

Modélisation et caractérisation des matériaux magnétiques composites doux utilisés dans les machines électriques

Charles Cyr

▶ **To cite this version:**

Charles Cyr. Modélisation et caractérisation des matériaux magnétiques composites doux utilisés dans les machines électriques. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2007. Français. NNT : 2007ENAM0015 . pastel-00003791

HAL Id: pastel-00003791
https://pastel.hal.science/pastel-00003791

Submitted on 20 Jun 2008

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.

CHARLES CYR

MODÉLISATION ET CARACTÉRISATION DES MATÉRIAUX MAGNÉTIQUES COMPOSITES DOUX UTILISÉS DANS LES MACHINES ÉLECTRIQUES

Thèse de doctorat en cotutelle présentée
à la Faculté des études supérieures de l'Université Laval, Québec
pour l'obtention du grade de Philosophiæ Doctor (Ph.D.)

DÉPARTEMENT DE GÉNIE ÉLECTRIQUE ET DE GÉNIE INFORMATIQUE
FACULTÉ DES SCIENCES ET DE GÉNIE
UNIVERSITÉ LAVAL
QUÉBEC

Et

à l'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE D'ARTS ET MÉTIERS
PARIS , FRANCE
pour l'obtention du grade de Docteur de l'ENSAM
spécialité Génie Electrique
(thèse 2007-ENAM-0015 - Ecole doctorale SMI 432)

JUILLET 2007

© Charles Cyr, 2007

Résumé

Les matériaux magnétiques composites doux sont utilisés pour réaliser des circuits magnétiques de machines électriques. Ils sont formés de particules de fer revêtues d'une mince couche de diélectrique et pressées à haute densité. La conception des machines électriques à l'aide de ces matériaux requiert la connaissance de méthodes de caractérisation de leurs propriétés électriques et magnétiques. L'optimisation des propriétés magnétiques des matériaux composites nécessite la compréhension des phénomènes se produisant à l'échelle microscopique et de leur influence sur la caractéristique d'aimantation à l'échelle macroscopique.

Des méthodes de caractérisation adaptées aux matériaux magnétiques composites sont développées dans cette thèse : elles concernent la mesure de la caractéristique d'aimantation, de la résistivité et des pertes magnétiques. L'utilisation de ces méthodes démontre que l'inhomogénéité et l'anisotropie des propriétés des circuits magnétiques faits de matériaux magnétiques composites, considérées comme relativement négligeables dans les travaux publiés jusqu'à présent, sont suffisamment importantes pour influencer le développement du matériau, le dimensionnement des machines électriques et les tests de qualité en production.

Un modèle permettant de relier la caractéristique d'aimantation à la structure des matériaux magnétiques composites et aux propriétés des constituants est proposé. Ce modèle est basé sur la simulation en calcul des champs de l'écoulement du flux magnétique à travers la structure microscopique du matériau et il permet de retrouver la caractéristique d'aimantation à l'échelle du circuit magnétique. Les relations obtenues démontrent un couplage significatif entre les propriétés globales, comme la perméabilité maximale, et certaines grandeurs à l'échelle microscopique, comme l'épaisseur du revêtement des particules de fer.

Les modèles et les méthodes de caractérisation proposés peuvent ainsi être efficacement utilisés pour l'optimisation des dimensions des machines faites de matériaux magnétiques composites ainsi que pour l'optimisation des propriétés de ces matériaux en vue d'applications spécifiques.

Abstract

Soft magnetic composite materials are used to produce magnetic circuits in electrical machines. They are made of iron particles coated with a thin dielectric layer pressed to high densities. Electrical machine design using soft magnetic composites requires techniques for measuring their electrical and magnetic properties. The optimization of soft magnetic materials properties requires understanding the microscopic scale magnetization phenomenon, as well as its influence on macroscopic properties.

