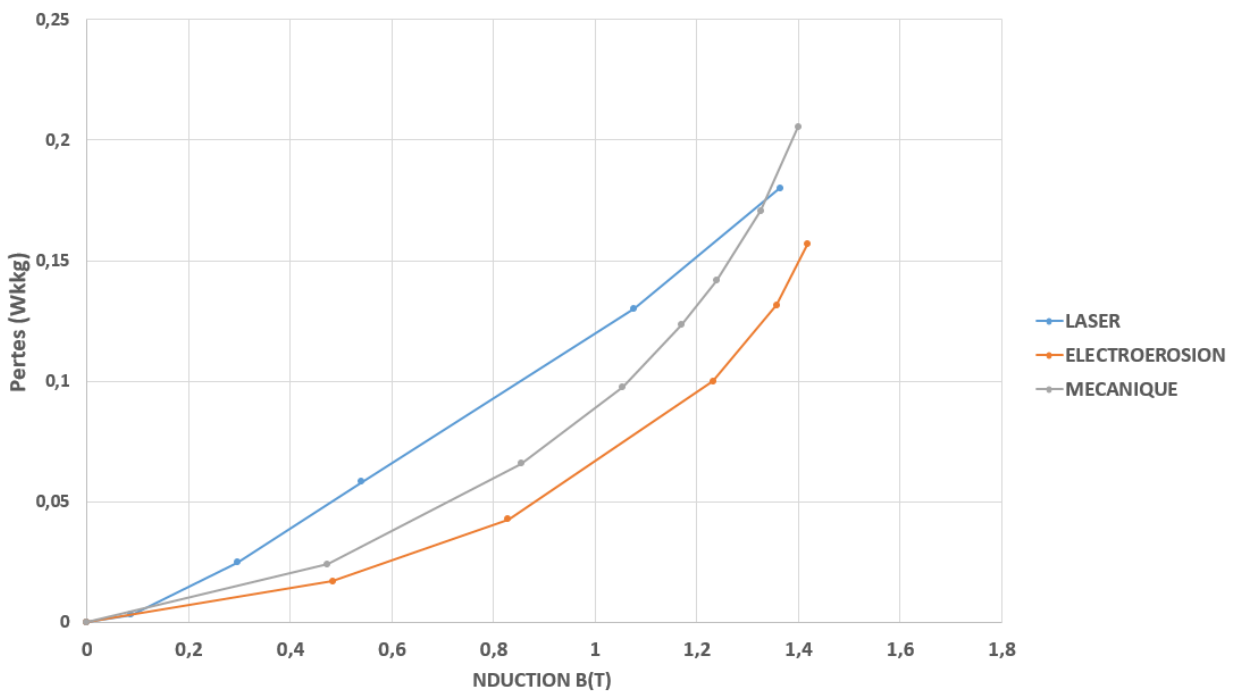


Figure V- 12 - Courbes d'aimantation des échantillons découpés par poinçonnage (chute d'encoche), laser et électroérosion - 5Hz

Il faut noter que ces effets sont propres aux paramètres associés aux procédés industriels JEUMONT Electric (paramètres de découpe) et aux échantillons étudiés (grade, géométrie). On peut

également noter que les effets observés auraient été, de manière globale, moindres pour des échantillons de plus de 11 mm de largeur et plus importants pour des échantillons de moins de 11 mm de largeur.

Par ailleurs, comme nous l'avons évoqué précédemment, il existe deux types de découpes mécaniques : la découpe dite « blanking » qui correspond aux chutes d'encoches et la découpe dite « punching » qui correspond, dans ce cas, aux dents statoriques. Il est donc également intéressant d'étudier l'effet de la découpe sur la dent. Une tôle statorique complète a été récupérée sur la chaîne de fabrication afin d'y prélever quelques dents au laser en les découpant au niveau de leur base. La dent étant d'une longueur supérieure de 20 mm à la longueur active du dispositif SST miniature, on suppose que le bord découpé au laser n'influera pas les mesures. Sur la Figure V- 13 on montre la photo d'une dent statorique et d'une chute d'encoche.

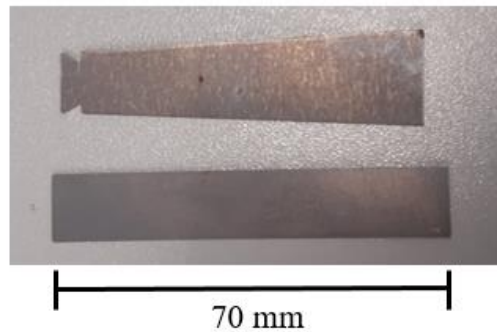


Figure V- 13 - Dent statorique (échantillon non rectangulaire) et chute d'encoche (échantillon rectangulaire)

Les dents n'ayant pas une géométrie régulière, la section traversée par le flux magnétique n'est pas constante. La largeur de la dent varie entre 11 mm (son extrémité) et 14 mm (sa base). Sa largeur moyenne est donc plus importante que celle de la chute d'encoche mais cela reste peu significatif. Sur la Figure V- 14, la courbe normale de la dent a été caractérisée avec un flux ayant mesuré sur une partie où la largeur varie de 12 mm à 13 mm (largeur moyenne considérée de 12,5 mm). Si ces résultats présentent une incertitude (section variable, largeur moyenne plus importante) non négligeable, la faible différence entre la courbe normale de la dent et celle de l'encoche semble indiquer que, pour ce procédé de découpe, ces outils et cette tôle, le poinçonnage et le blanking ne semblent pas avoir un impact significativement différent. Ils seront, par la suite, considérés sur le même plan au niveau de leurs effets sur les propriétés magnétiques. De plus, on constate que la courbe d'aimantation globale de la dent semble moins impactée, ce qui est cohérent car elle est plus large que la chute d'encoche.

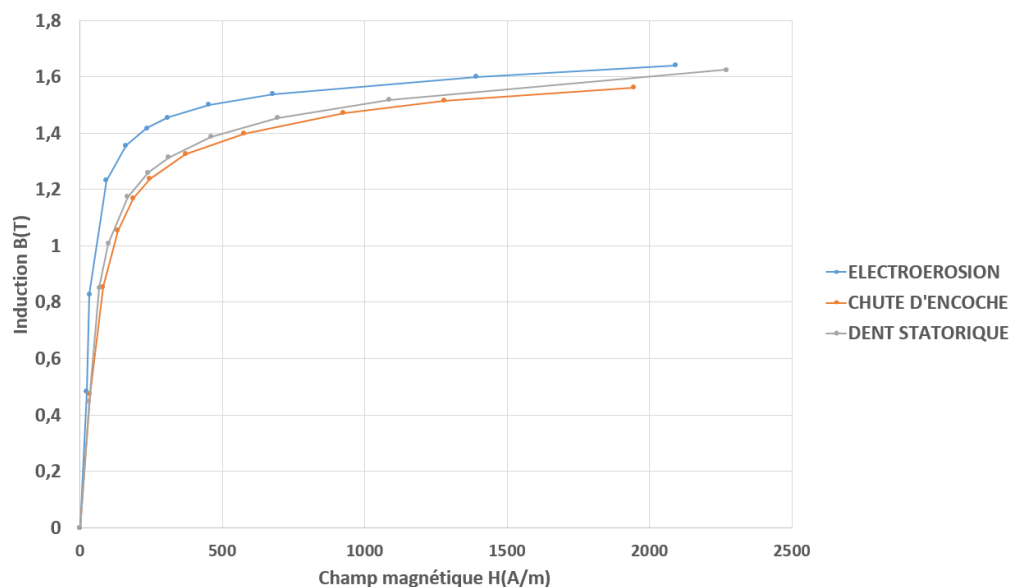


Figure V- 14 - Comparaison de la courbe normale d'aimantation - découpé électroérosion, chute d'encoche et dent statorique

V. 2-B.1) Identification de la distance au bord impactée

Si les mesures réalisées ont permis de mettre en évidence l'effet dégradant des procédés de découpe mécanique et laser, les objectifs sont, maintenant, de quantifier cette dégradation que ce soit en déterminant la distance au bord impactée mais aussi le profil de dégradation sur cette distance. Cela nécessite le développement de protocoles expérimentaux et d'outils associés, de fait, il semble plus pertinent de se concentrer sur un seul procédé de coupe. De plus, le procédé de découpe mécanique étant à la fois largement utilisé au niveau industriel mais aussi plus facile d'accès au niveau du prélèvement des échantillons, c'est sur celui-ci que nous allons travailler et donc, plus particulièrement, au niveau des chutes d'encoches.

Le premier objectif est d'estimer et/ou déterminer la distance au bord de coupe impactée. Pour cela, on choisit de mettre en œuvre deux protocoles expérimentaux différents : le premier se base sur des mesures des propriétés magnétiques pour des tôles de différentes largeurs, on l'appellera protocole d'identification par **enlèvement de matière**. Le second, lui, se base sur des mesures de propriétés mécaniques. En effet, on retrouve dans la littérature des approches basées sur la mesure du profil de dureté à partir du bord de coupe. La distance sur laquelle on observe une variation de la dureté, engendrée par la déformation plastique suite à la découpe, permet d'avoir une estimation de la distance impactée magnétiquement. On appellera cette approche protocole d'identification par mesure de **dureté**. On développe alors, dans les paragraphes ci-dessous, le principe de chacun de ces protocoles avant de présenter, discuter et analyser les résultats qui en découlent.

Protocole d'identification par enlèvement de matière

Présentation

Ce protocole est basé sur des mesures magnétiques. On sait qu'une tôle donnée, découpée par poinçonnage (i.e. la chute d'encoche précédemment présentée), aura ses propriétés magnétiques globales impactées suite à la forte dégradation localisée sur le bord de coupe. Cette dégradation locale est observée sur une certaine distance que l'on note d_c . On peut donc distinguer deux régions dans l'échantillon comme illustré sur la Figure V- 15 : une région dont les propriétés magnétiques sont impactées (perméabilité magnétique, pertes Fer) sur la distance d_c de part et une région non impactée dont les propriétés magnétiques correspondent aux propriétés magnétiques initiales de la tôle (i.e. la tôle découpée à l'électroérosion à fil). Evidemment, si les bords orthogonaux au sens du flux ont également été découpés par poinçonnage, la tôle étant d'une longueur plus importante que la zone active lors de la caractérisation avec le SST miniature, on placera l'échantillon de façon à ce que ces bords ne se retrouvent pas dans la partie active du SST miniature.

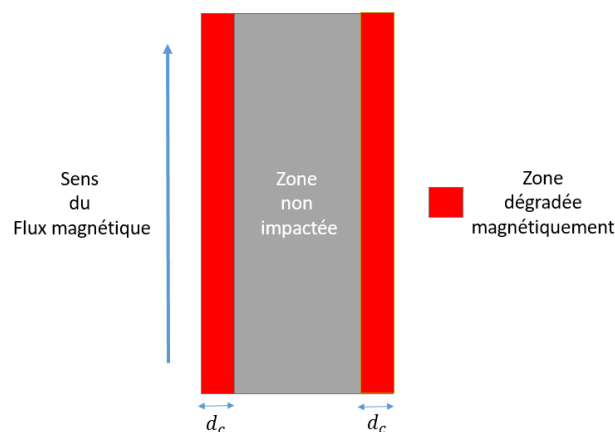


Figure V- 15 - Représentation schéma des différentes zones dégradées et non dégradées magnétiquement d'une tôle rectangulaire découpée par poinçonnage

Dans le but d'identifier cette distance d_c , les deux bords parallèles au sens du flux de la tôle présentée sur la Figure V- 15 sont découpés à l'électroérosion à fil par enlèvement de matière progressif. Pour illustrer le protocole, on retire, à l'électroérosion, par exemple 0,25 mm de chaque côté de la tôle initiale qui mesure 11 mm de largeur. A l'issue de ce retrait, la tôle fera alors 10,5 mm de largeur. On la caractérise magnétiquement et on compare ses propriétés magnétiques à la tôle de référence. Si elles sont identiques, cela veut dire que $d_c < 0,25$ mm. Si, au contraire, elles sont différentes, cela veut dire que $d_c > 0,25$ mm. Dans ce cas, on poursuit l'enlèvement de matière de chaque côté, toujours à l'électroérosion, jusqu'à obtenir les mêmes propriétés magnétiques que la tôle de référence. Pour des raisons pratiques, on procède par enlèvement successifs de matière avec un pas de 0,5mm. Le protocole est détaillé sur la Figure V- 16 et dans le Tableau V- 4. On notera que cette méthodologie reste valable si on considère que les évolutions des impacts dus à la découpe sur les deux bords ne présentent pas de recouvrement au centre de la tôle, *i.e.* on retrouve les propriétés initiales pour une distance impactée inférieure à la moitié de la largeur de la tôle.

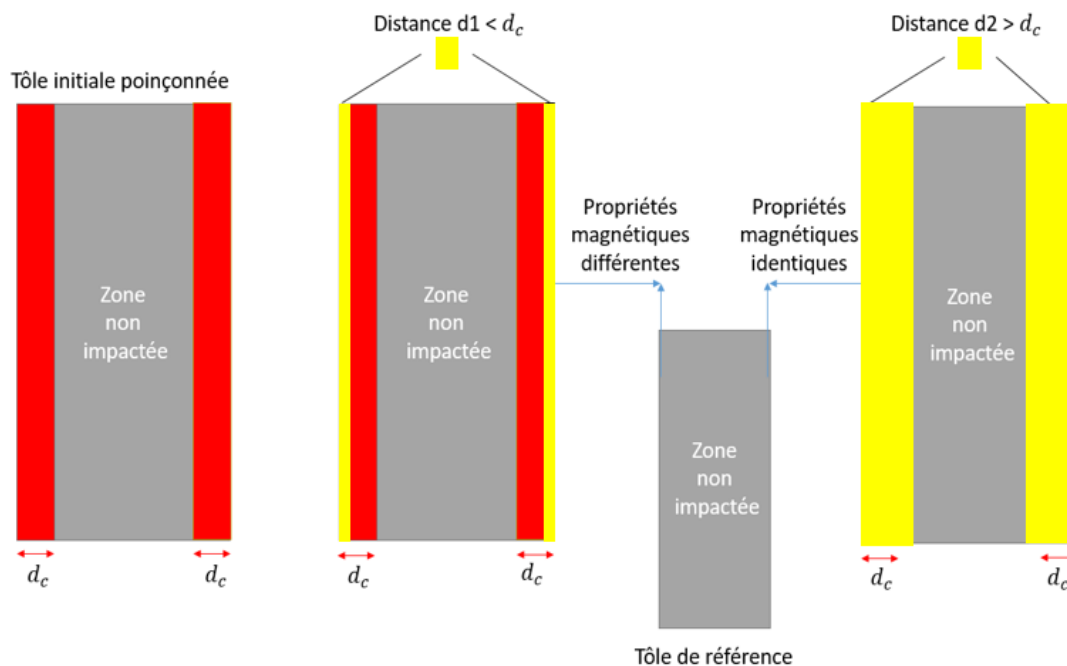


Figure V- 16 - Schématisation du protocole de dichotomie mis en place

N° de l'échantillon	Largeur découpée de chaque côté	Largeur de la tôle
1	0 mm (tôle initiale)	11 mm
2	0,5 mm	10 mm
3	1 mm	9 mm
4	1,5 mm	8 mm
5	2 mm	7 mm

Tableau V- 4 - Protocole utilisé pour l'étude dite par dichotomie

Résultats

Tout d'abord, on présente sur la Figure V- 17 quelques-uns des échantillons cités dans le Tableau V- 4. Si les propriétés de la tôle de largeur 5 mm sont, comme on l'a dit, difficilement mesurables, cette tôle a tout de même été découpée pour évaluer qualitativement si la distance d_c pourrait être supérieure à 2,5 mm (cas peu probable si la découpe est réalisée avec un outil affuté et avec des paramètres de découpe optimisés).

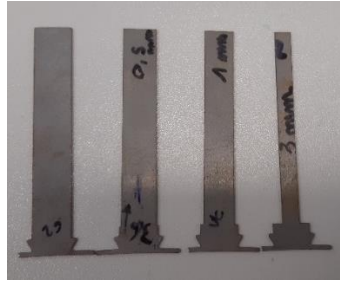


Figure V- 17 - Echantillons découpés dans le cadre de la dichotomie

De ce fait, on donne respectivement sur la Figure V- 18 et sur la Figure V- 19, les courbes d'aimantation et les pertes Fer pour l'ensemble des échantillons utilisés, y compris l'échantillon de référence. On n'inclut pas les propriétés des échantillons 4 et 5 car leurs propriétés magnétiques sont identiques à celles de l'échantillon numéro 3.

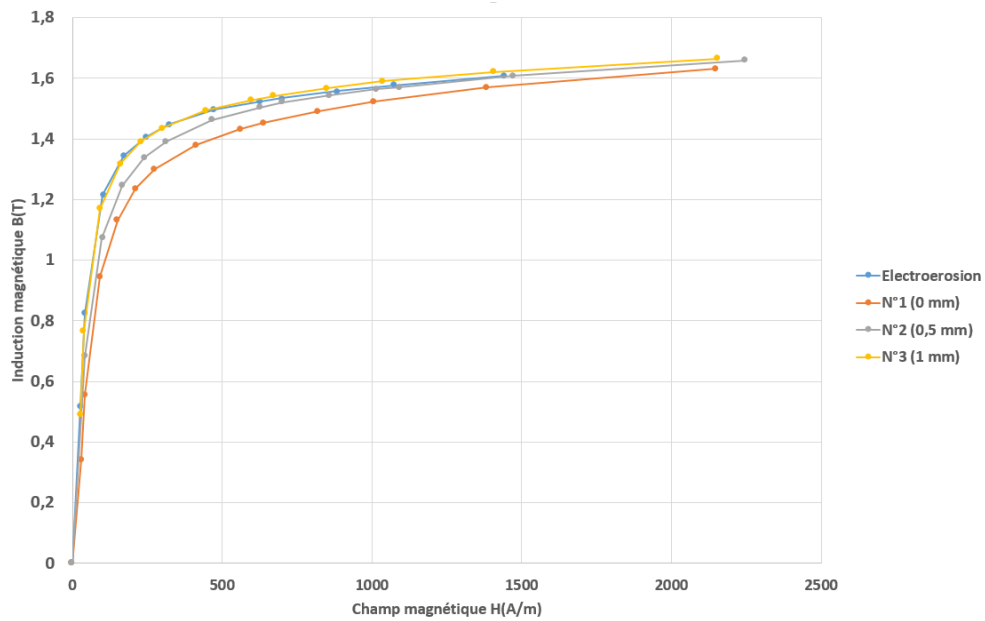


Figure V- 18 - Courbes d'aimantation, à 5 Hz, des échantillons étudiés dans le cadre du protocole dit de dichotomie

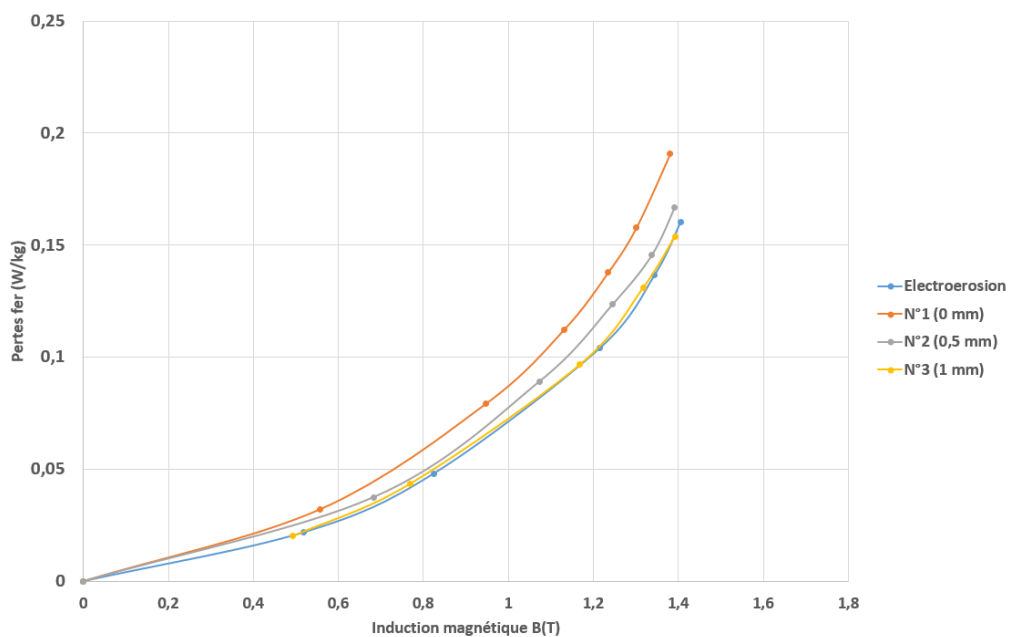


Figure V- 19 - Pertes Fer, à 5 Hz, des échantillons étudiés dans le cadre du protocole dit de dichotomie

D'une part, ces résultats montrent que la distance impactée est inférieure à 1 mm puisque l'échantillon correspondant à 1 mm d'enlèvement de matière présente des propriétés similaires à celle de la référence découpée par électroérosion. D'autre part, l'échantillon sur lequel 0,5 mm de matière ont été prélevés présente encore une dégradation des propriétés globales de l'échantillon. On peut donc conclure que la distance au bord de coupe d_c est telle que, (Eq. 69) :

$$0,5 \text{ mm} < d_c < 1 \text{ mm} \quad (\text{Eq. 69})$$

Afin d'affiner et valider ce premier bornage, mais aussi d'avoir une idée de l'évolution du profil de dégradation sur la distance d_c , un second protocole expérimental complémentaire, dit mesure de **dureté**, est mis en place.

Protocole d'identification par mesure de duretés

Présentation

Comme abordé dans l'état de l'art, des mesures de dureté ont déjà été réalisées dans d'autres travaux pour étudier l'effet de la découpe sur les propriétés magnétiques, comme par exemple dans [99] où le profil d'évolution de la dureté est relié au profil d'évolution de la perméabilité magnétique. En effet, la déformation plastique engendrée sur le bord de coupe induit une augmentation de la dureté. En pratique, plus la déformation plastique est grande, plus la dureté sera grande. L'idée est donc de réaliser, à partir du bord de coupe, plusieurs points de mesure de dureté sur une distance supérieure à la borne haute de 1 mm identifiée précédemment. En effet, on sait que la dureté du matériau sera affectée sur une distance inférieure ou égale à cette borne haute de dégradation des propriétés magnétiques. De plus, obtenir le profil d'évolution de la dureté permettra, par la suite, de s'appuyer sur les informations obtenues pour développer un modèle tenant compte d'un profil de dégradation des propriétés magnétiques dont la signification sera en lien avec les observations pratiques.

Notons toutefois que, comme nous l'avons introduit dans le premier chapitre, la mesure de dureté est une grandeur surfacique. On effectuera donc ces mesures sur la surface haute de l'échantillon mais également à plusieurs endroits sur la tranche (*i.e.* suivant l'épaisseur) de la tôle puisque, *a priori*, il n'y a pas de raison que la déformation plastique engendrée par la découpe soit homogène dans toute l'épaisseur. On définit, pour cela, deux faces (A et B) correspondant aux deux surfaces évoquées et sur lesquelles nous réaliserons les essais mesures de dureté, Figure V- 20.

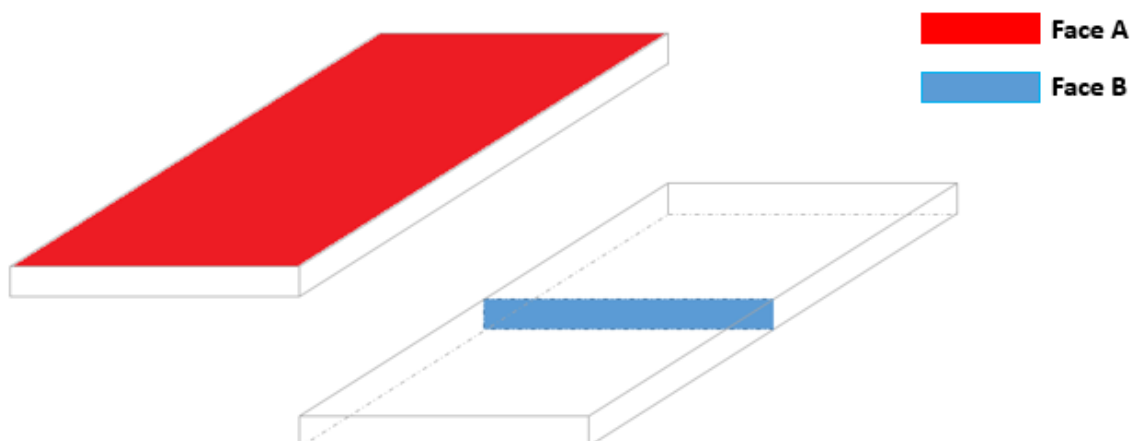


Figure V- 20 - Définition des faces A et B sur lesquels les essais de duretés vont être réalisés

Pour la face A, un schéma explicatif est donné sur la Figure V- 21. On rappelle que les mesures sur cette face ne donneront l'évolution de la dureté que sur la surface haute de la tôle.

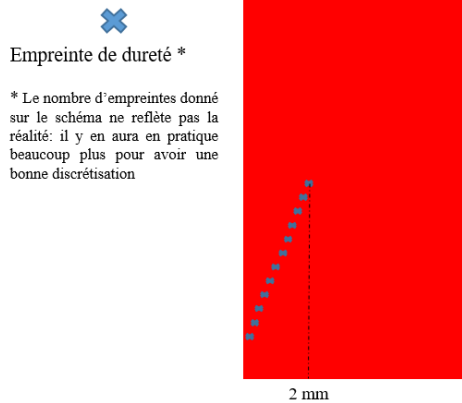


Figure V- 21 - Schéma explicatif du protocole de mesure de dureté sur la face A

Concernant la face B, Figure V- 22, il est nécessaire de découper l'échantillon (chute d'encoche) afin d'y avoir accès. Cette découpe est faite à l'électroérosion à fil afin d'avoir un impact limité sur l'état mécanique de la tôle sur la face considérée. Selon la méthode choisie, micro ou nano dureté (nous détaillerons ce point par la suite), une phase de préparation de l'échantillon peut être nécessaire (enrobage dans la résine et polissage). Avant d'approfondir ce point, on donne une schématisation des empreintes de duretés que l'on souhaite réaliser sur cette face, Figure V- 22. Cet essai permet d'avoir une visualisation en deux dimensions de la dureté par rapport au bord de coupe.

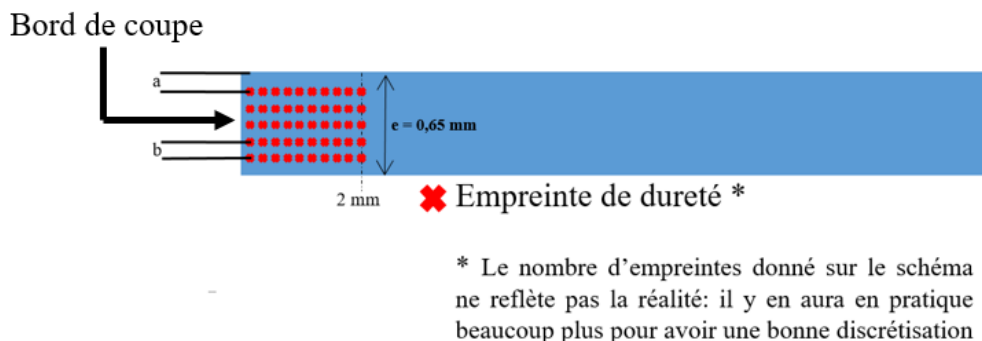


Figure V- 22 - Schéma explicatif du protocole de mesure de dureté sur la face B

Pour rappel, la dureté est une caractéristique de surface indiquant la capacité de celle-ci à s'opposer à la pénétration d'un indenteur. La pénétration de l'indenteur induisant une zone de déformation plastique autour de l'empreinte qu'il a laissée ainsi qu'un champ de contraintes qui déforme élastiquement le matériau, il faut que les empreintes soient suffisamment espacées les unes des autres pour ne pas avoir de recouvrement entre les zones déformées plastiquement et/ou contraintes élastiquement.

Usuellement, on considère qu'il faut laisser entre les empreintes un espace d'au minimum 2,5 fois la longueur de la diagonale de l'empreinte. Or, sachant que plus la force d'application de l'indenteur est importante, plus l'empreinte (et donc sa diagonale) est grande et, par conséquent, plus les empreintes devront être espacées. Il existe, entre autres, deux mesures de dureté avec lesquelles nous avons travaillé : la mesure par microindentation et celle par nanoindentation. Ce qui les différencie, ce sont les gammes d'efforts utilisées par l'indenteur. La gamme est de l'ordre de quelques newtons à quelques dizaines de newtons dans le cas de la microindentation tandis qu'elle est de l'ordre du micronewton en nanoindentation. La microindentation implique donc de bien plus espacer les empreintes que pour la

nanoindentation, ce qui va avoir une influence sur la qualité de la discrétisation que l'on pourra avoir au niveau des mesures depuis le bord de coupe. Toutefois, il est plus facile de réaliser des mesures de dureté par microindentation puisque, hormis pour une surface non vernie, cela ne nécessite pas de préparation spécifique de l'échantillon. En effet, les efforts appliqués induisent des empreintes suffisamment profondes devant la rugosité du matériau. Dans le cas de la nanoindentation, le polissage de l'échantillon est nécessaire car les efforts qu'on applique sur l'indenteur sont si faibles que la surface étudiée doit être parfaitement lisse pour que sa rugosité ne vienne pas perturber les mesures de dureté au niveau de l'empreinte. Ces essais sont instrumentés, et dans le cas de la nanoindentation, il est également automatisé. Ces méthodes impliquent toutefois un temps de mesure long et le nombre d'empreintes sera aussi contraint par la durée dédiée à ces mesures. Le choix s'est porté, pour un bon compromis précision/temps de mesure, sur une centaine de points de mesure.

Dans les prochaines parties, on présentera les résultats obtenus avec au préalable une brève présentation du protocole expérimental et des points clés associés.

Résultats

▪ Face A

Pour la face A, la longueur de l'échantillon étant suffisamment grande devant la distance requise pour réaliser l'ensemble des empreintes souhaitées, il est possible de travailler en microindentation. On donne sur la Figure V- 23 une photo de l'une des empreintes réalisées. On rappelle qu'on exploite ces empreintes selon la méthode de Vickers, la dureté de Vickers étant notée HV, Figure I- 26.

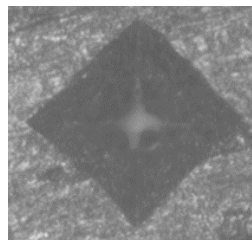


Figure V- 23 - Vue d'une empreinte issue des essais de micro duretés

Cette campagne de mesure de dureté a été réalisée sur une chute d'encoche issue du rouleau de tôle alloué pour la thèse, M400-65A, que nous étudions depuis le début de ce chapitre. Les résultats sont présentés sur la Figure V- 24, pour une charge maximale de 40 N. On remarque alors plusieurs choses :

- Plus on est proche du bord de coupe, plus la dureté est importante. Ce point était attendu car plus on est proche du bord de coupe, plus la déformation plastique est importante.
- Le profil d'évolution de la dureté est cohérent avec ce qu'on retrouve dans la littérature [99].
- Si la distance impactée dépend des paramètres de découpe, on constate que dans le cas du procédé et des outils utilisés chez JEUMONT Electric, la dureté de la face A semble être affectée sur une distance de l'ordre de 0,65 mm ce qui correspond à l'épaisseur de la tôle étudiée. On retrouve ce résultats dans la littérature, notamment dans [99].
- Il est difficile, en pratique, de commencer à indenter à une distance très proche du bord de coupe. Cet aspect est d'autant plus critique en microindentation puisque les empreintes sont plus grandes. Dans ce contexte, commencer à 0,18 mm du bord de coupe constitue déjà un bon résultat. Même s'il est difficile d'analyser le profil de dureté aux distances inférieures à 0,18 mm, on peut deviner une tendance vers un léger palier sur une très courte distance. (Figure V- 24).

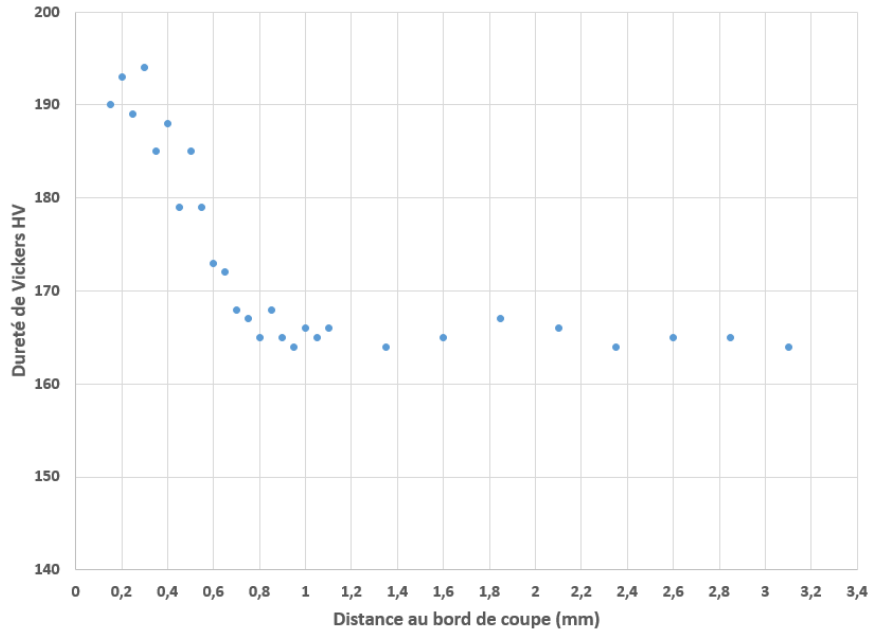


Figure V- 24 - Dureté de Vickers en fonction de la distance au bord de coupe pour une charge maximale de 40 N - Micro indentation - Face A

Contrairement à la face A, les dimensions de la face B ainsi que la discrétisation souhaitée nous imposent de travailler en nanoindentation. De ce fait, l'échantillon a été découpé par électroérosion à fil en son milieu et la face B a été enrobée de résine puis polie. Une fois cette étape réalisée, on a pu passer aux mesures de dureté. Contrairement à la microindentation où les diagonales des empreintes étaient mesurées au microscope, ici, les très faibles efforts appliqués (jusqu'à une soixantaine de micronewtons) et les très petites empreintes obtenues impliquent une mesure de dureté automatisée à l'aide d'un logiciel. En effet, le banc expérimental et le logiciel associé, disponible au laboratoire MSPM de l'école des Arts et Métiers de Lille, le dit logiciel détermine lors de l'essai qui se déroule à force constante, la profondeur de déplacement de l'indenteur pour chaque empreinte. Cette profondeur de déplacement est généralement de l'ordre de quelques centaines de nanomètres. Une photographie de la face B, après essai de nanoindentation, est donnée sur la Figure V- 25. La zone noire autour de la face correspond à la résine utilisée pour le polissage de l'échantillon. On a donc réalisé ces mesures à 5 endroits différents de l'épaisseur de la tôle et sur une distance allant jusqu'à 1 mm à partir du bord de coupe. On donne respectivement sur la Figure V- 26, Figure V- 27 et Figure V- 28 les évolutions de la profondeur de pénétration de l'indenteur pour chacune des lignes considérées. Pour des raisons pratiques, il n'a pas été possible de tracer l'évolution de la dureté mais uniquement l'évolution de la profondeur de pénétration de l'indenteur qui est **inversement proportionnelle** à la dureté (I. 1-C. 3)

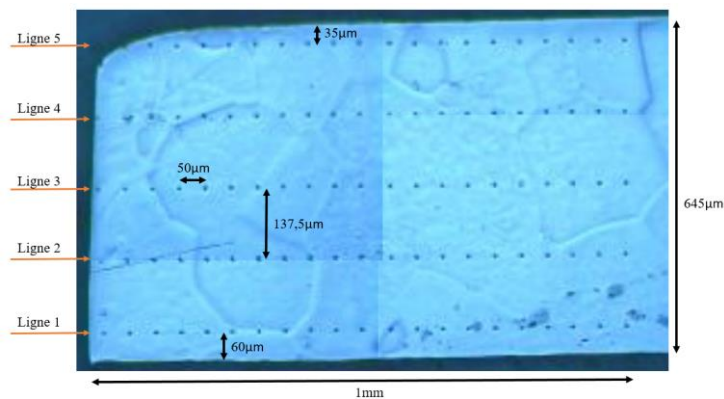


Figure V- 25 - Face B après l'essai de nano indentation

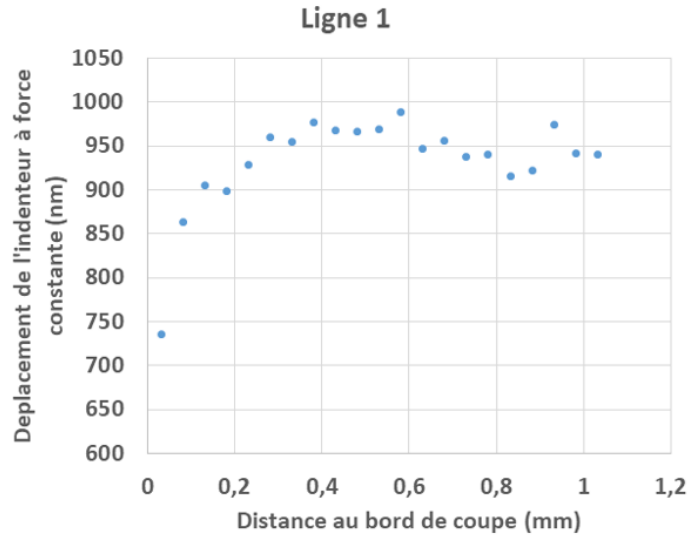


Figure V- 26 - Evolution du déplacement de l'indenteur, à force constante, en fonction de la distance au bord de coupe - Ligne 1

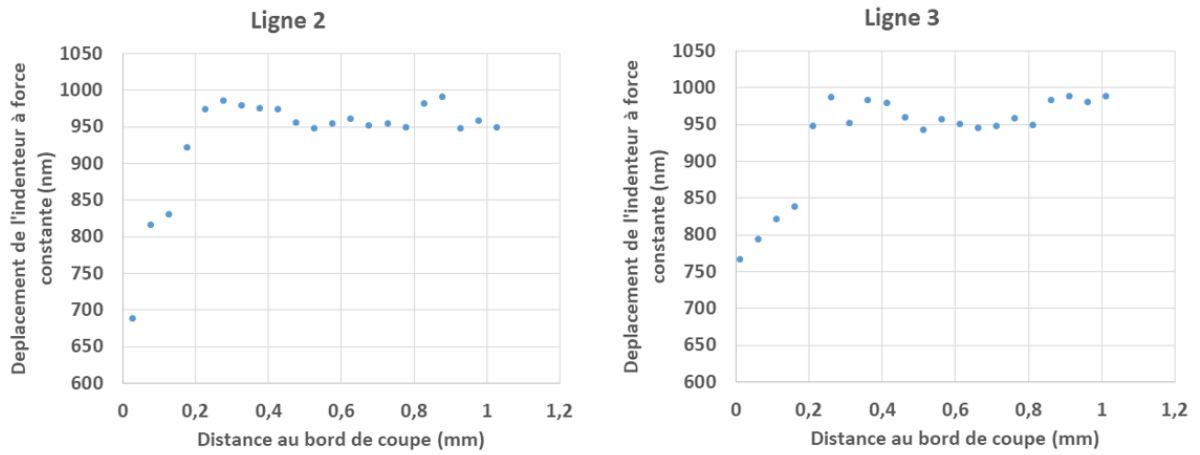


Figure V- 27 - Evolution du déplacement de l'indenteur, à force constante, en fonction de la distance au bord de coupe - Lignes 2 et 3