Measurement methods for magnetization, resistivity and magnetic losses, which are adapted to soft magnetic materials, are developed in this thesis. These methods show that materials inhomogeneity and anisotropy, which were until then considered negligible in published work, are sufficiently important to influence materials development, machine design and quality tests. Modeling of magnetization relates microscopic scale magnetization phenomenon to global magnetic properties, such as the effect of dielectric coating thickness on magnetic permeability.

A model is developed that relates material properties to its structure and composition. Based on finite elements simulation of magnetic flux flow into the material structure, this model allows for finding the material's global magnetization curve. Relations between process parameters and magnetic properties show strong coupling between microscopic structure and properties. An example of that coupling is the effect of dielectric coating thickness on magnetic permeability.

The proposed measurement methods and magnetization models can be used for the optimization of machine dimensions, and for the optimization of materials properties designed for specific applications.

A Lila , mi vida

Avant-propos

Je voudrais d'abord remercier mon directeur de thèse, le professeur Philippe Viarouge, pour m'avoir encouragé à réaliser cette thèse en partenariat industriel et en cotutelle avec l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. Son imagination débordante et son enthousiasme hors de l'ordinaire resteront un modèle pour moi.

Je remercie sincèrement mon co-directeur de thèse, le professeur Stéphane Clénet, pour avoir accepté de m'accueillir dans son laboratoire en France et de me superviser tout au long de mes travaux. Sa grande simplicité et sa bonne humeur ont été extrêmement appréciées. La cotutelle a été pour moi un aspect important de ce doctorat, tant au niveau professionnel que personnel.

Je remercie également mon superviseur au sein de l'entreprise qui a parrainé cette thèse, monsieur Claude Gélinas, d'avoir fait en sorte que mon expérience soit enrichie d'un aspect pratique important. Je tiens à souligner l'apport très important de monsieur Guillem Vachon, chercheur au centre de technologie de l'entreprise parraineuse. Mes connaissances de bases en métallurgie et en matériaux sont dues à nos échanges captivants. Monsieur Vachon a par ailleurs été impliqué dans l'élaboration de la méthode de caractérisation de la structure des matériaux magnétiques composites par microscopie électronique présentée dans cette thèse. Son ouverture d'esprit et son humanité m'ont beaucoup inspiré.

Enfin, je ne pourrais manquer de souligner l'apport et le soutien de mes collègues, étudiants à la maîtrise et au doctorat, tant à l'Université Laval qu'à l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, qui ont rendu cette période de ma vie si intéressante et si enrichissante. Mon ouverture sur plusieurs cultures s'est réalisée grâce aux échanges que nous avons eus. David, Zhu, Ahmid, Ahmed, Jose, Nicolas, Marc, Maxime, Davide, Ruben, Liva, Olivier, Antoine, Richard, Marion Roman et tous les autres ont été plus que des collègues et je les ai côtoyés avec plaisir.

Finalement, je salue au passage les étudiants internationaux avec lesquels j'ai voyagé en Europe : Erasmus, Égide : Laetita, Valentin, Karin, Sergei et Suyoch et les autres. Votre amitié a été des plus réconfortantes durant de longs séjours hors du Canada.

Table des matières

Résumé ii
Avant-propos v
Table des matières vi
Liste des figures viii
Liste des tableaux xiii
Introduction générale 1
1 Généralités 7
1.1 Introduction 7
1.2 Classification des matériaux selon leurs propriétés magnétiques 7
1.3 Aimantation et pertes magnétiques des matériaux ferromagnétiques 10
1.3.1 Théorie des domaines magnétiques 10
1.3.2 Pertes magnétiques dans les matériaux ferromagnétiques 13
1.4 Le fer technique et ses alliages 17
1.4.1 Effet de l'addition de silicium 17
1.4.2 Influence du travail à froid sur la caractéristique d'aimantation du fer 18
1.5 Principaux types de matériaux magnétiques doux utilisés dans les machines électriques 19
1.6 Fabrication et recyclage des matériaux magnétiques composites 20
1.6.1 Méthode de fabrication et structure des matériaux magnétiques composites 20
1.6.2 Recyclage et coût environnemental des matériaux magnétiques composites 27
1.7 Propriétés des matériaux magnétiques composites 27
1.7.1 Caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites 27
1.7.2 Pertes magnétiques des matériaux magnétiques composites 28
1.7.3 Propriétés mécaniques et thermiques des matériaux magnétiques composites 32
1.7.4 Comparaison des propriétés électriques et magnétiques des différents types de matériaux magnétiques doux 32
1.8 Conception des machines électriques faites de matériaux magnétiques composites 33
1.8.1 Principes généraux de conception des machines électriques 34
1.8.2 Principes de conception des machines électriques spécifiques à l'utilisation des matériaux magnétiques composites 38
1.9 Conclusion 43
2 Caractérisation des matériaux magnétiques composites 45
2.1 Introduction 45
2.2 Précision, exactitude et calcul d'incertitude 49
2.3 Choix et préparation du jeu d'échantillons utilisé pour la mesure de la caractéristique d'aimantation et de la résistivité des matériaux magnétiques composites 52
2.4 Mesure de la caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites 54
2.4.1 Mesure de la caractéristique d'aimantation par hystérésigraphe 56
2.4.2 Mesure de la caractéristique d'aimantation par une méthode d'identification basée sur le calcul des champs 66
2.4.3 Analyse comparative des résultats des différentes méthodes de détermination de la caractéristique d'aimantation 72

2.4.4 Mesure d'homogénéité et d'isotropie de la caractéristique d'aimantation par hystérésigraphe 72
2.5 Mesure de la résistivité des matériaux magnétiques composites 82
2.5.1 Mesure de résistivité par micro-ohmmètre à quatre pointes 84
2.5.2 Mesure de résistivité basée sur les courants induits 94
2.5.3 Analyse comparative des résultats des différentes méthodes de mesure de résistivité 120
2.5.4 Mesure d'homogénéité et d'isotropie de la résistivité des matériaux magnétiques composites 123
2.6 Mesure des pertes magnétiques des matériaux magnétiques composites 129
2.6.1 Séparation des pertes magnétiques en aimantation unidirectionnelle dans les matériaux magnétiques composites 133
2.6.2 Mesure d'isotropie des pertes magnétiques dans les matériaux magnétiques composites 137
2.7 Conclusion 138
3 Modélisation de l'aimantation des matériaux magnétiques composites 141
3.1 Introduction 141
3.2 Modèles d'aimantation des matériaux magnétiques composites 143
3.2.1 Modèle de matériaux magnétiques composites à basse densité 144
3.2.2 Modèles de matériaux magnétiques composites à haute densité 144
3.2.3 Modèle de matériaux magnétiques composites basé sur la reproduction de la structure microscopique en calcul des champs 151
3.3 Constituants des matériaux magnétiques composites 155
3.3.1 Propriétés physiques des constituants non ferromagnétiques 155
3.3.2 Propriétés physiques du fer 157
3.4 Caractérisation de la structure des matériaux magnétiques composites par microscopie 162
3.4.1 Choix et préparation des échantillons pour l'observation au microscope électronique 163
3.4.2 Acquisition et analyse d'images de la structure des matériaux magnétiques composites 166
3.5 Mise en œuvre du modèle de matériau basé sur la reproduction de la structure microscopique en calcul des champs 174
3.5.1 Dessin et maillage de la structure dans l'environnement de calcul des champs. 174
3.5.2 Méthode de simulation en calcul des champs et conditions aux limites 175
3.5.3 Résultats de la simulation de la caractéristique d'aimantation en calcul des champs 179
3.6 Modélisation de l'anisotropie des matériaux magnétiques composites 188
3.7 Comparaison des caractéristiques d'aimantation obtenues à l'aide des différents modèles 193
3.8 Conclusion 194
Conclusion générale et perspectives 197
Références 202