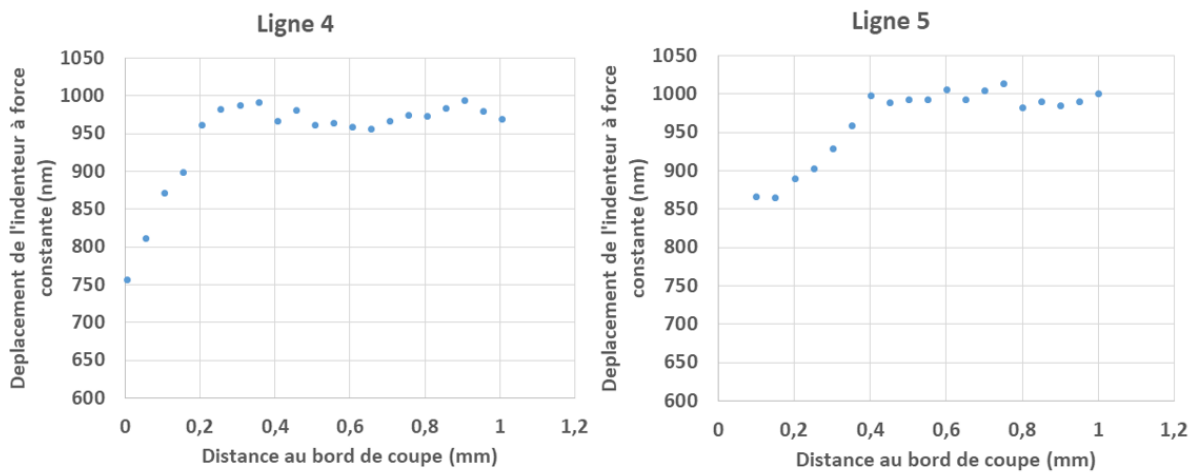


Figure V- 28 - Evolution du déplacement de l'indenteur, à force constante, en fonction de la distance au bord de coupe - Ligne 4 et 5

Ces résultats permettent de mettre en lumière certains points fondamentaux :

Premièrement, pour chaque ligne, on observe une distance au bord de coupe sur laquelle la dureté est significativement affectée. C'est un résultat attendu. Toutefois, la distance impactée par rapport au bord de coupe varie pour chaque ligne. Elle est plus importante pour les lignes les plus proches de la surface de l'échantillon (ligne 1 et ligne 5) puisqu'elle vaut approximativement 0,4 mm. Plus on s'approche du centre de l'échantillon, plus elle semble donc diminuer. En effet, pour les lignes 2 et 4 elle est de l'ordre de 0,25 mm et enfin de l'ordre de 0,2 mm pour la ligne centrale (ligne 3). Ces résultats, bien que qualitatifs, mettent l'accent sur plusieurs points :

- L'effet de la découpe sur la dureté est hétérogène dans le sens de l'épaisseur. Ces résultats sont en adéquation avec certains travaux réalisés au sein du laboratoire [94] qui montrent, à l'aide de simulations mécaniques par éléments finis d'un procédé de découpe par poinçonnage, que la répartition de la déformation plastique au sein de la pièce découpée est hétérogène dans le sens de l'épaisseur. Ces travaux montrent aussi que la distance impactée par rapport au bord de coupe est minimale au centre de l'échantillon et maximale lorsqu'on est proche des surfaces hautes et basses, Figure V-29, ce qui est tout à fait cohérent avec ce que nous avons obtenu expérimentalement.
- La distance au bord de coupe impactée n'étant pas la même dans toute l'épaisseur de l'échantillon, ces mesures expérimentales nous donnent un encadrement de la distance moyenne minimale impactée (d'un point de vue mécanique) par le procédé de coupe. La valeur moyenne de cette distance, qui se situe approximativement entre 0,25 mm et 0,65 mm, conforte les conclusions issues du protocole dit de rétrécissement et met en lumière l'hétérogénéité et la complexité de la répartition de la déformation plastique au sein du bord de coupe.
- Finalement, concernant le profil de dégradation, ces résultats (micro et nanoindentation) confirment l'allure de type exponentielle décroissante : les résultats obtenus sont cohérents avec ce que l'on retrouve dans la littérature [94], [99]. Cela traduit une déformation plastique très importante très près du bord de coupe avec une diminution rapide de cette déformation.

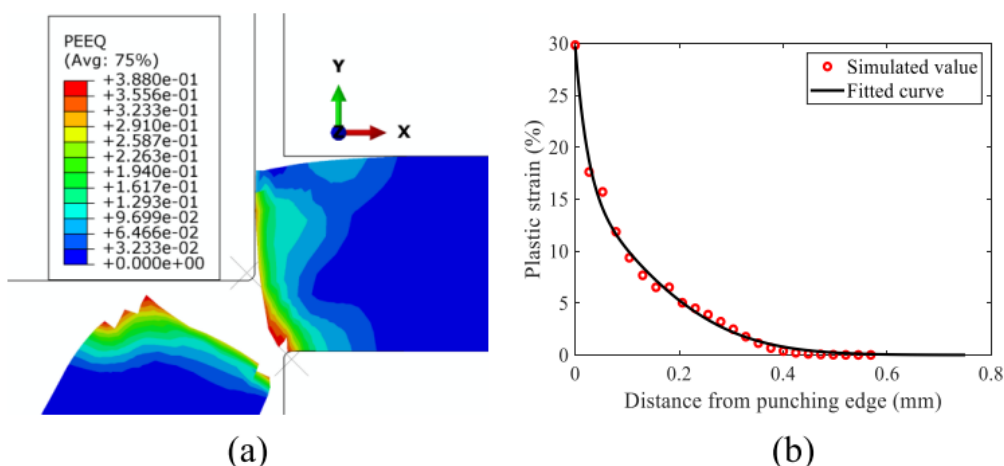


Figure V- 29 - (a) Répartition de la déformation plastique au cours d'un procédé de poinçonnage. (b) Valeur moyenne de la déformation plastique en fonction de la distance au bord de coupe [94]

L'ensemble de ces résultats expérimentaux constitue la première étape vers la phase de modélisation. A partir des mesures globales des propriétés magnétiques de la tôle découpée

mécaniquement et de la tôle de référence découpée par électroérosion, l'objectif est de pouvoir identifier, à l'aide du modèle magnéto-mécanique de Sablik associé au matériau, la distance au bord impactée ainsi que le profil de dégradation équivalent représentatif de l'hétérogénéité de la déformation plastique dans l'épaisseur. L'ensemble de la démarche est présentée dans la suite.

V. 3 – Modélisation de l'effet de la découpe mécanique : modèle magnéto-mécanique et résolution inverse par optimisation

V. 3-A) Démarche générale

La première idée est la suivante : à l'image de ce qui a été fait dans [94], on cherche à modéliser l'effet de la découpe mécanique à l'aide d'un profil de déformation plastique moyenne en fonction de la distance au bord de coupe impactée. Pour cela, on ne souhaite pas passer par la modélisation 3D éléments finis de la répartition de la déformation plastique car il s'agit d'une étape coûteuse en temps de calcul, d'autant plus que cela nécessite d'être capable de faire le lien avec un ou des modèle(s) éléments finis magnétique. D'autre part, les simulations EF d'un procédé de coupe tiennent difficilement compte de la réalité de la découpe comme, par exemple, l'usure de l'outillage. Par conséquent, on s'est orienté vers une identification de la distance au bord impactée (magnétiquement) ainsi que l'évolution de la déformation plastique moyenne sur ce bord de coupe en s'appuyant sur les mesures expérimentales et l'utilisation du modèle magnéto-mécanique de Sablik associé à une méthode d'identification par optimisation du profil de déformation. La démarche s'effectuera en plusieurs étapes.

- 1) Caractérisation mécanique, sur une machine de traction, de la courbe de traction de la tôle étudiée afin d'obtenir la déformation plastique ε (%) en fonction de la contrainte mécanique appliquée car la géométrie du banc *Single Sheet Tester* ne permet pas l'utilisation d'une jauge de contrainte adaptée directement placée sur la tôle.
- 2) Réaliser des caractérisations magnétiques des tôles étudiées sur le banc *Single Sheet Tester* sous contrainte : à partir de la contrainte mesurée et de la courbe de traction nominale, il sera donc possible de connaître les niveaux de déformations plastiques sous lesquels les tôles ont été caractérisées magnétiquement et donc, les propriétés magnétiques de ces tôles en fonction de ε (%).
- 3) On peut alors obtenir les paramètres du modèle anhystérétique de Sablik tenant compte de la déformation plastique et ajuster un modèle de pertes dont un ou plusieurs paramètres dépendront de la déformation plastique.
- 4) A partir de ces modèles, une procédure d'optimisation sera mise en œuvre en association avec un modèle numérique de la tôle dont les bords sont impactés par la découpe. On s'appuiera sur le couple de logiciels *Matlab/FEMM* pour réaliser cette procédure qui permettra, en faisant varier le profil de dégradation du bord de coupe, de retrouver les mêmes propriétés magnétiques globales de l'échantillon que celles mesurées expérimentalement. Le protocole est détaillé dans la suite et illustré sur la Figure V- 30.

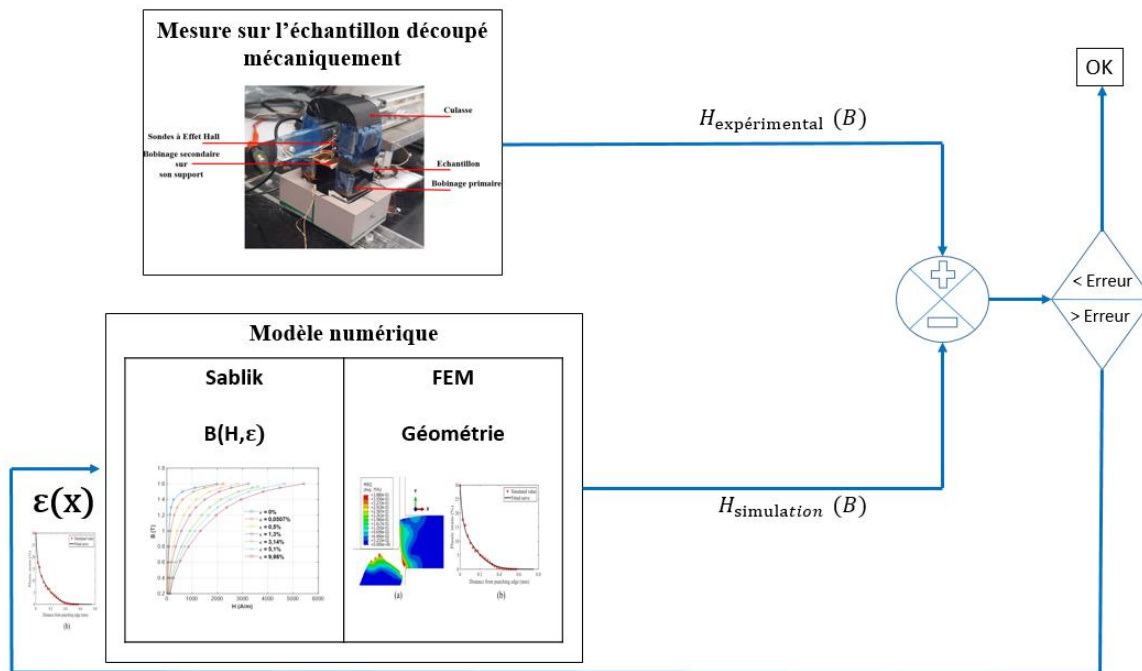


Figure V- 30 - Schématisation de la procédure d'optimisation adoptée

V. 3-B) Mesure de la courbe de traction

L'objectif étant de développer un modèle magnéto-plastique pour modéliser l'effet de la découpe, la première étape consiste à caractériser les propriétés magnétiques de la tôle étudiée sous plusieurs niveaux de déformation plastique. Le *Single Sheet Tester* sous contrainte permet de contrôler la force de traction ou de compression appliquée à la tôle. Il faut donc, dans un premier temps, être capable de faire le lien entre la force appliquée (ou la contrainte puisqu'on connaît la section de l'échantillon) et la déformation plastique induite, sachant que l'utilisation d'une jauge de contraintes n'était pas réalisable. Pour cela, on cherche donc à déterminer expérimentalement la courbe de traction de la tôle étudiée.

Pour ce faire, on découpe à l'électroérosion une éprouvette de traction, Figure V- 31, dont la géométrie et les dimensions sont définies par la norme [136]. Par la suite, l'éprouvette est placée dans une machine de traction, Figure V- 32, disponible au laboratoire MSMP sur le site des Arts et Métiers de Lille. Cette machine de traction se compose de deux mors, Figure V- 32 – (a), qui permettent de maintenir l'échantillon, Figure V- 32 – (b) lorsque l'effort est appliqué dans la direction de la longueur de l'éprouvette. La contrainte de traction appliquée est obtenue à partir de l'effort mesuré grâce à des capteurs d'efforts présents sur la machine de traction. Concernant l'allongement de l'éprouvette, on utilise un extensomètre, Figure V- 32 – (c), qui permet de le mesurer précisément au centre de l'échantillon. En mesurant la contrainte appliquée et l'allongement induit, on obtient la courbe de traction.

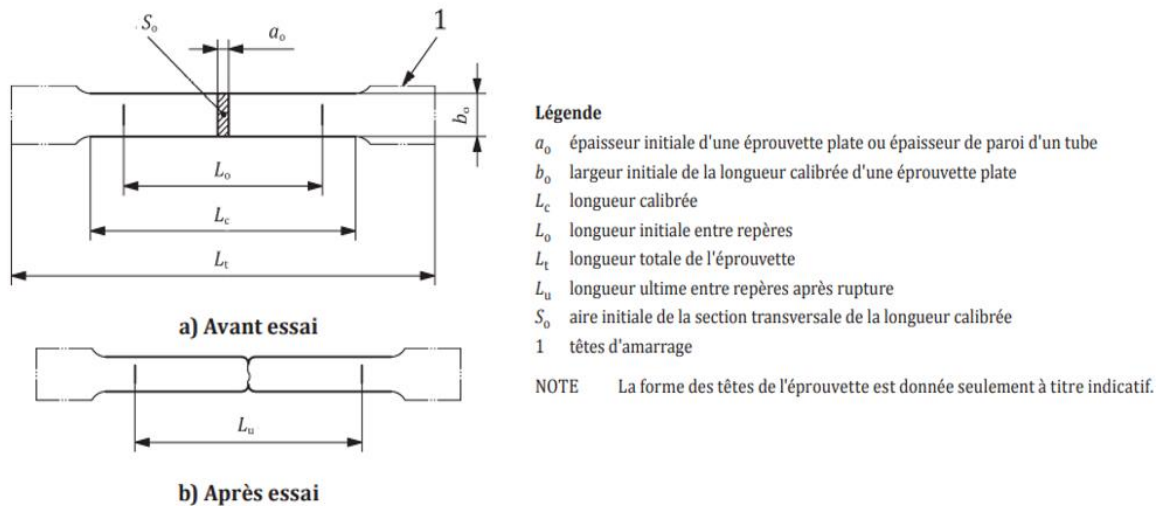


Figure V- 31 - Éprouvettes usinées de section transversale rectangulaire, utilisées pour notre essai de traction [136]

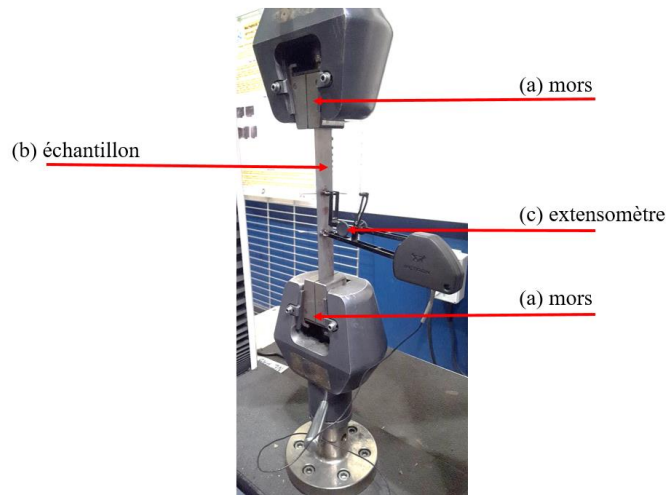


Figure V- 32 - Essai de traction mené durant la thèse - (a) mors, (b) échantillon et (c) extensomètre

La courbe de traction conventionnelle $\sigma_m = f(\epsilon_m)$ est déterminé à partir du protocole précédemment décrit et à l'aide des équations (Eq.14) et (Eq.15). Toutefois, la contrainte conventionnelle correspond à la force appliquée divisée par la section initiale de l'échantillon. Or, en pratique, notamment pour les niveaux de déformations importants, au cours de l'allongement de la tôle la section est réduite comme expliqué au chapitre 1. Pour la mise en œuvre du modèle magnéto-mécanique, on doit considérer les niveaux de **déformations plastiques rationnelles**. On bascule des grandeurs conventionnelles aux grandeurs rationnelles à partir des équations (Eq.16) et (Eq.17). La courbe de traction conventionnelle $\sigma_m = f(\epsilon_m)$ obtenue est donnée sur la Figure V- 33. La zone linéaire correspond à la zone élastique telle qu'elle est définie sur la Figure I- 11, puis, au-delà, on rejoint la zone plastique.

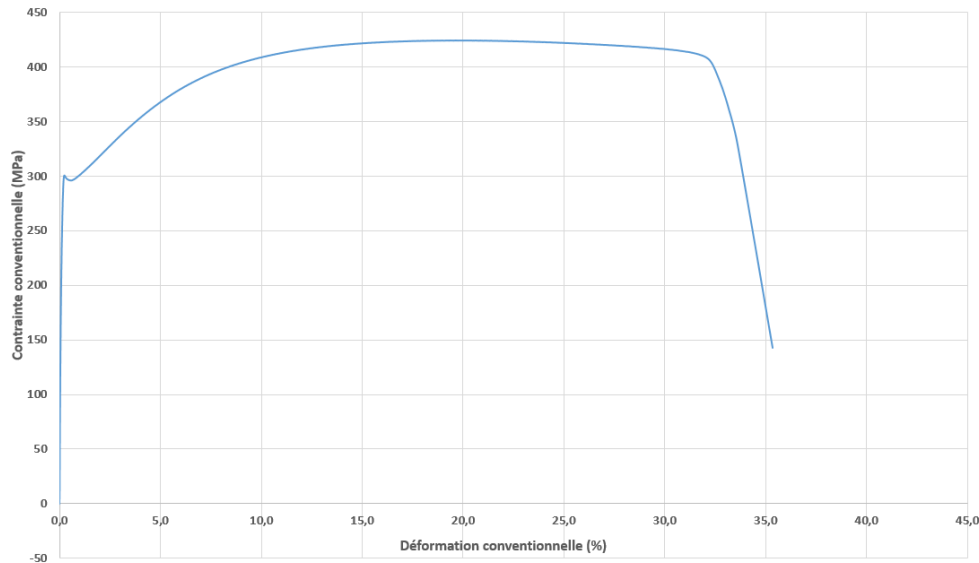


Figure V- 33 - Courbe de traction conventionnelle obtenue sur l'échantillon à partir de l'essai de traction réalisé

V. 3-C) Caractérisation des propriétés magnétiques sous déformation plastique

L'étape suivante consiste, en s'appuyant sur la courbe de traction obtenue, à caractériser des tôles rectangulaires (300 mm x 30 mm) et ce pour plusieurs niveaux de déformations plastiques. Ces caractérisations se feront sur le *Single Sheet Tester* sous contraintes mécaniques, Figure III- 46, qui permet de caractériser les propriétés magnétiques des tôles sous différentes contraintes de traction et/ou de compression.

L'objectif final étant d'être représentatif du procédé de découpe, il faut garder à l'esprit le point suivant : une fois qu'une tôle est découpée, celle-ci a subi une déformation plastique mais n'est plus soumise à aucune contrainte mécanique. L'objectif est donc, lorsqu'on applique une contrainte de traction mécanique dans le domaine plastique, de relâcher cette contrainte et de caractériser la tôle ainsi déformée. Le protocole expérimental est le suivant :

- Le banc SST sous contrainte étant contrôlé en effort, on peut, connaissant la section initiale de la tôle et sa courbe de traction, choisir la contrainte conventionnelle de traction que l'on applique dans le domaine plastique. On identifie donc plusieurs niveaux de contraintes mécaniques qui représentent une plage suffisamment grande de déformations plastiques.
- Pour chaque niveau de contrainte, on suit le même protocole :
 - On applique l'effort permettant d'obtenir la contrainte souhaitée puis on relâche l'effort
 - On identifie, à partir de la courbe de traction, le niveau de déformation plastique conventionnelle après relâchement
 - On caractérise les propriétés magnétiques (pertes Fer, courbe d'aimantation)
 - On détermine, à partir de la déformation plastique conventionnelle identifiée précédemment, la déformation plastique rationnelle pour chaque caractérisation réalisée.