Liste des figures

Figure I.1 : Méthode de conception d'une machine électrique par optimisation globale des dimensions du dispositif et des propriétés électromagnétiques du matériau magnétique composite 3
Figure 1.1 : Mouvement des parois des domaines magnétiques lors de l'aimantation d'un matériau ferromagnétique [5] 12
Figure 1.2 : Cycle d'aimantation du fer 13
Figure 1.3 : Cycle d'hystérésis mesuré en fonction de la fréquence pour un matériau faiblement conducteur 13
Figure 1.4 : Courants induits lors du déplacement d'une paroi de Bloch 15
Figure 1.5 : Courants induits lors de la variation d'aimantation à l'intérieur d'un matériau massif conducteur soumis à un champ magnétique alternatif 16
Figure 1.6 : Caractéristique d'aimantation du fer en fonction de l'historique de contrainte appliquée [13] 19
Figure 1.7 : Classification des principaux types de matériaux magnétiques doux 20
Figure 1.8 : Procédé d'atomisation de la poudre de fer [16] 21
Figure 1.9 : Micrographie de la poudre de fer servant à la fabrication d'un matériau magnétique composite 22
Figure 1.10 : Micrographie de la structure d'un matériau magnétique composite 23
Figure 1.11 : Comparaison des procédés de fabrication d'un circuit magnétique par laminage de tôles et par métallurgie des poudres 25
Figure 1.12 : Caractéristiques d'aimantation de deux types de matériaux magnétiques composites et d'une tôle de fer 28
Figure 1.13 : Pertes magnétiques en fonction du diamètre des particules de fer à 60 *Hz* (*a*) et 200 *Hz* (*b*) 31
Figure 1.14 : Niveau d'induction effectivement utilisable en fonction de la fréquence pour les principaux types de matériaux magnétiques utilisés dans les machines électriques [25] 36
Figure 1.15 : Épanouissement des pôles dans la direction axiale pour une machine faite de matériaux magnétiques composites [30] 40
Figure 1.16 : Circuit magnétique à symétrie cylindrique avec ailettes de refroidissement « magnétiquement actives » [31] 41
Figure 2.1 : Densité de probabilité d'une mesure pour l'évaluation de la précision et de l'exactitude des mesures 50
Figure 2.2 : Caractéristique d'aimantation d'un matériau identifiée à l'aide d'un hystérésigraphe et par utilisation du calcul des champs 55
Figure 2.3 : Anneau de caractérisation pressé (à gauche) et après bobinage (à droite) 57
Figure 2.4 : Courbe de première aimantation d'un matériau magnétique composite 60
Figure 2.5 : Cycle d'aimantation d'un matériau magnétique composite soumis à une excitation alternative très lente 60
Figure 2.6 : Section du bobinage primaire (a), du bobinage secondaire (b) de l'échantillon (c) et flux magnétique parasite lors de la mesure de la caractéristique d'aimantation (d) 63
Figure 2.7 : Utilisation d'une inductance de compensation du couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire pour la mesure de la caractéristique d'aimantation 64