Afin d'illustrer la détermination de la déformation résiduelle, supposons que l'on se trouve, Figure V- 35, au point $(\varepsilon_i, \sigma_i)$ de la courbe de traction. L'objectif est de déterminer la déformation

plastique résiduelle, notée ε_j , lorsqu'on relâche la contrainte ($\sigma_i = 0$). La démarche consiste à considérer, à partir du point $(\varepsilon_i, \sigma_i)$, un relâchement élastique avec le même le même module de Young que celui identifié dans la zone linéaire élastique régie par l'équation $\sigma_m = E\varepsilon_m$, avec $E \approx 210 \text{ GPa}$, Figure V- 34, (cohérent avec la valeur usuelle du module de Young de l'acier). Le tracé de la parallèle à la caractéristique élastique, Figure V- 35, passant par le point $(\varepsilon_i, \sigma_i)$ permet alors de déterminer la déformation plastique résiduelle ε_j .

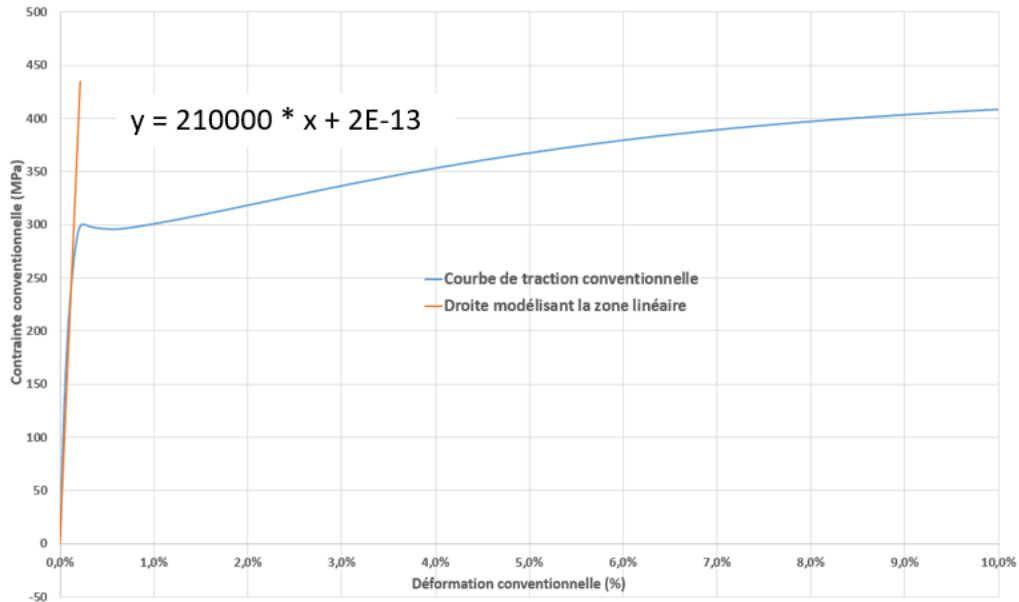


Figure V- 34 - Courbe de traction conventionnelle (bleue) et modélisation de la zone linéaire (orange) par $\sigma_m = E\varepsilon_m$

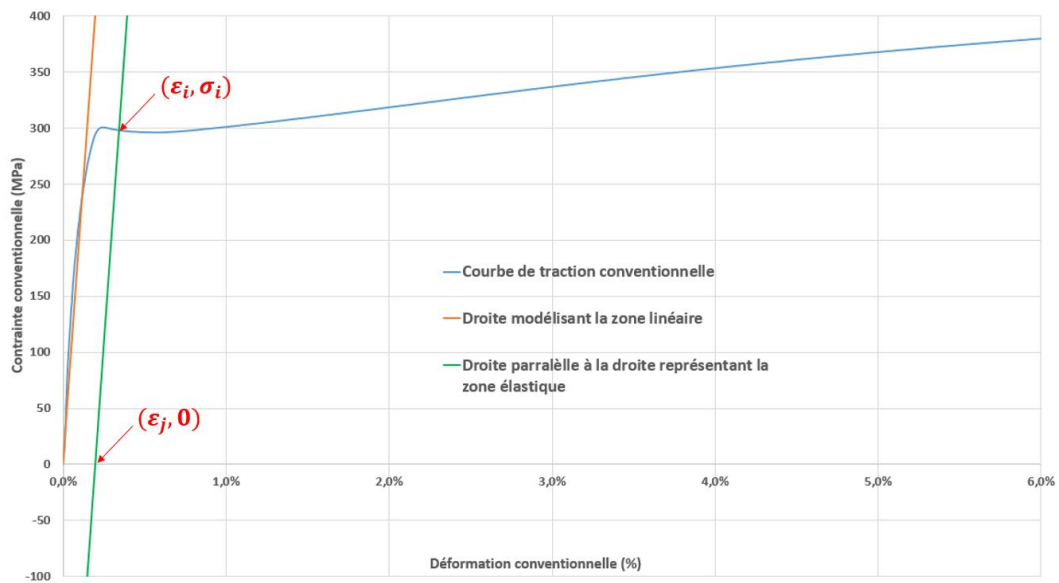


Figure V- 35 - Méthode de détermination de la déformation plastique restant après relâchement de la contrainte mécanique

Les courbes d'aimantation et les pertes Fer sont données, respectivement sur la Figure V- 36 et sur la Figure V- 37 pour plusieurs niveaux de déformations plastiques. Les résultats montrent, comme attendu, une dégradation importante des propriétés magnétiques sous l'effet de la déformation plastique.

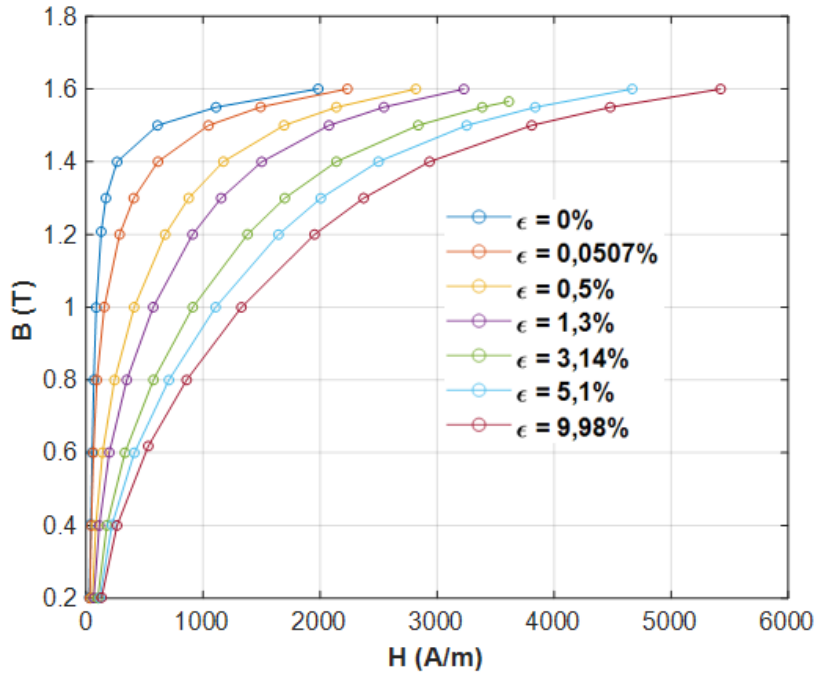


Figure V- 36 - Courbes d'aimantations, à 5 Hz, en fonction du niveau de déformation plastique

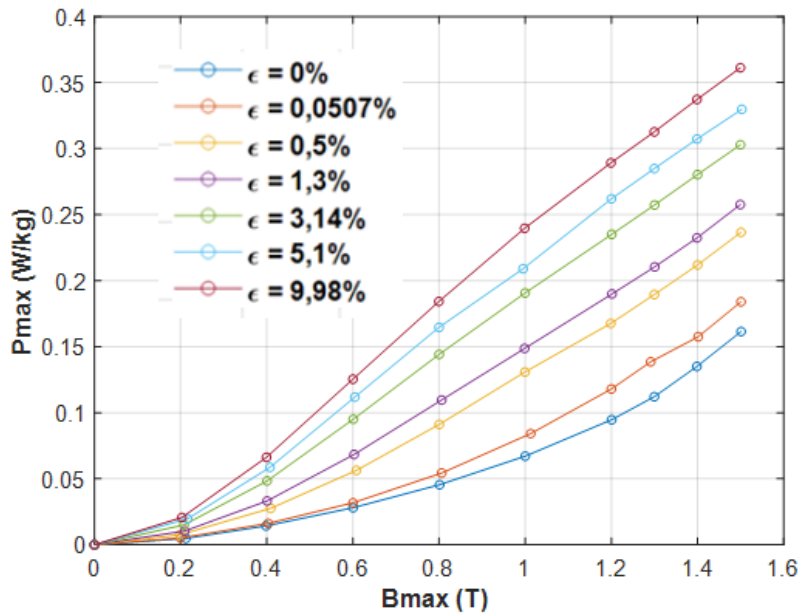


Figure V- 37 - Pertes Fer, à 5 Hz, en fonction du niveau de déformation plastique

V. 3-D) Développement des modèles magnéto-plastique et analytiques de la loi de comportement magnétique et des pertes Fer

Les mesures précédentes des courbes d'aimantation et des pertes Fer en fonction de la déformation plastique vont être utilisées pour identifier des modèles analytiques représentatifs de ces comportements. On commencera par le modèle de loi anhystérétique puis on abordera le modèle de pertes Fer.

V. 3-D.1) Loi de comportement magnéto-plastique : modèle de Sablik

On utilise le modèle magnéto-plastique de Sablik, Figure I- 24. On peut d’ores et déjà donner les valeurs de certains paramètres qui sont soit déterminés à partir de la courbe de traction (module de Young E , contrainte d’écroutissage σ_F) soit connus à partir de la littérature (coefficient de Poisson ν de l’acier, amplitude du vecteur de Burgers [137], [138]). On en déduit le module de cisaillement G du matériau. L’ensemble de ces valeurs est donné dans le Tableau V- 5. Par la suite, on abordera donc l’identification des autres paramètres par une méthode d’ajustement sous *Matlab*.

Nom	Symbole	Valeur	Unité
Vecteur de Burgers	b	10×10^{-10}	m
Résistance à la dureté	k_F	610	MPa
Coefficient d’écroutissage	n_F	0,37	-
Contrainte d’écroutissage	σ_F	$\sigma_F = k_F \cdot \varepsilon_p^{n_F}$	MPa
Module de Young	E	210	GPa
Coefficient de Poisson	ν	0,29	-
Module de cisaillement	G	81,39	GPa

Tableau V- 5 - Valeurs des paramètres du modèle de Sablik identifiés à partir de la courbe de traction et/ou de la littérature

Tout comme nous l’avons fait pour le modèle de Sablik élastique, on identifie tout d’abord à l’aide de la méthode dite des moindres carrés, les paramètres de Langevin de la courbe anhystérique en l’absence de toute déformation plastique, à savoir les paramètres M_s , α et a_0 . Leurs valeurs sont données ci-dessous, Tableau V- 6. La courbe anhystérique issue du modèle identifié et celle issue des mesures expérimentales sont présentées sur la Figure V- 38.

Nom	Symbole	Valeur	Unité
Aimantation à saturation	M_s	$1,28 \times 10^6$	A/m
-	α	$2,1901 \times 10^{-5}$	-
-	a_0	37.829	A/m

Tableau V- 6 - Paramètres du modèle magnéto-plastique identifiés en l’absence de déformation plastique

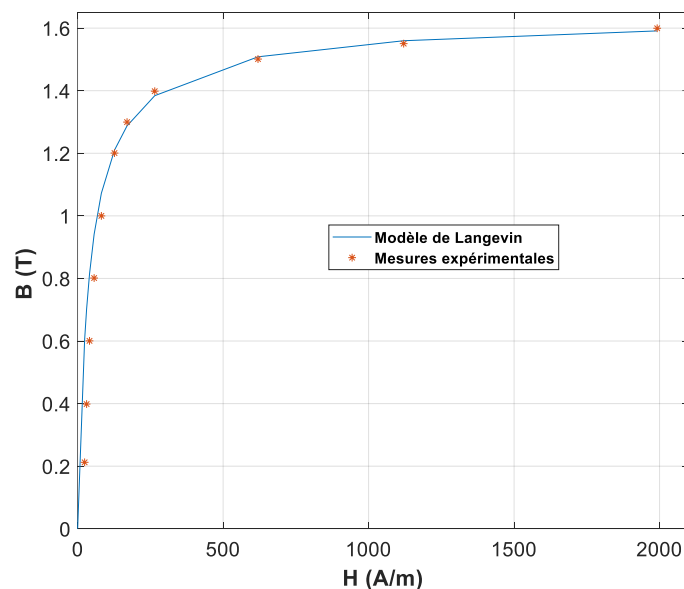


Figure V- 38 - Comparaison entre le modèle de Langevin et les mesures expérimentales à 5Hz - Courbes anhystériques - Absence de déformation plastique

Dans un second temps, on identifie les paramètres du modèle relatifs à la déformation plastique. Les paramètres, obtenus par la méthode des moindres carrés, sont présentés dans le Tableau V- 7. Sur la Figure V- 39, on compare les courbes anhystériques obtenus *via* le modèle et aux courbes normales obtenues expérimentalement. Si les différences entre les deux courbes ont été explicitées dans le premier chapitre, elles sont assimilées et considérées comme similaires dans notre cas. On constate que les

tendances observées sont satisfaisantes hormis à haute induction. Ces écarts à hautes inductions sont inhérentes au modèle utilisé. Ce résultat était attendu puisqu'on retrouve des résultats similaires dans la littérature, [139]. Ceci étant, le modèle et les résultats expérimentaux sont suffisamment proches pour considérer que ce modèle est représentatif du comportement magnéto-plastique du matériau, au niveau de sa loi de comportement magnétique.

Symbole	Valeur	Unité
ξ_{d0}	$5,737 \times 10^{-13}$	m^{-2}
G_3	$1,440 \times 10^{-6}$	m
G_4	$1,335 \times 10^{-11}$	m^{-2}
d	$7,644 \times 10^{-6}$	m

Tableau V- 7 - Paramètres du modèle magnéto-plastique identifiés sous déformations plastiques

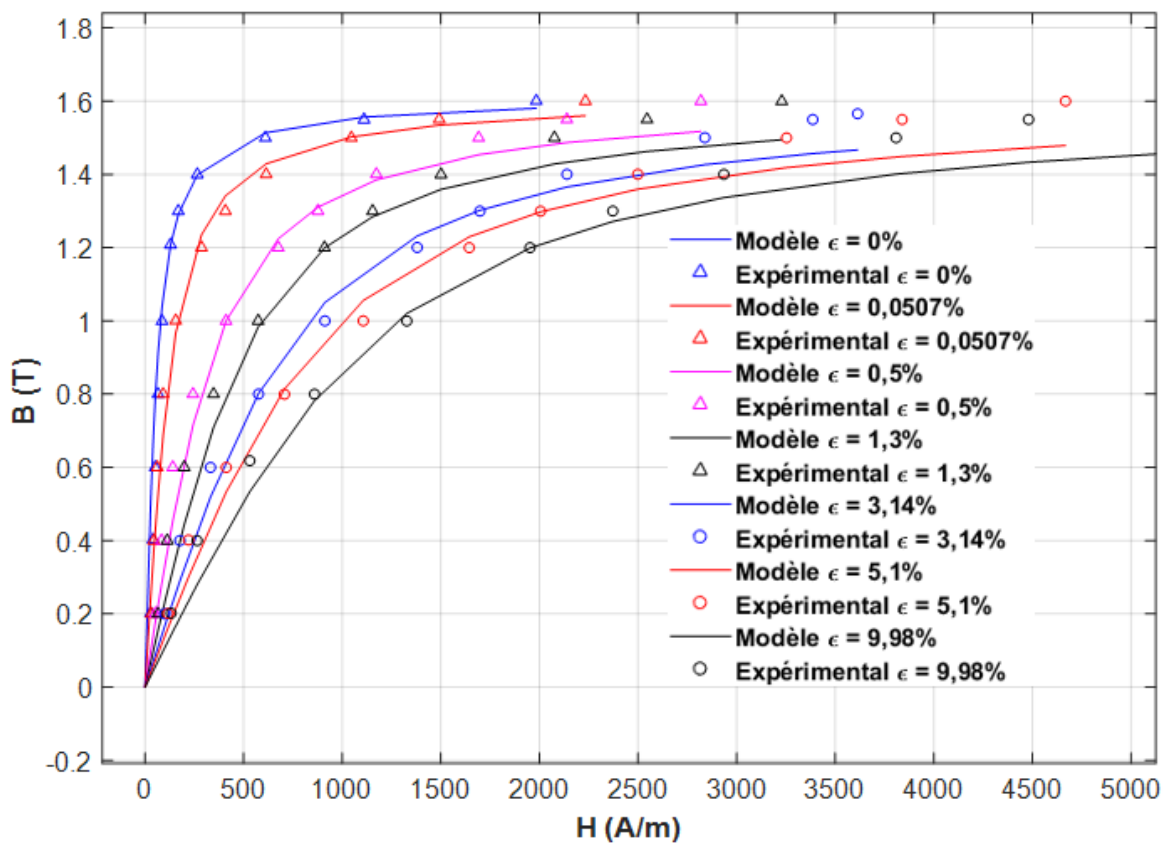


Figure V- 39 - Comparaison des courbes normales expérimentales aux courbes anhystérétiques du modèle de Sablik pour plusieurs niveaux de déformations

V. 3-D.1) Modèle magnéto-plastique de pertes Fer

Afin de garder une certaine simplicité pour le modèle de pertes Fer, on s'appuiera sur l'approche de décomposition des pertes proposée par Bertotti. Les coefficients du modèle k_h , α , k_c et k_{exc} sont

identifiés à partir des pertes Fer mesurées pour chaque niveau de déformation plastique, sur le SST sous contraintes. Les évolutions des paramètres k_h et α , en fonction du niveau de déformation plastique, sont données sur la Figure V- 40 et sur la Figure V- 41. Concernant l'évolution des paramètres k_c et k_{exc} , ceux-ci varient très peu en fonction de la déformation plastique. Par conséquent, on les considère constants et respectivement de valeurs moyennes approximatives 0,000245 et 0,00025.