Figure 2.8 : Caractéristique d'aimantation d'un matériau magnétique composite mesurée avec et sans compensation du couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire 65
Figure 2.9 : Algorithme d'identification de la caractéristique d'aimantation en calcul des champs 67
Figure 2.10 : Dispositif utilisé pour l'identification de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs 68
Figure 2.11 : Maillage (a) et garnissage de perméabilité (b) utilisé pour l'identification de la caractéristique d'aimantation en calcul des champs 69
Figure 2.12 : Comparaison entre le courant mesuré et le courant simulé pour l'identification de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs 70
Figure 2.13 : Caractéristique d'aimantation univoque identifiée par calcul des champs pour le matériau fer-résine 71
Figure 2.14 : Circulation du flux magnétique dans le pot-core lors de la mesure pour l'identification de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs 74
Figure 2.15 : Montage utilisé par Haouara [52] pour mesurer l'anisotropie de la caractéristique d'aimantation du matériau fer-résine 75
Figure 2.16 : Schéma d'usinage des anneaux pour la mesure de l'isotropie magnétique..... 76
Figure 2.17 : Caractéristiques d'aimantation d'anneaux usinés dans deux plans différents par rapport à la direction de pressage..... 77
Figure 2.18 : Caractéristique d'aimantation du matériau fer-résine selon la direction de pressage et dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage 78
Figure 2.19 : Comparaison entre la caractéristique d'aimantation d'un anneau usiné selon la direction de pressage et celle d'un pot-core 79
Figure 2.20 : Dispersion de densité d'une pièce produite par métallurgie des poudres [16]..... 80
Figure 2.21 : Dessin d'usinage de deux anneaux pour la mesure d'homogénéité de la caractéristique d'aimantation 81
Figure 2.22 : Caractéristiques d'aimantation d'un anneau usiné en surface et d'un anneau usiné en profondeur d'une pièce 82
Figure 2.23 : Résistivité mesurée au micro-ohmmètre sur le matériau fer-résine pour deux échantillons de géométrie différente 83
Figure 2.24 : Pointe du micro-ohmmètre 86
Figure 2.25 : Résistivité mesurée par la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes pour l'évaluation de la précision de la méthode..... 87
Figure 2.26 : Mesure de la résistivité à l'aide d'un micro-ohmmètre sur un échantillon épais.... 89
Figure 2.27 : Résistivité mesurée sur deux faces d'un échantillon de section rectangulaire pour valider l'influence du facteur de forme..... 91
Figure 2.28 : État de surface d'échantillons de matériau fer-diélectrique avant et après ponçage92
Figure 2.29 : Détail de surface d'une barre de matériau fer-diélectrique après recuit à 450 °*C*... 93
Figure 2.30 : Montage de mesure de résistivité par courant induit..... 95
Figure 2.31 : Montage de caractérisation de la résistivité par courant induit spécifique à l'identification par calcul des champs..... 96
Figure 2.32 : Profondeur de pénétration pour les matériaux magnétiques composites courants.. 98
Figure 2.33 : Pertes dans l'échantillon pour la mesure de résistivité à l'aide de la méthode de mesure des pertes 101
Figure 2.34 : Résistivité mesurée à l'aide de la méthode de mesure des pertes 102