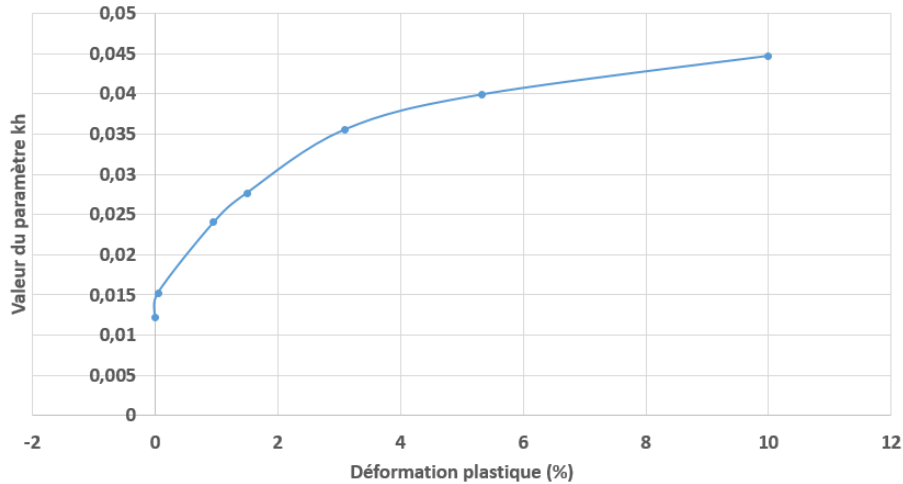


Figure V- 40 - Evolution du paramètre k_h en fonction de la déformation plastique

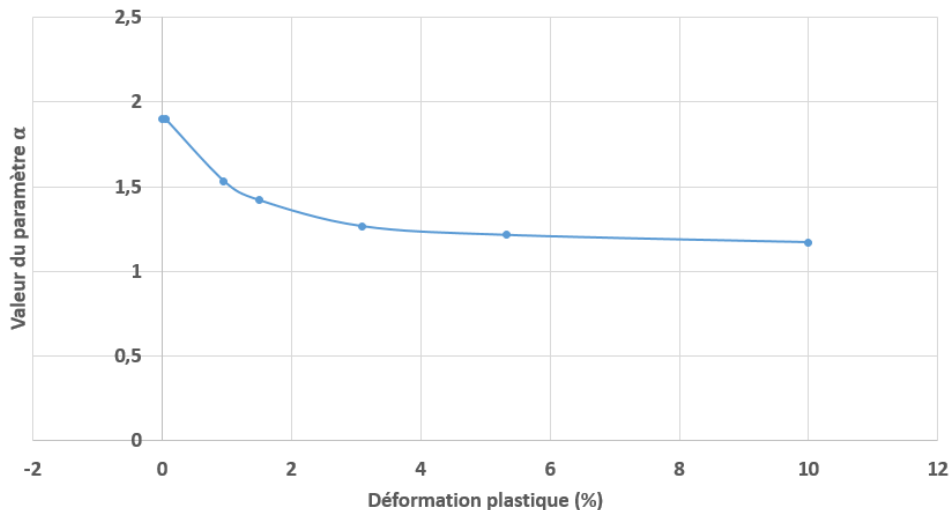


Figure V- 41 - Evolution du paramètre α en fonction de la déformation plastique

A première vue, même si on constate que les coefficients d'hystérésis, Figure V- 40 et Figure V- 41, semblent être significativement affectées par la déformation plastique et que les coefficients classiques et excédentaires, ne le sont pas, il faut quand même pouvoir valider l'hypothèse selon laquelle on considère ces deux dernières comme constantes. Afin de nous en assurer, on trace, pour une fréquence de 5 Hz qui correspond aux mesures expérimentales traitant de l'effet de la découpe sur le SST miniature, l'évolution des trois composantes de pertes, à 1 T, en fonction de la déformation plastique sur la Figure V- 42. On constate principalement deux choses. Premièrement, les pertes hystérésis sont significativement impactées contrairement aux pertes dynamiques. Deuxièmement, les pertes par hystérésis sont largement prépondérantes devant les autres composantes. Pour ces deux raisons, on décide de ne considérer que la variation des pertes par hystérésis induite par la déformation plastique et on considère les pertes classiques et excédentaires comme étant constantes (en prenant les valeurs moyennes évoquées précédemment). Pour les pertes par hystérésis, on réalise un ajustement avec une expression analytique pour décrire les évolutions des coefficients k_h et α en fonction de la déformation plastique, Figure V- 40 et Figure V- 41.

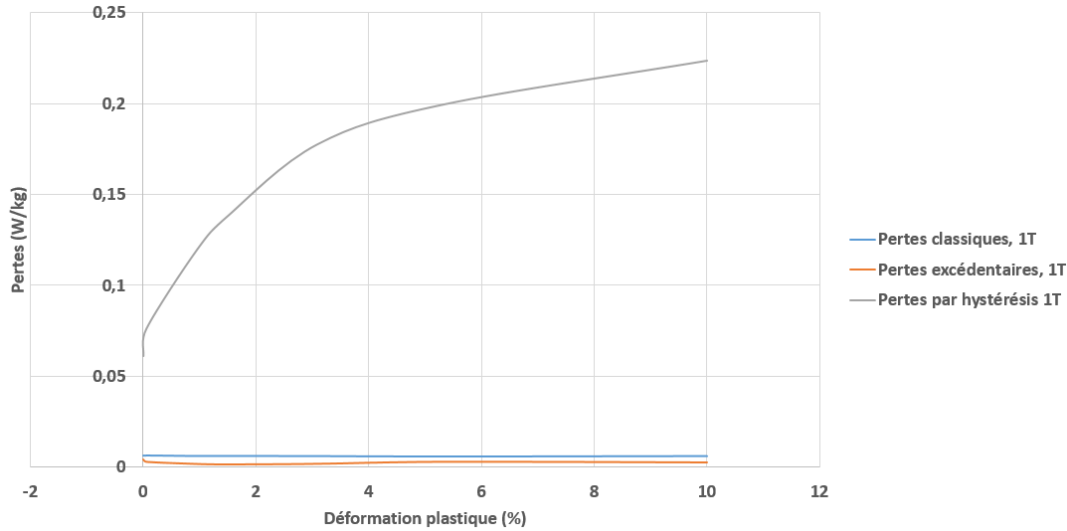


Figure V- 42 - Pertes par hystérésis, pertes classiques et pertes excédentaires, à 5 Hz et 1 T, en fonction de la déformation plastique

V. 3-E) Développement du modèle numérique EF 2D

Les modèles précédemment identifiés vont être exploités au sein du modèle numérique représentant l'échantillon testé afin de déterminer le profil de dégradation au bord de coupe. Pour cela, le modèle numérique de la chute d'encoche est mis en place à l'aide du logiciel FEMM 2D. Sur la Figure V- 43, on présente la géométrie de la chute d'encoche modélisée. On y définit la longueur de la tôle L_g , sa largeur l_g , et la distance au bord impactée par le procédé de coupe, notée d_c . Cette distance est discrétisée en plusieurs régions ayant chacune des propriétés magnétiques données. Le nombre de discrétisation est noté n_D ($n_D = 15$ sur la Figure V- 43).

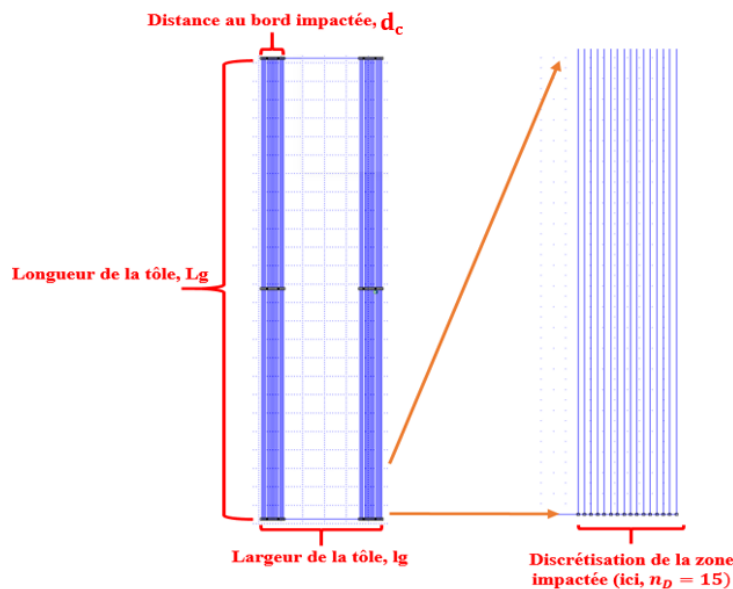


Figure V- 43 - Présentation de la géométrie réalisée sur FEMM

Pour chacune des régions définies, il faut associer une loi de comportement magnétique B-H. Au niveau de la zone centrale, hors des deux zones impactées par le procédé de coupe, le matériau magnétique est considéré non dégradé. De ce fait, le comportement magnétique imposé dans cette région est celui de la tôle découpée à l'électroérosion (Figure V- 11). On note ces propriétés BH_{WEDM} . Pour rappel, WEDM (Wire Electrical Discharge Machine) est l'acronyme anglais de l'électroérosion à fil.

Concernant la discrétisation des régions impactées par le procédé de découpe, il faut également leur associer des lois de comportement magnétiques. C'est là qu'intervient le développement du modèle de la loi de comportement magnéto-plastique de Sablik. La Figure V- 44 illustre comment la loi de comportement magnétique est déterminée dans les régions impactées à l'aide, par exemple, d'une décroissance exponentielle de la déformation plastique à partir du bord de coupe. En pratique, on considère n_D zones discrétisées notées Zd_i où $i \in [1, n_D]$ auxquelles on associe un niveau de déformation plastique ε_i soit dépendant d'un profil imposé, soit de façon libre (en respectant certaines contraintes physiques) comme nous le verrons par la suite. Notons que ce protocole présente notamment une hypothèse forte : le fait de considérer le problème en deux dimensions. Ainsi, on néglige l'hétérogénéité de la déformation plastique dans le sens de l'épaisseur, Figure V- 29. La méthode numérique vise donc à déterminer la zone dégradé et le profil de dégradation associé représentatif du comportement réel au niveau des propriétés magnétiques mais qui ne sera, de fait, pas représentatif de l'évolution de la déformation réelle sur le bord de coupe.

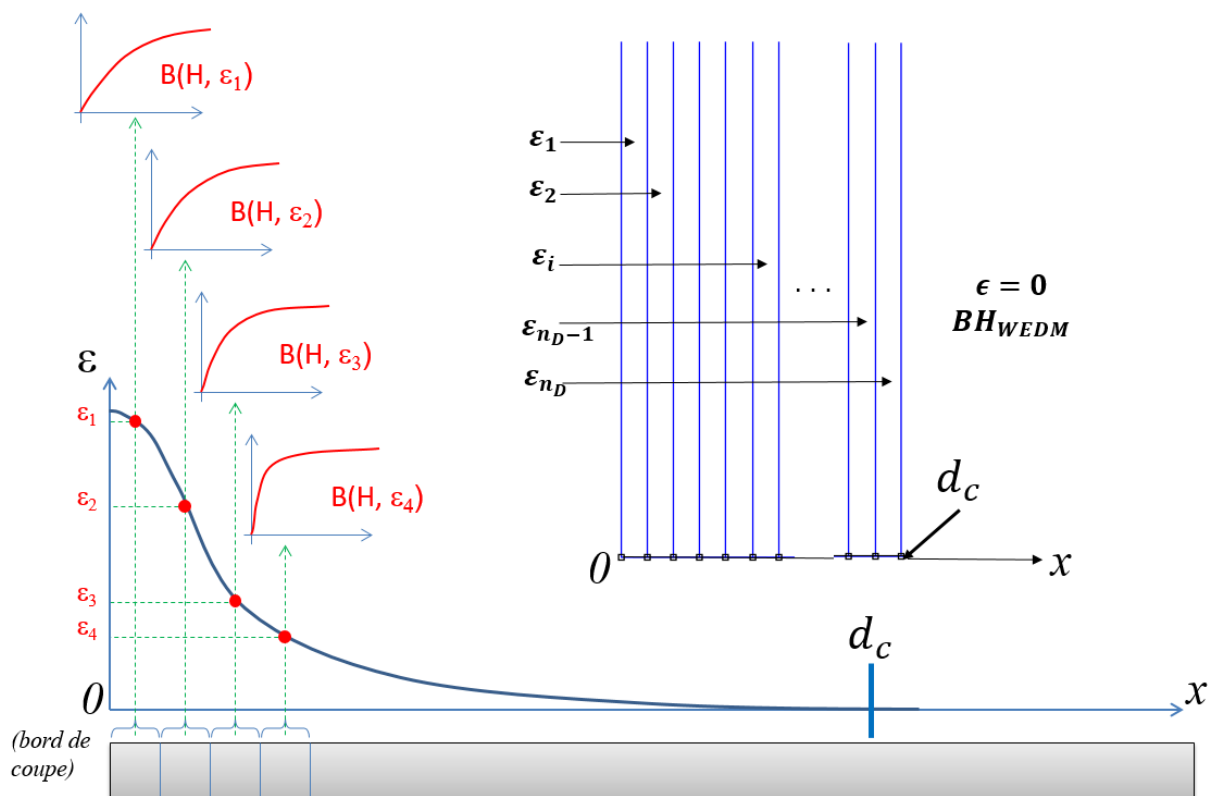


Figure V- 44 - Schématisation de l'association des lois de comportement magnétique dans les différentes zones de la tôle modélisée sur FEMM

V. 3-F) Présentation du problème d'optimisation

Afin de réduire les temps de calcul, et profitant des propriétés de symétrie et d'invariance, on considère un seul bord de coupe (on suppose donc que l'effet du procédé de coupe est symétrique) et on réduit la longueur de la tôle simulée en considérant l'invariance de la répartition du champ selon la longueur.

Ainsi, en s'appuyant sur l'outil numérique ainsi que les données expérimentales et les modèles dépendant de la déformation plastique, il s'agira d'identifier la distance d_c impactée sur le bord de coupe et de déterminer le profil de dégradation sur cette distance. La fonction objectif du processus d'optimisation consiste à minimiser, en faisant varier les paramètres physiques pertinents, l'écart entre les propriétés globales mesurées expérimentalement et celles calculées numériquement au niveau

l'échantillon chute d'encoche. La propriété d'intérêt que l'on cherche à retrouver au sens global du comportement magnétique de la tôle est la loi de comportement (Figure V- 11).

Par ailleurs, grâce aux protocoles dits de retranchement de matière et de dureté, qui ont notamment permis d'avoir une estimation de l'évolution de la déformation plastique sur le bord de coupe mais aussi de borner la distance impactée entre 0.5mm et 1mm, nous pouvons délimiter la recherche de la région impactée dans le modèle numérique. Enfin, plutôt que d'imposer un profil de dégradation comme on le retrouve dans la littérature [99], [137], on décide de laisser libre l'évolution de la déformation plastique sur la zone impactée. La seule contrainte imposée consiste à assurer que la déformation plastique soit décroissante en s'éloignant du bord de coupe. La stratégie consiste donc à laisser libre le profil, de visualiser son évolution après résolution du problème numérique puis de la comparer au résultat de la littérature et de nos mesures expérimentale concernant le profil et la distance impactée. Concernant la distance au bord impactée, l'idée n'est pas de l'intégrer au problème d'optimisation mais de la fixer à 0,8 mm (distance pour laquelle, d'après les résultats expérimentaux, la tôle n'est pas plus dégradée magnétiquement). Le fait de laisser libre l'évolution de la déformation sur cette distance implique qu'elle peut prendre des valeurs nulles pour une distance inférieure à 0,8 mm. Ainsi, la distance impactée fournie par la méthode numérique coïncidera avec le moment où la déformation plastique sera nulle

Chaque point de calcul est réalisé en imposant le flux (correspondant à une induction moyenne identifiée au préalable). Pour $n_{induction}$ niveaux d'inductions considérés,, chaque niveau d'induction i tel que $i \in [1, n_{induction}]$, est associé au champ magnétique mesuré expérimentalement sur la chute d'encoche découpée mécaniquement, noté $H_{i_{expérimental_punched}}$, et au champ magnétique calculé par le modèle numérique, noté $H_{i_{numérique}}$. De fait, le problème d'optimisation s'écrit comme suit, (Eq. 70), où x représente l'indice des éléments de la discrétisation. La discrétisation se fait en 30 régions sur la distance potentiellement impactée (0,8mm), impliquant donc un problème d'optimisation comprenant 30 inconnues.

$$\min_{\varepsilon(x)} \left(\sum_{i=1}^n (H_{i_{expérimental_punched}} - H_{i_{numérique}})^2 \right) \quad (\text{Eq. 70})$$

$$\varepsilon_{min}(x) \leq \varepsilon(x) \leq \varepsilon_{max}(x)$$

$$\varepsilon(x) \geq \varepsilon(x - 1)$$

D'après la courbe de traction obtenue, la déformation à la rupture étant comprise entre 30% et 35%, cela n'aurait pas de sens de laisser la déformation, au plus proche du bord de coupe, atteindre de trop grandes valeurs (100%, par exemple). De fait, on choisit de fixer une borne haute à 45% et de laisser le problème évoluer librement ce qui veut dire que les bornes $\varepsilon_{min}(x)$ et $\varepsilon_{max}(x)$ valent respectivement 0% et 45%. La résolution du problème d'optimisation est réalisée avec une méthode type gradient. C'est une méthode locale dont la solution dépend du point initial. Cette méthode présente l'avantage d'être relativement rapide et est particulièrement adaptée à notre problème. En effet, d'après la littérature et les résultats expérimentaux que nous avons obtenus, l'allure du profil, les niveaux de déformée plastique (quelques dizaines de pourcent) et la distance au bord de coupe impactée nous permettent de sélectionner un point initial représentatif de l'état du bord de coupe.

Enfin, les calculs numériques ont été parallélisés sur 16 cœurs, chaque cœur faisant le calcul pour un niveau d'induction donné afin de réduire le temps de calcul. La résolution totale du problème d'optimisation, pour les résultats présentés ci-après, a nécessité approximativement 5 heures sur une machine de calcul.

V. 3-F) Résultats et discussions

Les résultats issus du problème d'optimisation présenté précédemment sont donnés, au niveau de l'évolution du profil de dégradation sur la Figure V- 45 et sur la Figure V- 46, montrant une déformation plastique importante et fortement décroissante jusqu'à une distance comprise entre 0,3 mm et 0,35 mm, puis, jusqu'à 0,8 mm, une déformation plastique beaucoup plus faible et décroissant plus lentement, allant de 0,6 % à 0 %. Pour ce profil de dégradation, les résultats sont très satisfaisants sur la loi de comportement, Figure V- 47.

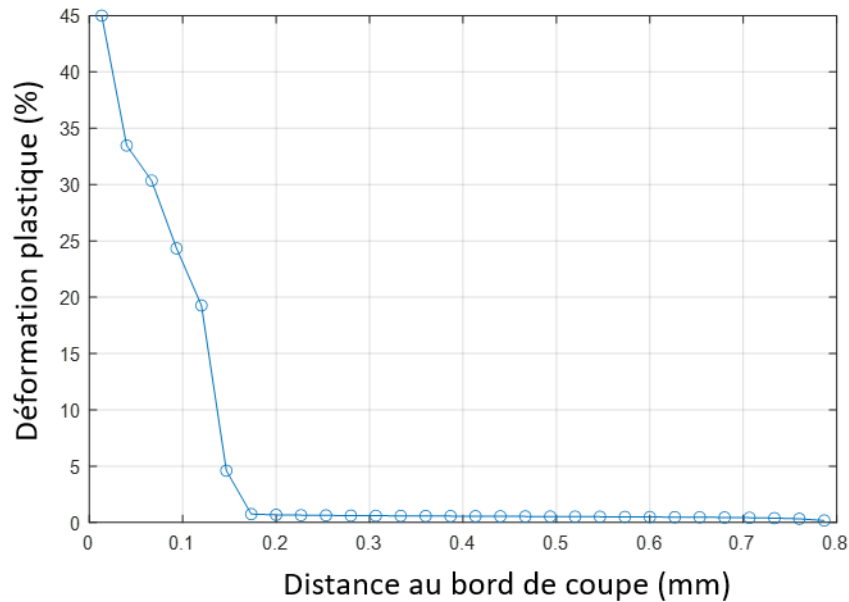


Figure V- 45 - Evolution de la déformation plastique sur le bord de coupe

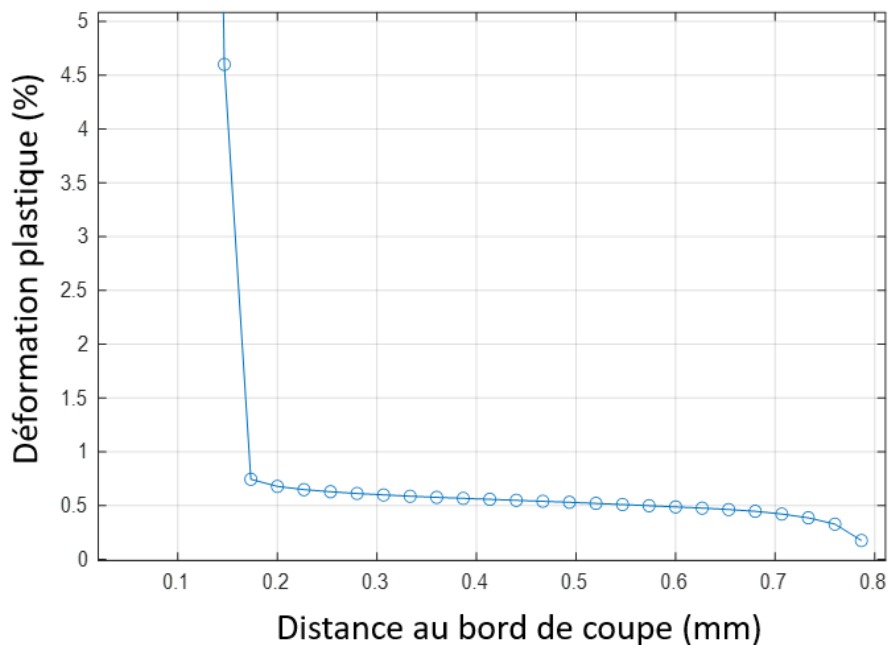


Figure V- 46 - Evolution de la déformation plastique sur le bord de coupe – Zoom de la Figure V- 45

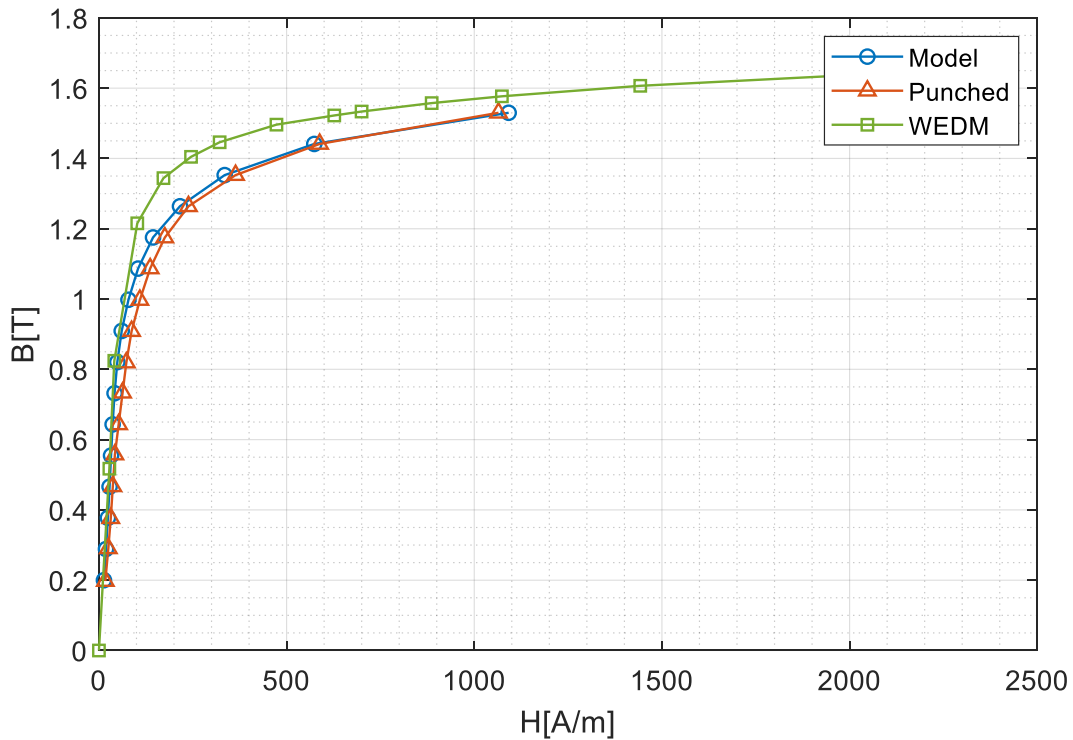


Figure V- 47 - Courbes B-H issues des résultats de la méthode d'optimisation

Ces résultats indiquent, d'une part, que le processus d'optimisation mis en place est efficace et permet, à travers un profil de déformation équivalent sur une distance de 0,8 mm au bord de coupe, de rendre compte du comportement magnétique de la tôle découpée. De plus, ces résultats sont en cohérence avec la littérature et avec les mesures expérimentales réalisées au préalable. En particulier, ce modèle et ce profil de dégradation pourraient être utilisés, dans le cadre d'une simulation par éléments finis d'une machine électrique en tenant compte de l'effet de la découpe.

Pour ces résultats, on donne une carte d'induction du bord de coupe au niveau de la tôle modélisée sous FEMM, Figure V- 48.

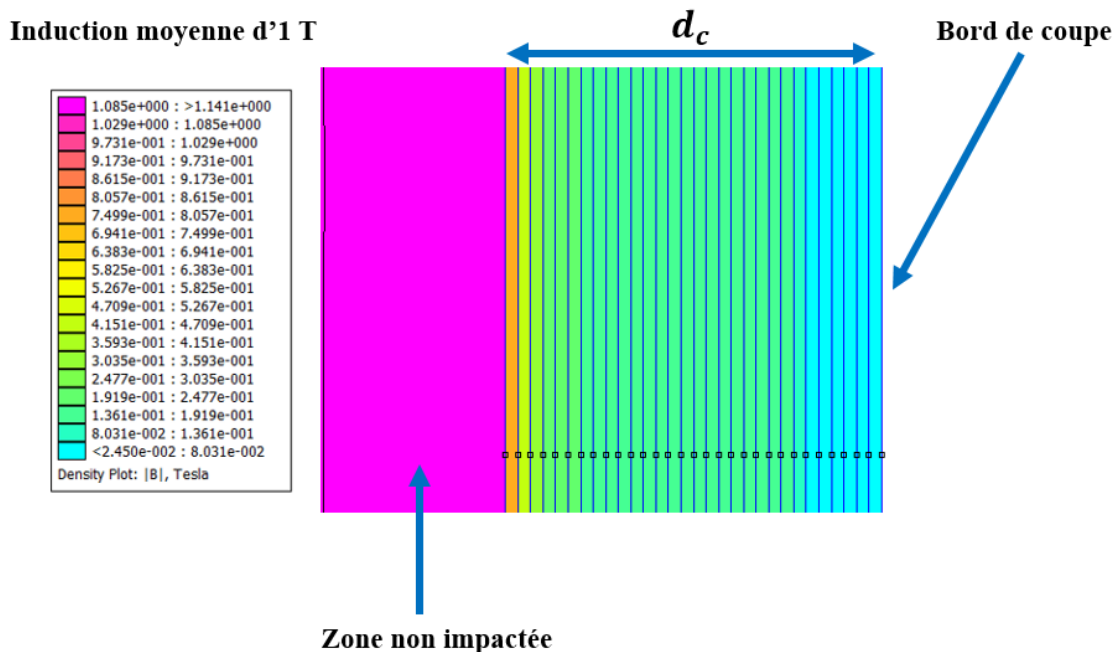


Figure V- 48 – Carte d'induction du bord de coupe de la tôle modélisée pour une induction moyenne d'1 T

V. 3-G) Ouverture et perspectives

La suite naturelle est d'intégrer le critère des pertes Fer dans la procédure d'optimisation afin de renforcer la représentativité de l'approche proposée. L'amélioration du dispositif mini-SST est également envisagée afin de pouvoir travailler à des niveaux d'induction plus élevés (>1.4 T) et intégrer la saturation dans l'approche. Enfin, ce protocole pourra être également appliqué à la découpe laser. Néanmoins, il sera nécessaire d'analyser les effets locaux du laser sur le bord de coupe qui sont à la fois la conséquence d'un état de contrainte thermique mais aussi de la fusion de la matière.

Synthèse du chapitre 5

Nous avons dans ce chapitre traité de l'effet de la découpe mécanique et laser sur les propriétés magnétiques. Un dispositif de caractérisation magnétique dédié a été développé, sur le principe du *Single Sheet Tester*, et validé pour des gammes d'induction et de fréquence données afin de pouvoir mesurer les propriétés magnétiques de chutes d'encoches industrielles découpées mécaniquement, au laser et à l'électroérosion. Les résultats ont montré un effet significatif des deux premières techniques de découpe sur les propriétés magnétiques par rapport à la dernière qui était considérée comme une référence. Puis, on s'est intéressé plus particulièrement à la découpe mécanique, en considérant deux protocoles : l'un basé sur des mesures mécaniques (mesures de dureté sur le bord de coupe) et l'autre sur des mesures magnétiques sur des échantillons avec enlèvement de matière. Ces deux protocoles ont permis d'avoir un bornage de la distance au bord de coupe impacté mais aussi une idée du profil de dégradation sur cette distance.

Associées à ces mesures, des mesures mécaniques (courbes de traction) et des caractérisations de propriétés magnétiques sous différents niveaux de déformation plastique ont été effectuées afin d'aboutir au développement d'un modèle magnéto-plastique de loi de comportement magnétique et de pertes Fer. Le modèle de loi de comportement magnétique a été implémenté dans un modèle numérique par éléments finis 2D pour représenter la chute d'encoche découpée mécaniquement. L'objectif étant, par optimisation inverse, de reproduire le comportement magnétique de la tôle découpée mécaniquement, et ce, en déterminant la distance au bord de coupe impacté et le profil équivalent de déformation associé. Les résultats obtenus sont très encourageants pour une implémentation dans les outils de simulation de machines électriques.

Conclusion générale

Les travaux de thèse présentés dans ce manuscrit ont principalement porté sur l'identification et la quantification expérimentale de l'effet de trois procédés de fabrication industriels de machines électriques sur les propriétés magnétiques des aciers électriques qui les composent (courbes d'aimantation et pertes Fer). Les aspects relatifs à la modélisation multi-physiques de ces effets ont également été abordés que ce soit pour l'analyse des phénomènes mis en jeu ou pour le développement de modèles et méthodologies visant à la représentation de l'impact des procédés sur les performances des noyaux magnétiques.

Pour cela, en s'appuyant sur l'état de l'art, notamment pour les couplages magnéto-mécaniques et magnéto-thermiques, et sur une analyse détaillée sur site de la chaîne de fabrication JEUMONT Electric, trois procédés de fabrication potentiellement impactant ont été retenus pour une étude approfondie, à savoir le procédé de compactage, le procédé d'imprégnation et le procédé découpe. Ces trois procédés présentent chacun des spécificités propres associées à des verrous scientifiques pour lesquels l'approche expérimentale a été privilégiée.

Concernant le procédé de compactage JEUMONT Electric, celui-ci présente une particularité de par la présence de supports intercalaires induisant une répartition hétérogène de la contrainte, lorsque l'effort de compactage est appliqué, au sein du circuit magnétique. De fait, une maquette dédiée (sous la forme d'une presse) a été développée afin de pouvoir caractériser les propriétés magnétiques d'aciers électriques sous des efforts de compactage représentatifs du procédé. Deux cas ont été identifiés. Le premier cas, qualifié d'homogène, présente une répartition uniforme, au sein du circuit magnétique, de la contrainte de compactage suivant la hauteur du paquet de tôles. Le second cas, qualifié d'hétérogène, est caractérisé par la présence d'intercalaires nécessaires pour favoriser le refroidissement de la machine. Les résultats expérimentaux, associés aux résultats de simulations mécaniques par EF sous Abaqus, montrent que ce dernier cas est le plus dégradant pour les propriétés magnétiques du circuit magnétique. Cela se traduit par l'apparition de contraintes dans le plan des tôles (liées à la répartition hétérogène de l'effort de compactage) mais aussi par les contraintes locales significatives dans la direction perpendiculaire aux tôles. L'analyse des résultats expérimentaux, couplée aux simulations mécaniques, a permis de mettre en évidence un effet dégradant notable de la contrainte perpendiculaire aux tôles, en particulier dans la région du coude de saturation de la courbe d'aimantation. L'effet sur les pertes Fer, lui, est beaucoup plus modéré et atteint rapidement un seuil. Ces résultats ont également mis en évidence, dans le cadre des tôles magnétiques étudiées, la différence entre les effets dus aux contraintes mécaniques dans le plan des tôles et ceux des contraintes perpendiculaires aux tôles. Cette différence n'est actuellement pas prise en compte dans les modèles magnéto-mécaniques existant et cela ouvre la voie à des travaux pour étendre le domaine de validité de ces modèles. Dans notre cas, une approche pragmatique de modélisation a été retenue en séparant les effets dans le plan des effets suivant l'épaisseur des tôles. Dans ces deux cas, des modèles magnéto-mécaniques de courbes anhystériques et de pertes Fer ont été développés. Le champ de déformées issu du calcul numérique mécanique a été utilisé dans Code_Carmel où les modèles magnéto-mécaniques pour la loi d'aimantation et les pertes Fer ont été implémentés. Les résultats de simulations magnétiques montrent un bon accord avec les mesures expérimentales, notamment en présence d'intercalaires, ce qui a permis de valider l'approche proposée dans le contexte du compactage industriel JEUMONT Electric.

Le procédé d'imprégnation a ensuite été étudié. On notera que celui-ci n'a jamais fait l'objet d'études approfondies dans la littérature scientifique, notamment pour l'analyse de son effet sur les propriétés magnétiques. Ainsi, des premières maquettes mises en place dans les présents travaux ont permis de mettre en évidence un effet global significatif du procédé d'imprégnation sur les propriétés magnétiques de circuits toriques. Des essais expérimentaux complémentaires, appuyés par des

simulations numériques thermo-mécaniques, ont alors permis de mettre en évidence que ce procédé impliquait à la fois des phénomènes de vieillissement magnétique (liés au traitement thermique durant le procédé d'imprégnation) et des contraintes mécaniques significatives suite à la rétractation thermique de la résine sur lesdits circuits.

Dans le cas du vieillissement magnétique, il est intéressant, d'un point de vue industriel, de constater que l'effet du traitement thermique induisait une dégradation des propriétés magnétiques dans certains cas et n'avait aucune influence dans d'autres cas, y compris sur des tôles du même grade mais de fournisseurs différents. Des analyses ont été menées pour relier les effets du traitement thermique à la composition chimique du matériau, laissant entrevoir une potentielle cause dans la formation de précipités de carbures. Ces observations nécessitent encore des études approfondies, bien qu'il soit très difficile de déterminer expérimentalement la nature et les origines des précipités mis en cause. Concernant l'effet de la résine, l'influence de sa répartition et de sa diffusion au sein et autour du circuit magnétique a une influence forte. Un protocole a d'ailleurs été développé et entamé afin de quantifier l'effet de l'épaisseur de résine sur la dégradation des propriétés magnétiques induites par le procédé d'imprégnation.

Sur la découpe, qui est un procédé déjà réputé impactant, un dispositif de caractérisation magnétique permettant de caractériser des chutes d'encoches de stators/rotors JEUMONT Electric a été développé. Les découpes mécanique et laser utilisées par l'entreprise, ainsi que la découpe par électroérosion à fil faisant office de référence, ont été comparées, confirmant ainsi l'effet dégradant des procédés industriels. On s'est ensuite concentré sur la découpe mécanique pour mener des essais de caractérisation magnétiques et mécaniques afin de déterminer la distance au bord de coupe impactée et avoir une estimation réaliste du profil de dégradation associé. Puis, en s'appuyant sur un modèle numérique de la tôle découpée associée à un modèle magnéto-plastique tenant compte du niveau de déformation plastique sur le bord de coupe, une procédure d'optimisation a été mise en place afin de déterminer la distance impactée et le profil de dégradation. Les résultats obtenus sont en bonne concordance avec les caractéristiques magnétiques globales mesurées sur un échantillon de tôle poinçonné.

Les résultats obtenus ont donc permis à la fois d'identifier des procédés de fabrication impactant qui n'étaient pas ou peu étudiés dans ce cadre dans la littérature (compactage, imprégnation) mais aussi d'aborder l'intégration des effets observés à des modèles, du modèle de matériau au modèle numérique permettant de simuler le comportement d'un noyau magnétique. Ces résultats ont aussi permis, dans la continuité des travaux présents dans la littérature, d'approfondir les recherches concernant les effets du procédé de découpe tout en étant, de manière pragmatique, utile pour l'industriel. Si ces travaux présentent des résultats intéressants et innovants, ils ouvrent aussi la voie à de nombreuses perspectives et à une certaine continuité pouvant s'appuyer sur du matériel avec notamment la mise en place de protocoles et de bancs de mesures fiables dans ce contexte.

La compréhension et l'intégration de l'effet de la contrainte dans le sens de l'épaisseur des tôles magnétiques, sur les propriétés magnétiques des aciers électriques, à des modèles magnéto-mécaniques représentent une perspective immédiate aux présents travaux. En effet, cela permettrait d'aboutir à des modèles qui tiennent compte de contraintes mécaniques tridimensionnelles auxquelles les machines électriques sont généralement confrontées en fonctionnement et, de manière générale, s'appliquer à d'autres cas y compris l'imprégnation. De la même manière, la compréhension du phénomène de vieillissement est une perspective forte, tout comme l'ensemble du procédé d'imprégnation car c'est un sujet nouveau et, aujourd'hui, on ne dispose que d'une approche pragmatique de l'effet de ce procédé. Concernant la découpe, il faut consolider et améliorer la capacité à identifier et quantifier le profil de dégradation sur le bord de coupe, notamment en y intégrant le critère des pertes Fer.

Plus globalement, l'étude de l'effet des paramètres (température, épaisseur de résine, qualité de l'outil de coupe, qualité du compactage, ...) des procédés sur les variations de propriétés magnétiques est une perspective commune à ces trois procédés.

Enfin, à plus court terme, la poursuite des travaux consistera principalement à la mise en place d'essais et d'études pour améliorer la compréhension des phénomènes de vieillissement et les aspects liés aux contraintes mécaniques tridimensionnelles. Une connaissance plus fine de ces phénomènes permettra d'aboutir à des modèles les plus généraux et les plus physiques possibles.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] IEC, « IEC 60034-30-1 - Rotating electrical machines - Part 30-1: Efficiency classes on line operated AC motors », 2014.
- [2] A. T. De Almeida, F. J. T. E. Ferreira, et A. Quintino, « Technical and economical considerations on super high-efficiency three-phase motors », in *48th IEEE Industrial Commercial Power Systems Conference*, mai 2012, p. 1-13.
- [3] « Moteurs électriques et variateurs de vitesse », *Commission européenne - European Commission*, 2019
- [4] U. Aydin *et al.*, « Effect of multi-axial stress on iron losses of electrical steel sheets », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 469, p. 19-27, janv. 2019.
- [5] F. J. G. Landgraf, M. Emura, K. Ito, et P. S. G. Carvalho, « Effect of plastic deformation on the magnetic properties of non-oriented electrical steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 215-216, p. 94-96, juin 2000.
- [6] V. Permiakov, A. Pulnikov, L. Dupré, M. De Wulf, et J. Melkebeek, « Magnetic properties of Fe–Si steel depending on compressive and tensile stresses under sinusoidal and distorted excitations », *J. Appl. Phys.*, vol. 93, n° 10, p. 6689-6691, mai 2003.
- [7] J. R. de Oliveira Júnior *et al.*, « Kinetics of Magnetic Ageing of 2%Si Non-oriented Grain Electrical Steel », *Mater. Res.*, vol. 21, n° 1, 2018.
- [8] M. Toto Jamil, A. Benabou, S. Clénet, S. Shihab, L. Le Bellu Arbenz, et J.-C. Mipo, « Magnetic ageing investigation of bulk low-carbon silicon steel », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 527, p. 167761, juin 2021.
- [9] K. Yamazaki et W. Fukushima, « Loss Analysis of Induction Motors by Considering Shrink Fitting of Stator Housings », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 51, n° 3, p. 1-4, mars 2015.
- [10] U.-J. Seo, D.-J. Kim, Y.-D. Chun, et P.-W. Han, « Mechanical Cutting Effect of Electrical Steel on the Performance of Induction Motors », *Energies*, vol. 13, n° 23, Art. n° 23, janv. 2020.
- [11] L. Mierczak, P. Klimczyk, D. Hennies, P. Denke, et S. Siebert, « Influence of Manufacturing Processes on Magnetic Properties of Stator Cores », in *2020 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, août 2020, vol. 1, p. 901-908.
- [12] O. Nakazaki, Y. Kai, T. Todaka, et M. Enokizono, « Iron loss properties of a practical rotating machine stator core at each manufacturing stage », *Int. J. Appl. Electromagn. Mech.*, vol. 33, n° 1-2, p. 79-86, janv. 2010.
- [13] E. Du Trémolet de Lacheisserie, *Le magnétisme Tome 1 Fondements*. EDP Sciences, 2000.
- [14] P. Brissonneau, *Magnétisme et matériaux magnétiques pour l'électrotechnique*, Edition Hermes. 2007.
- [15] G. Bertotti, *Hysteresis in Magnetism: For Physicists, Materials Scientists, and Engineers*. Academic Press, 1998.
- [16] E. Du Trémolet de Lacheisserie, *Le magnétisme Tome 2 Matériaux et applications*, EDP Sciences. 2000.
- [17] N. Bohr, « On the constitution of atoms and molecules », *Lond. Edinb. Dublin Philos. Mag. J. Sci.*, vol. 26, n° 151, p. 1-25, juill. 1913.
- [18] L. Arbenz, « Caractérisation des propriétés électromagnétiques des matériaux magnétiquement doux: application aux roues polaires de machine à griffes », Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2016.
- [19] P. Weiss et G. Foex, *Le Magnétisme*. Collection Armand Colin, 1926.
- [20] R. Rindrarivelo, « Modélisation stochastique de la variabilité des propriétés magnétiques des matériaux ferromagnétiques: application sur des stators de machines électriques », Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2012.
- [21] M. El Youssef, « Impact du procédé de fabrication des stators slinky sur les propriétés des matériaux », Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2017.
- [22] R. LEMAÎTRE et T. BELGRAND, « Matériaux magnétiques doux cristallins. Acier électrique à grains orientés », *Tech. Ing.*, 2014.
- [23] G. H. Shirkoohi et M. A. M. Arikat, « Anisotropic properties of high permeability grain-oriented 3.25% Si-Fe electrical steel », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 30, n° 2, p. 928-930, mars 1994.