Figure 2.35 : Tension sur les échantillons lors de la mesure de résistivité à l'aide de la méthode de mesure directe de courant..... 104
Figure 2.36 : Courant dans les échantillons lors de la mesure de résistivité à l'aide de la méthode de mesure directe de courant..... 106
Figure 2.37 : Résistivité mesurée à l'aide de la méthode de mesure directe de courant 107
Figure 2.38 : Résistance mesurée lors de la mesure de résistivité basée sur la résistance équivalente 110
Figure 2.39 : Résistivité mesurée à l'aide de la méthode de mesure basée sur la résistance équivalente 111
Figure 2.40 : Algorithme de mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs 113
Figure 2.41 : Maillage du dispositif axisymétrique utilisé pour la mesure de résistivité par calcul des champs 114
Figure 2.42 : Résistivité mesurée par la méthode d'identification par calcul des champs 116
Figure 2.43 : Carte de densité de courant (a) et carte de densité de flux (b) lors de la mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs dans l'échantillon 4 à la fréquence de 2 *kHz* 117
Figure 2.44 : Densité de flux magnétique en fonction du rayon dans l'échantillon 4 lors de la mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs 118
Figure 2.45 : Densité de courant en fonction de la position dans l'échantillon 4 lors de la mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs..... 119
Figure 2.46 : Résistivité mesurée pour quatre échantillons sous forme d'anneaux selon les cinq différentes méthodes 121
Figure 2.47 : Usinage des échantillons pour la mesure d'anisotropie et d'homogénéité de la résistivité du matériau fer-résine..... 125
Figure 2.48 : Résistivité mesurée sur le matériau fer-résine pour des échantillons usinés dans un cylindre à différentes hauteurs 126
Figure 2.49 : Résistivité mesurée sur le matériau fer-résine pour des échantillons usinés dans un cylindre dans un plan normal ou parallèle à la direction de compaction 127
Figure 2.50 : Résistivité mesurée en fonction de l'épaisseur d'une barre de matériau fer-diélectrique pour deux températures de recuit 128
Figure 2.51 : Énergie dissipée par cycle pour l'identification du coefficient de pertes par hystérésis du matériau fer-diélectrique 134
Figure 2.52 : Comparaison des pertes magnétiques issues du modèle et mesurées pour le matériau fer-résine (a) et le fer-diélectrique (b)..... 136
Figure 2.53 : Pertes magnétiques mesurées en fonction de la direction de propagation du flux pour le matériau fer-résine 138
Figure 3.1 : Identification de particules de fer, de porosités et du revêtement de particules sur une micrographie de la structure d'un matériau magnétique composite 145
Figure 3.2 : Structure de matériau magnétique composite du modèle de Johnson et Visser [65] 145
Figure 3.3 : Caractéristiques d'aimantation issues du modèle de Johnson et Visser pour un matériau constitué de particules de 30 μm avec des épaisseurs de revêtement de 50 et 100 *nm*..... 146

Figure 3.4 : Structure de base du modèle de Yanhong et Kliman pour la simulation de l'aimantation à l'échelle des particules [67] 147
Figure 3.5 : Simulation de l'écoulement du flux à l'échelle des particules de fer selon le modèle d'aimantation de Yanhong et Kliman 148
Figure 3.6 : Caractéristiques d'aimantation issues du modèle de Yanhong et Kliman pour un matériau constitué de particules de 50 μm 149
Figure 3.7 : Micrographie de la surface d'un matériau magnétique composite utilisée pour la modélisation de l'aimantation par Lin et Zhu [61] 150
Figure 3.8 : Caractéristique d'aimantation du fer après recuit et après application d'une compression de 160 *MPa* selon Makar et Tanner [13] 158
Figure 3.9 : Courbe d'aimantation univoque du fer après compression à 160 *MPa* 159
Figure 3.10 : Comparaison de la caractéristique d'aimantation utilisée par Yanhong et Kliman [67] et celle mesurée par Makar et Tanner [13] 159
Figure 3.11 : Observation des domaines magnétiques dans un matériau fer-résine (Dr G. Krismanic, Technische Universität Wien). 161
Figure 3.12 : Observation des domaines magnétiques dans un matériau fer-résine avec mise en évidence du contour d'une particule de fer de grande taille 161
Figure 3.13 : Caractéristiques d'aimantation mesurées à l'hystérésigraphe pour les échantillons utilisés pour la simulation de l'écoulement du flux en calcul des champs 164
Figure 3.14: Échantillon utilisé pour l'analyse d'image tel que pressé et après préparation..... 165
Figure 3.15 : Polissage de la surface d'échantillon : a) polissage parfait, b) polissage réel 166
Figure 3.16 : Observation d'un échantillon de matériau magnétique composite par microscopie optique et par microscopie électronique 168
Figure 3.17 : Micrographies d'un matériau magnétique composite à 250X, 1000X, 5000X et 10000X..... 169
Figure 3.18 : Micrographie d'un matériau magnétique composite avant (a) et après (b) mise à l'échelle 172
Figure 3.19 : Micrographie d'un matériau magnétique composite avant et après traitement de discrimination des constituants 173
Figure 3.20 : Micrographie de matériau magnétique composite (a), discrimination des constituants (b), détection des contours et maillage (c et d) 175
Figure 3.21 : Définition des grandeurs et du domaine d'étude associés à la formulation en magnétostatique utilisée pour la simulation..... 177
Figure 3.22 : Validation de la méthode d'identification par simulation numérique pour un matériau ferromagnétique massif connu 179
Figure 3.23 : Variabilité des caractéristiques d'aimantation obtenues par la simulation en calcul des champs sur plusieurs images pour le matériau le moins dense (a) et le matériau le plus dense (b)..... 180
Figure 3.24 : Comparaison entre mise d'images en parallèle et en série pour le matériau le moins dense (a) et le plus dense (b)..... 181
Figure 3.25 : Cartes d'induction pour trois champs magnétiques appliqués sur le matériau le moins dense (a) et sur le matériau le plus dense (b) 183
Figure 3.26 : Caractéristiques d'aimantation des quatre matériaux obtenues par mesure à l'hystérésigraphe (a) et par la simulation en calcul des champs (b) 184