- [24] O. Hamrit, O. de la Barrière, M. LoBue, et F. Mazaleyrat, « Anisotropy of Losses in Non-Oriented Iron Silicon Sheets: Influence on Electrical Machine Applications », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 52, n° 2, p. 1-7, févr. 2016.
- [25] S. Shihab et A. Benabou, « Linking the differential permeability and loss coefficients in Bertotti's approach », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 503, p. 166540, juin 2020.
- [26] E. Broitman, « Indentation hardness measurements at macro-, micro-, and nanoscale: a critical overview », *Tribol. Lett.*, vol. 65, n° 1, p. 23, 2017.
- [27] « ISO 6507-1:2018 Metallic Materials—Vickers Hardness Test—Part 1: Test Method, ISO », *ISO*, 2018.
- [28] CEI IEC 404-2, « Methods of measurement of the magnetic properties of electrical steelsheet and strip by means of an Epstein frame », *International Electrotechnical Commission*, 2008.
- [29] CEI IEC 60404-3, « Part 3: Methods of measurement of the magnetic properties of electrical steel strip and sheet by means of a single sheet tester », *International Electrotechnical Commission*, 2010.
- [30] CEC IEC 60404-4, « Part 4: Methods of Measurements of d.c. Magnetic Properties of Iron Steel », *International Electrotechnical Commission*, 2008.
- [31] M. Jamil, A. Benabou, S. Clénet, L. Arbenz, et J.-C. Mipo, « Development and validation of an electrical and magnetic characterization device for massive parallelepiped specimens », *Int. J. Appl. Electromagn. Mech.*, vol. 61, n° S1, p. S31-S38, janv. 2019.
- [32] M. Borsenberger, A. Benabou, C. Baudouin, R. Bigot, P. Faverolle, et J.-C. Mipo, « Characterization of massive magnetic parts with a dedicated device », *Int. J. Appl. Electromagn. Mech.*, vol. 57, n° 4, p. 457-472, janv. 2018.
- [33] A. Kedous-Lebouc, O. Messal, et A. Youmssi, « High Frequency Magnetic Characterization of SiFe and CoFe Sheets: Punching Impact Evaluation and Modeling », Sao Paulo, Brazil, sept. 2015.
- [34] M. De Wulf, D. Makaveev, Y. Houbaert, et J. Melkebeek, « Design and calibration aspects of small size single sheet testers », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 254-255, p. 70-72, janv. 2003.
- [35] O. de la Barrière, C. Appino, F. Fiorillo, M. Lécrivain, C. Ragusa, et P. Vallade, « A novel magnetizer for 2D broadband characterization of steel sheets and soft magnetic composites », *Int. J. Appl. Electromagn. Mech.*, vol. 48, n° 2-3, p. 239-245, janv. 2015.
- [36] O. Stupakov, I. Tomáš, et J. Kadlecová, « Optimization of single-yoke magnetic testing by surface fields measurement », *J. Phys. Appl. Phys.*, vol. 39, n° 2, p. 248-254, janv. 2006, doi: 10.1088/0022-3727/39/2/003.
- [37] F. Preisach, « Über die magnetische Nachwirkung », *Z. Für Phys.*, vol. 94, n° 5, p. 277-302, mai 1935.
- [38] G. Bertotti, « Dynamic generalization of the scalar Preisach model of hysteresis », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 28, n° 5, p. 2599-2601, sept. 1992.
- [39] D. C. Jiles et D. L. Atherton, « Theory of ferromagnetic hysteresis », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 61, n° 1, p. 48-60, sept. 1986.
- [40] S. E. Zirka, Y. I. Moroz, R. G. Harrison, et K. Chwastek, « On physical aspects of the Jiles-Atherton hysteresis models », *J. Appl. Phys.*, vol. 112, n° 4, p. 043916, août 2012.
- [41] R. Szweczyk, « Computational Problems Connected with Jiles-Atherton Model of Magnetic Hysteresis », in *Recent Advances in Automation, Robotics and Measuring Techniques*, Cham, 2014, p. 275-283.
- [42] S. Quondam Antonio, A. M. Ghanim, A. Faba, et A. Laudani, « Numerical simulations of vector hysteresis processes via the Preisach model and the Energy Based Model: An application to Fe-Si laminated alloys », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 539, p. 168372, déc. 2021, doi: 10.1016/j.jmmm.2021.168372.
- [43] A. Marrocco, « Analyse numérique des problèmes en électrotechniques », *Ann Sc Math Qué.*, vol. 1, p. 271-296, 1977.
- [44] S. Steentjes, M. Pertun, D. Dolinar, et K. Hameyer, « Suitability of the double Langevin function for description of anhysteretic magnetization curves in NO and GO electrical steel grades », *AIP Adv.*, vol. 7, n° 5, p. 056013, mai 2017.
- [45] Z. Wlodarski, « Analytical description of magnetization curves », *Phys. B Condens. Matter*, vol. 373, n° 2, p. 323-327, mars 2006.
- [46] C. P. Steinmetz, « On the Law of Hysteresis », *Trans. Am. Inst. Electr. Eng.*, vol. IX, n° 1, p. 1-64, janv. 1892.

- [47] J. Reinert, A. Brockmeyer, et R. W. A. A. D. Doncker, « Calculation of losses in ferro- and ferrimagnetic materials based on the modified Steinmetz equation », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 37, n° 4, p. 1055-1061, juill. 2001.
- [48] H. Jordan, *Die ferromagnetischen konstanten für schwache wechselfelder*, Elektr. Nach. Techn., vol. 1. 1924.
- [49] A. Boglietti, A. Cavagnino, M. Lazzari, et M. Pastorelli, « Predicting iron losses in soft magnetic materials with arbitrary voltage supply: an engineering approach », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 39, n° 2, p. 981-989, mars 2003.
- [50] M. Amar et R. Kaczmarek, « A general formula for prediction of iron losses under nonsinusoidal voltage waveform », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 31, n° 5, p. 2504-2509, sept. 1995.
- [51] O. MESSAL, F. Dubas, A. Kedous-Lebouc, C. CHILLET, et C. Espanet, « Pertes magnétiques des systèmes électromagnétiques : Circuit Magnétique Equivalent & Modèle LS », Grenoble, France, juin 2016.
- [52] Y. Kai, Y. Tsuchida, T. Todaka, et M. Enokizono, « Influence of Stress on Vector Magnetic Property Under Alternating Magnetic Flux Conditions », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 47, n° 10, p. 4344-4347, oct. 2011.
- [53] Y. Dou, Y. Li, C. Zhang, S. Yue, et J. Zhu, « Effects of Uniaxial Stress Along Different Directions on Alternating Magnetic Properties of Silicon Steel Sheets », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 56, n° 3, p. 1-4, mars 2020.
- [54] B. J. Mailhé, L. D. Bernard, L. Daniel, N. Sadowski, et N. J. Batistela, « Modified-SST for Uniaxial Characterization of Electrical Steel Sheets Under Controlled Induced Voltage and Constant Stress », *IEEE Trans. Instrum. Meas.*, vol. 69, n° 12, p. 9756-9765, déc. 2020.
- [55] Y. Maeda *et al.*, « Development of the apparatus for measuring magnetic properties of electrical steel sheets in arbitrary directions under compressive stress normal to their surface », *AIP Adv.*, vol. 7, n° 5, p. 056664, mars 2017.
- [56] M. Kawabe, T. Nomiya, A. Shiozaki, M. Mimura, N. Takahashi, et M. Nakano, « Magnetic Properties of Particular Shape Specimen of Nonoriented Electrical Steel Sheet Under Compressive Stress in Thickness Direction », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 48, n° 11, p. 3462-3465, nov. 2012.
- [57] K.-I. Yamamoto, « Magnetic Properties of Non-Oriented Electrical Steels under Compressive Stress Normal to Their Surface », *Przegląd Elektrotechniczny*, 2011.
- [58] D. Miyagi, Y. Aoki, M. Nakano, et N. Takahashi, « Effect of Compressive Stress in Thickness Direction on Iron Losses of Nonoriented Electrical Steel Sheet », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 46, n° 6, p. 2040-2043, juin 2010.
- [59] N. Alatawneh, T. Rahman, D. A. Lowther, et R. Chromik, « Design and analysis of a toroidal tester for the measurement of core losses under axial compressive stress », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 432, p. 519-526, juin 2017.
- [60] Y. Kai et M. Enokizono, « Effect of Arbitrary Shear Stress on Vector Magnetic Properties of Non-Oriented Electrical Steel Sheets », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 53, n° 11, p. 1-4, nov. 2017.
- [61] Y. Kai, M. Enokizono, et Y. Kido, « Measurement of Vector Magnetic Properties of a Nonoriented Electrical Steel Sheet under Shear Stress », *Electr. Eng. Jpn.*, vol. 191, n° 4, p. 1-7, 2015.
- [62] O. Lahyaoui, « Contribution to the study of magnetostrictive energy conversion : from material to device », These de doctorat, Compiègne, 2019.
- [63] D. Singh, F. Martin, P. Rasilo, et A. Belachen, « Magnetomechanical Model for Hysteresis in Electrical Steel Sheet », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 52, n° 11, p. 1-9, nov. 2016.
- [64] O. Hubert et L. Daniel, « Energetical and multiscale approaches for the definition of an equivalent stress for magneto-elastic couplings », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 323, n° 13, 2011.
- [65] N. M'zali, F. Martin, U. Aydin, A. Belahcen, A. Benabou, et T. Henneron, « Determination of stress dependent magnetostriction from a macroscopic magneto-mechanical model and experimental magnetization curves », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 500, p. 166299, avr. 2020.
- [66] Chun-Kan Hou et Sanboh Lee, « Effect of rolling strain on the loss separation and permeability of lamination steels », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 30, n° 2, p. 212-216, mars 1994.
- [67] E. Hug, O. Hubert, et M. Clavel, « Some aspects of the magnetomechanical coupling in the strengthening of nonoriented and grain-oriented 3% SiFe alloys », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 33, n° 1, p. 763-771, janv. 1997.

- [68]O. Hubert, M. Clavel, I. Guillot, et E. Hug, « Magnetism and internal stresses : Concept of magneto-plastic anisotropy », *J. Phys. IV*, vol. 09, n° PR9, p. Pr9-Pr9-216, sept. 1999.
- [69]O. Hubert et L. Daniel, « Effect of plastic straining on magnetostriction of ferromagnetic polycrystals—experiments and multiscale modeling », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 304, n° 2, p. e489-e491, sept. 2006.
- [70]M. J. Sablik, « Modeling the effect of grain size and dislocation density on hysteretic magnetic properties in steels », *J. Appl. Phys.*, vol. 89, n° 10, p. 5610-5613, mai 2001.
- [71]N. Takahashi, M. Morishita, D. Miyagi, et M. Nakano, « Comparison of Magnetic Properties of Magnetic Materials at High Temperature », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 47, p. 4352-4355, oct. 2011.
- [72]C. W. Chen, « Temperature Dependence of Magnetic Properties of Silicon-Iron », *J. Appl. Phys.*, vol. 29, n° 9, p. 1337-1343, sept. 1958.
- [73]K. Jenkins et M. Lindenmo, « Precipitates in electrical steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 320, n° 20, p. 2423-2429, oct. 2008.
- [74]M. F. de Campos, M. Emura, et F. J. G. Landgraf, « Consequences of magnetic aging for iron losses in electrical steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 304, n° 2, p. e593-e595, sept. 2006.
- [75]K. Honma, T. Nozawa, H. Kobayashi, Y. Shimoyama, I. Tachino, et K. Miyoshi, « Development of non-oriented and grain-oriented silicon steel », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 21, n° 5, 1985.
- [76]J. Wang, Q. Ren, Y. Luo, et L. Zhang, « Effect of non-metallic precipitates and grain size on core loss of non-oriented electrical silicon steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 451, p. 454-462, 2018.
- [77]W. C. Leslie, « The magnetic aging of low-carbon steels and silicon irons », *Trans ASM*, vol. 57, p. 261-283, 1964.
- [78]J. Pardal, S. Tavares, M. Cindra Fonseca, M. Silva, J. Neto, et H. Abreu, « Influence of temperature and aging time on hardness and magnetic properties of the maraging steel grade 300 », *J. Mater. Sci.*, vol. 42, p. 2276-2281, avr. 2007.
- [79]*Policy Guidelines for Electric Motor Systems, Part 2: Toolkit for Policy Makers*. Climate Technology Centre & Network, 2017.
- [80]« Moteurs électriques et variateurs de vitesse », Commission Européenne, 2019.
- [81]L. Szabó, « A Survey on the Efficiency Improve of Electrical Machines », in *2019 26th International Workshop on Electric Drives: Improvement in Efficiency of Electric Drives (IWED)*, janv. 2019, p. 1-6.
- [82]RTE, « Bilan prévisionnel 2021 ».
- [83]A. Krings, A. Boglietti, A. Cavagnino, et S. Sprague, « Soft Magnetic Material Status and Trends in Electric Machines », *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 64, n° 3, p. 2405-2414, mars 2017.
- [84]T. Wei, *Mechanical Design of Electric Motors*. 2014.
- [85]J. Cheaytani, « Calcul par éléments finis des pertes supplémentaires dans les motorisations performantes », These de doctorat, Lille 1, 2016.
- [86]H. Köfler, « Stray Load Losses in Induction Machines A Review of Experimental Measuring Methods and a Critical Performance Evaluation », *Int. Conf. Renew. Energ. Power Qual.*, 2003.
- [87]A. Boglietti, A. Cavagnino, L. Ferraris, et M. Lazzari, « Induction Motor Equivalent Circuit Including the Stray Load Losses in the Machine Power Balance », *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 23, n° 3, p. 796-803, sept. 2008.
- [88]J. Cheaytani, A. Benabou, A. Tounzi, et M. Dessoude, « Stray Load Losses Analysis of Cage Induction Motor Using 3-D Finite-Element Method With External Circuit Coupling », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 53, n° 6, p. 1-4, juin 2017.
- [89]H. C. Karmaker, « Stray losses in large synchronous machines », *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 7, n° 1, p. 148-153, mars 1992.
- [90]H. Karmaker et A. M. Knight, « Investigation and Simulation of fields in large salient-pole synchronous Machines with skewed stator slots », *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 20, n° 3, p. 604-610, sept. 2005.
- [91]A. Leluan, « Assemblages frettés », *Tech. Ing.*, 1986.
- [92]S. Ayat, R. Wrobel, J. Goss, et D. Drury, « Estimation of Equivalent Thermal Conductivity for Impregnated Electrical Windings Formed from Profiled Rectangular Conductors », présenté à 8th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2016), 2016.

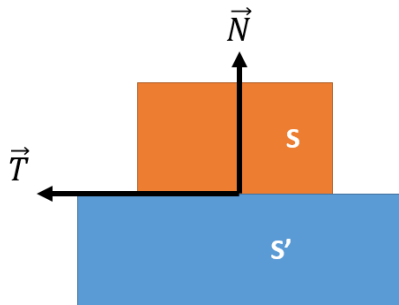
- [93] R. K. Singal, K. Williams, et S. P. Verma, « The effect of windings, frame and impregnation upon the resonant frequencies and vibrational behavior of an electrical machine stator », *Exp. Mech.*, vol. 30, n° 3, p. 270-280, sept. 1990.
- [94] N. M'zali, F. Martin, R. Sundaria, T. Henneron, A. Benabou, et A. Belahcen, « Finite-Element Modeling of Magnetic Properties Degradation Due to Plastic Deformation », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 56, n° 2, p. 1-4, févr. 2020.
- [95] R. Hambli, « Modélisation et simulation du découpage des tôles », *Tech. Ing.*, juin 2012.
- [96] Z. Gmyrek, A. Cavagnino, et L. Ferraris, « Estimation of the Magnetic Properties of the Damaged Area Resulting From the Punching Process: Experimental Research and FEM Modeling », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 49, n° 5, p. 2069-2077, sept. 2013.
- [97] A. Pulnikov, P. Baudouin, et J. Melkebeek, « Induced stresses due to the mechanical cutting of non-oriented electrical steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 254-255, p. 355-357, janv. 2003.
- [98] M. Bali et A. Muetze, « The Degradation Depth of Non-grain Oriented Electrical Steel Sheets of Electric Machines Due to Mechanical and Laser Cutting: A State-of-the-Art Review », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 55, n° 1, p. 366-375, janv. 2019.
- [99] F. Ossart, E. Hug, O. Hubert, C. Buvat, et R. Billardon, « Effect of punching on electrical steels: Experimental and numerical coupled analysis », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 36, n° 5, p. 3137-3140, sept. 2000.
- [100] E. G. Araujo, J. Schneider, K. Verbeken, G. Pasquarella, et Y. Houbaert, « Dimensional Effects on Magnetic Properties of Fe–Si Steels Due to Laser and Mechanical Cutting », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 46, n° 2, p. 213-216, févr. 2010.
- [101] M. Bali et A. Muetze, « Modeling the Effect of Cutting on the Magnetic Properties of Electrical Steel Sheets », *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 64, n° 3, p. 2547-2556, mars 2017.
- [102] M. Dems, K. Komez, W. Kubiak, et J. Szulakowski, « Impact of Core Sheet Cutting Method on Parameters of Induction Motors », *Energies*, vol. 13, n° 8, Art. n° 8, janv. 2020.
- [103] Z. Gmyrek et A. Cavagnino, « Influence of Punching, Welding, and Clamping on Magnetic Cores of Fractional KiloWatt Motors », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 54, n° 5, p. 4123-4132, sept. 2018.
- [104] P. Rasilo, U. Aydin, T. P. Holopainen, et A. Arkkio, « Analysis of iron losses on the cutting edges of induction motor core laminations », in *2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, sept. 2016, p. 1312-1317.
- [105] M. Emura, F. J. G. Landgraf, W. Ross, et J. R. Barreta, « The influence of cutting technique on the magnetic properties of electrical steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 254-255, p. 358-360, janv. 2003.
- [106] R. Siebert, J. Schneider, et E. Beyer, « Laser Cutting and Mechanical Cutting of Electrical Steels and its Effect on the Magnetic Properties », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 50, n° 4, p. 1-4, avr. 2014.
- [107] M. Bali et A. Muetze, « Influences of CO2 Laser, FKL Laser, and Mechanical Cutting on the Magnetic Properties of Electrical Steel Sheets », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 51, n° 6, 2015.
- [108] A. Belhadj, P. Baudouin, F. Breaban, A. Deffontaine, M. Dewulf, et Y. Houbaert, « Effect of laser cutting on microstructure and on magnetic properties of grain non-oriented electrical steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 256, n° 1, p. 20-31, janv. 2003.
- [109] G. Loisos et A. J. Moses, « Effect of mechanical and Nd:YAG laser cutting on magnetic flux distribution near the cut edge of non-oriented steels », *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 161, n° 1, p. 151-155, avr. 2005.
- [110] R. Sundaria, D. G. Nair, A. Lehtikoinen, A. Arkkio, et A. Belahcen, « Effect of Laser Cutting on Core Losses in Electrical Machines—Measurements and Modeling », *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 67, n° 9, p. 7354-7363, sept. 2020.
- [111] V. M. Paltanea, G. Paltanea, et H. Gavrilă, « Some important effects of the water jet and laser cutting methods on the magnetic properties of the non-oriented silicon iron sheets », in *2015 9th International Symposium on Advanced Topics in Electrical Engineering (ATEE)*, Bucharest, Romania, mai 2015, p. 452-455.
- [112] A. Schoppa, H. Louis, F. Pude, et C. von Rad, « Influence of abrasive waterjet cutting on the magnetic properties of non-oriented electrical steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 254-255, p. 370-372, janv. 2003.

- [113] H. Naumoski, B. Riedmüller, A. Minkow, et U. Herr, « Investigation of the influence of different cutting procedures on the global and local magnetic properties of non-oriented electrical steel », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 392, p. 126-133, oct. 2015.
- [114] V. Manescu Paltanea, G. Paltanea, et H. Gavrilă, « Energy Loss Analysis and Magnetic Properties of Non-Oriented Electrical Steel Cut through Different Technologies », *Adv. Mater. Res.*, 2015.
- [115] W. M. Arshad *et al.*, « Incorporating Lamination Processing and Component Manufacturing in Electrical Machine Design Tools », présenté à 2007 IEEE Industry Applications Annual Meeting, sept. 2007.
- [116] K. Bourchas *et al.*, « Quantifying Effects of Cutting and Welding on Magnetic Properties of Electrical Steels », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 53, n° 5, p. 4269-4278, sept. 2017.
- [117] A. Schoppa, J. Schneider, C.-D. Wuppermann, et T. Bakon, « Influence of welding and sticking of laminations on the magnetic properties of non-oriented electrical steels », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 254-255, p. 367-369, janv. 2003.
- [118] T. Markovits et J. Takács, « Edge welding of laminated steel structure by pulsed Nd:YAG laser », *Phys. Procedia*, vol. 5, p. 47-52, janv. 2010.
- [119] W. M. Arshad *et al.*, « Incorporating Lamination Processing and Component Manufacturing in Electrical Machine Design Tools », in *2007 IEEE Industry Applications Annual Meeting*, sept. 2007, p. 94-102.
- [120] A. Krings, S. Nategh, O. Wallmark, et J. Soulard, « Influence of the Welding Process on the Performance of Slotless PM Motors With SiFe and NiFe Stator Laminations », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 50, n° 1, p. 296-306, janv. 2014.
- [121] R. Sundaria, « Effects of stator core welding on an induction machine – Measurements and modeling », *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 499, p. 166280, avr. 2020.
- [122] L. Bernard et L. Daniel, « Effect of Stress on Magnetic Hysteresis Losses in a Switched Reluctance Motor: Application to Stator and Rotor Shrink Fitting », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 51, n° 9, p. 1-13, sept. 2015.
- [123] K. Fujisaki *et al.*, « Motor Core Iron Loss Analysis Evaluating Shrink Fitting and Stamping by Finite-Element Method », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 43, n° 5, p. 1950-1954, mai 2007.
- [124] H. Hiwaki, H. Murakami, Y. Honda, M. Sanada, S. Morimoto, et Y. Takeda, « Reducing Iron Loss by Decreasing Stress in Stator Core of Permanent Magnet Synchronous Motor », *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 126, p. 852-856, 2006.
- [125] A. J. Moses et H. Rahmatizadeh, « Effects of stress on iron loss and flux distribution of an induction motor stator core », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 25, n° 5, p. 4003-4005, sept. 1989.
- [126] K. Yamazaki, Y. Sato, M. Domenjoud, et L. Daniel, « Iron Loss Analysis of Permanent-Magnet Machines by Considering Hysteresis Loops Affected by Multi-Axial Stress », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 56, n° 1, p. 1-4, janv. 2020.
- [127] H. Cao, S. Huang, et W. Shi, « Influence of Core Stress on Performance of Permanent Magnet Synchronous Motor-MedSci.cn », *J. Magn. JMAG*, 2019.
- [128] K. Yamazaki et H. Takeuchi, « Impact of mechanical stress on characteristics of interior permanent magnet synchronous motors », in *2015 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, sept. 2015, p. 4391-4396.
- [129] R. Ramarotafika, A. Benabou, S. Clenet, et J. C. Mipo, « Experimental Characterization of the Iron Losses Variability in Stators of Electrical Machines », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 48, n° 4, p. 1629-1632, avr. 2012.
- [130] A. Al-Timimy, G. Vakil, M. Degano, P. Giangrande, C. Gerada, et M. Galea, « Considerations on the Effects That Core Material Machining Has on an Electrical Machine's Performance », *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 33, n° 3, p. 1154-1163, sept. 2018.
- [131] CEC IEC 60404-6, « Part 6: Methods of measurement of the magnetic properties of magnetically soft metallic and powder materials at frequencies in the range of 20Hz to 100kHz by the use of ring specimens », *International Electrotechnical Commission*, 2018.
- [132] ABAQUS Documentation, *ABAQUS*. Providence, RI, USA: Dassault Systemes, 2011.
- [133] J. D. Ferry, *Viscoelastic Properties of Polymers*. John Wiley & Sons, 1980.
- [134] M. Avrami, « Kinetics of Phase Change. I General Theory », *J. Chem. Phys.*, vol. 7, n° 12, p. 1103-1112, déc. 1939.

- [135] M. Avrami, « Kinetics of Phase Change. II Transformation-Time Relations for Random Distribution of Nuclei », *J. Chem. Phys.*, vol. 8, n° 2, p. 212-224, févr. 1940.
- [136] « NF EN ISO 6892-1 - Matériaux métalliques - Essai de traction - Partie : méthode d'essai à température ambiante », déc. 2019.
- [137] M. J. Sablik, T. Yonamine, et F. J. G. Landgraf, « Modeling plastic deformation effects in steels hysteresis loops with the same maximum flux density », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 40, n° 5, p. 3219-3226, sept. 2004.
- [138] B. Astie, J. Degauque, J. Porteseil, et R. Vergne, « Influence of the dislocation structures on the magnetic and magnetomechanical properties of high-purity iron », *IEEE Trans. Magn.*, vol. 17, n° 6, p. 2929-2931, nov. 1981.
- [139] N. M'zali, « Modeling of the mechanical cutting effect on local magnetic properties of electric steels and implementation in a finite element computation code », Thèse de Doctorat, Université de Lille, 2021.

ANNEXE 1 : Frottement entre deux solides

Considérons deux solides notés S et S' tel que S est positionné sur S' . Le contact entre ces deux pièces peut être modélisé par la somme de deux composantes : une composante, notée \vec{N} , normale à la surface de contact et qui traduit que les deux pièces tendent à s'attirer du fait de la gravité et une composante tangentielle, notée \vec{T} , qui cherche à s'opposer à la mise en mouvement, et donc au glissement, de S par rapport à S' . Deux cas sont alors possibles. Soit le solide S est immobile, on parle alors d'adhérence. Soit il est en mouvement par rapport à S' , on parle alors de glissement. Le coefficient de frottement statique μ_s [-] traduit le moment où l'on passe de la phase d'adhérence à la phase de glissement par l'intermédiaire de la loi de Coulomb, (a) et (b).



Interaction de contact entre deux solides, loi de Coulomb

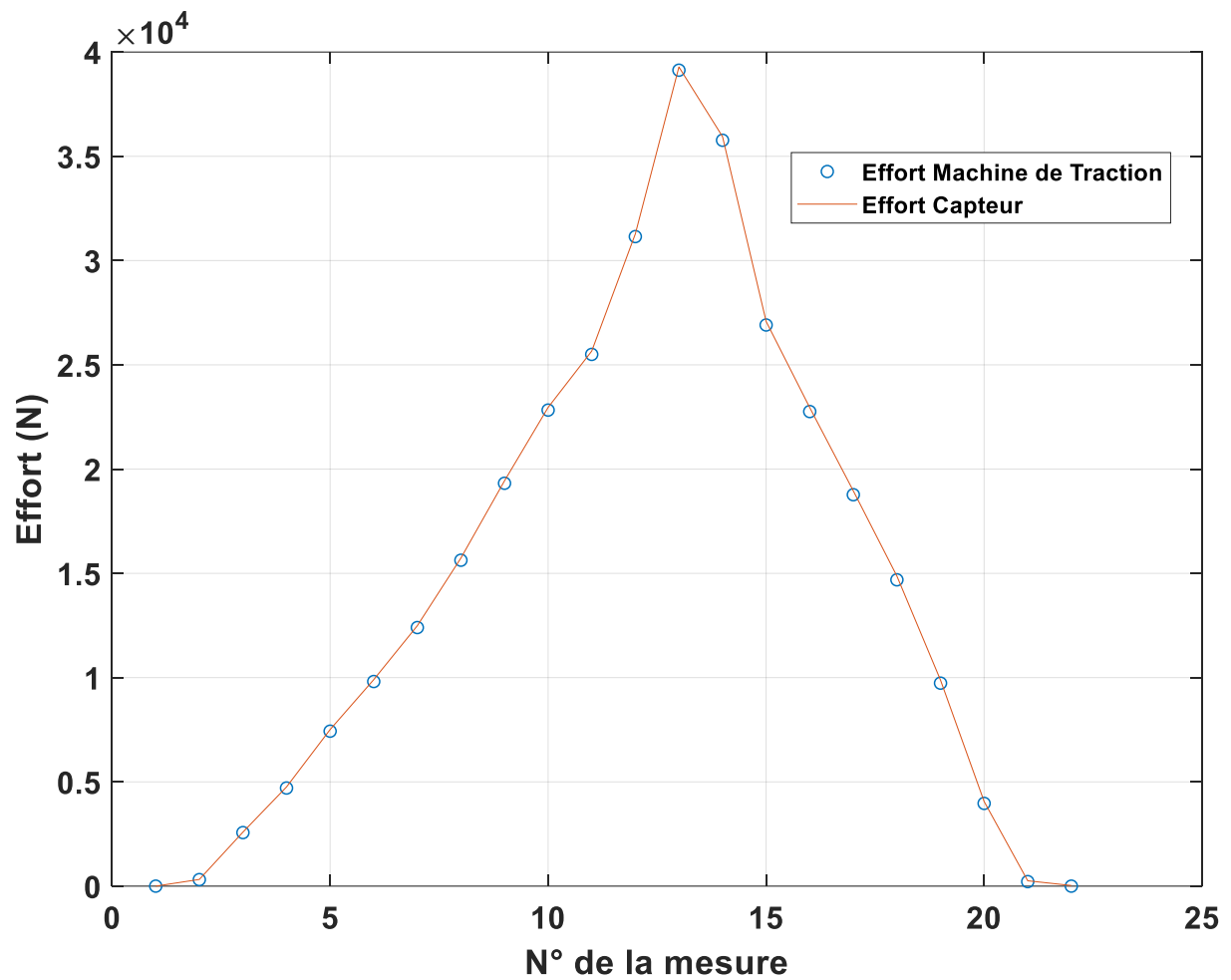
S se met à glisser par rapport à S' si et seulement si :

$$|\vec{T}| \geq |\vec{T}_{gliss}| = \mu_s \cdot |\vec{N}| \quad (a)$$

Par définition, il n'y a donc pas de glissement entre S et S' tant que :

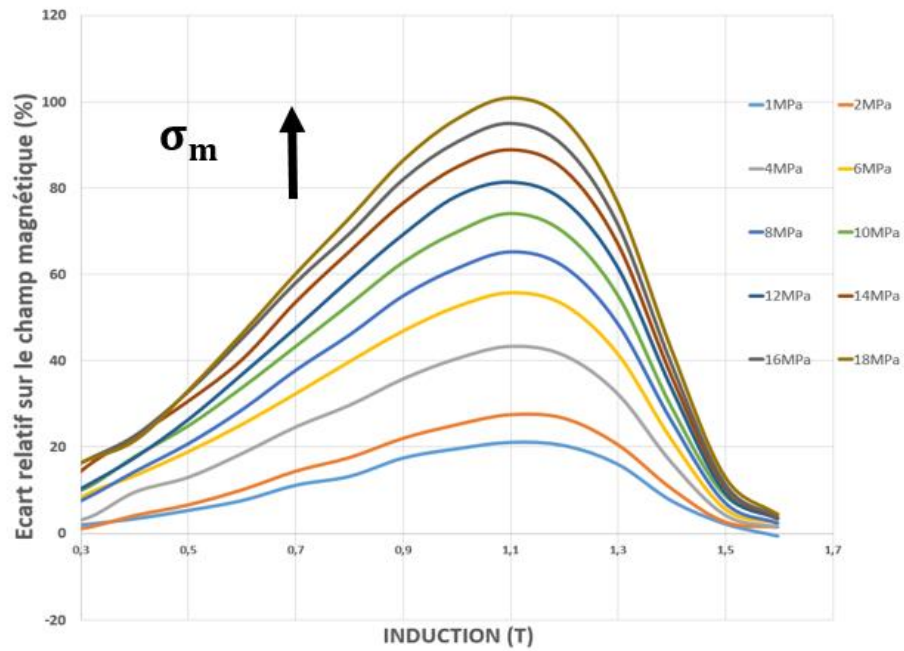
$$|\vec{T}| < \mu_s \cdot |\vec{N}| \quad (b)$$

ANNEXE 2 : Conformité du capteur d'effort permettant de monter à 20 MPa

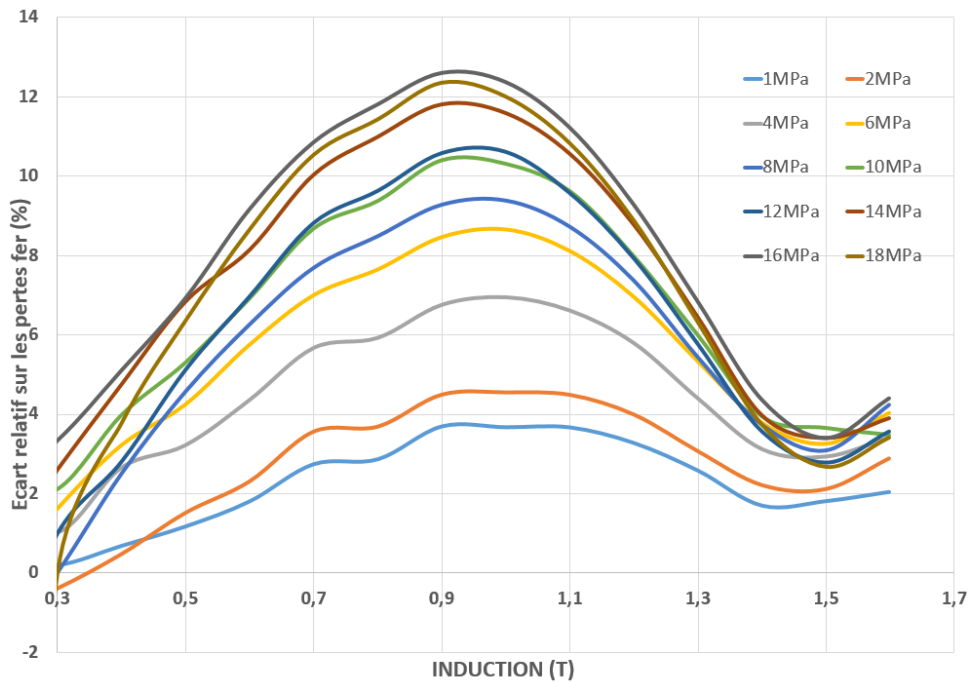


Validation de la réponse du capteur d'effort utilisé pour la maquette de la presse dans le cadre de l'étude du compactage

ANNEXE 3 : Effet du compactage homogène sur des tôles M330-35A

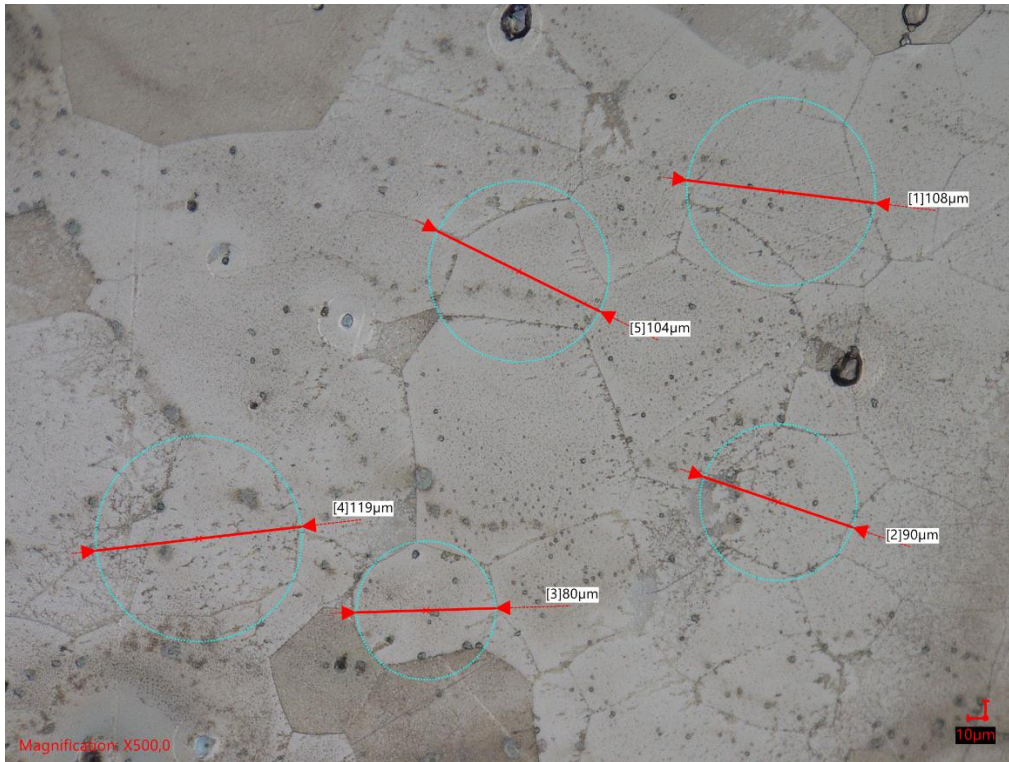


Variation relative du champ magnétique liée au compactage homogène – M330-65A

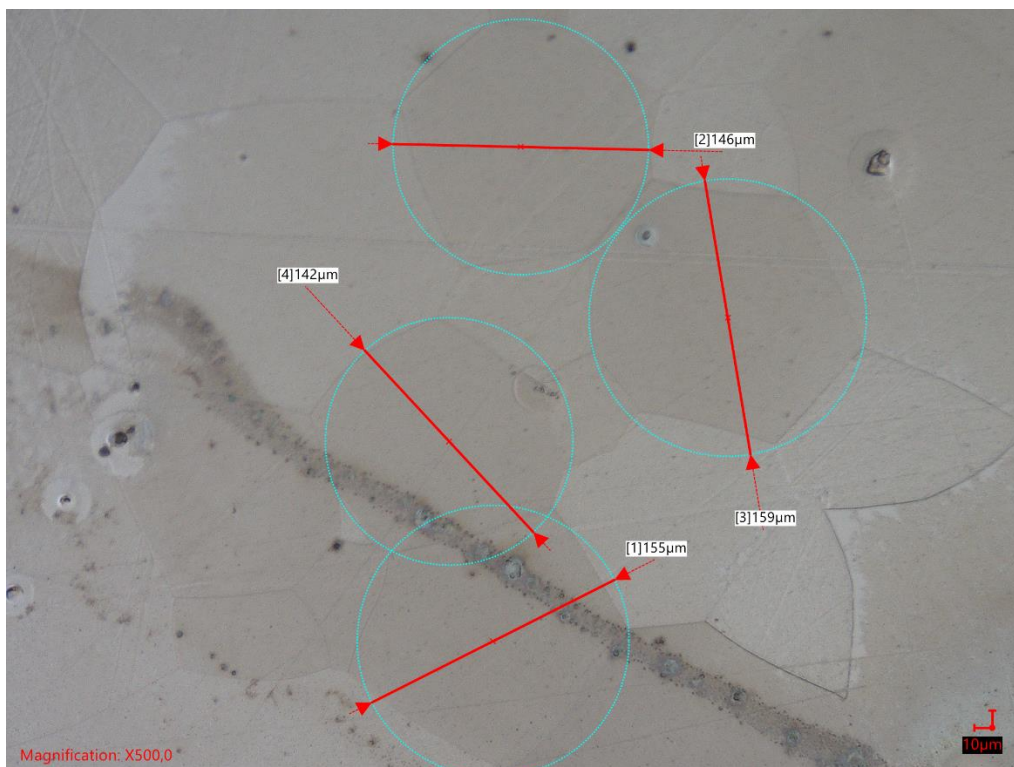


Variation relative des pertes Fer liée au compactage homogène – M330-65A

ANNEXE 4 : Comparaison des tailles de grains – M400-65A et M330-35A



Tailles de grains – M330 – 35A



Tailles de grains – M400 – 35A