Figure 3.27 : Caractéristiques d'aimantation des quatre matériaux obtenues par mesure à l'hystérésigraphe et par analyse d'images 185
Figure 3.28 : Saturation magnétique dans les entrefers non détectés par la méthode d'analyse d'images lors de la simulation de l'écoulement du flux magnétique..... 186
Figure 3.29 : Modèle de déformation plastique subie par les particules lors du pressage..... 189
Figure 3.30 : Simulation de l'écoulement du flux magnétique selon la direction de pressage à l'échelle des particules de fer..... 190
Figure 3.31 : Anisotropie de la caractéristique d'aimantation mesurée par hystérésigraphe (a) et par analyse d'image (b) pour le matériau fer-résine 191
Figure 3.32 : Anisotropie de la caractéristique d'aimantation prédite par la simulation de l'écoulement du flux magnétique à l'échelle des particules pour quatre échantillons de densité différente..... 192
Figure 3.33 : Comparaison des modèles de Johnson et al, de Yanhong et Kliman, du modèle développé basé sur l'analyse d'image avec la caractéristique d'aimantation réelle d'un matériau fer-résine typique 193

Liste des tableaux

Tableau 1.1 : Susceptibilité magnétique des principaux types de matériaux magnétiques 8
Tableau 1.2 : Propriétés électromagnétiques des matériaux magnétiques courants 33
Tableau 2.1 : Dimensions des échantillons utilisés pour la caractérisation des propriétés des matériaux magnétiques composites 53
Tableau 2.2 : Paramètres utilisés dans le calcul du nombre de particules en contact avec une pointe du micro-ohmmètre 86
Tableau 2.3 : Facteurs de correction développés par Smits pour la mesure de la résistivité à l'aide de la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes sur des échantillons épais 90
Tableau 2.4 : Dimensions des échantillons et facteurs de correction à appliquer pour la mesure de résistivité avec un espacement s de 10.5 mm 90
Tableau 2.5 : Résistance électrique mesurée au micro-ohmmètre avant et après ponçage de barres de matériau fer-diélectrique recuites à 450 $°C$ 93
Tableau 2.6 : Dimensions des anneaux utilisés pour la mesure de résistivité basée sur les courants induits 96
Tableau 2.7 : Comparaison des pertes magnétiques mesurées et modélisées, avec des coefficients identifiés par un calcul analytique 135
Tableau 2.8 : Paramètres du modèle de pertes magnétiques pour les matériaux fer-résine et fer-diélectrique 137
Tableau 3.1 : Propriétés physiques de la résine utilisée pour la fabrication d'un matériau magnétique composite 156
Tableau 3.2 : Propriétés physiques de l'air 156
Tableau 3.3 : Propriétés physiques du fer 160
Tableau 3.4 : Paramètres de mise en forme et propriétés physiques des échantillons de type fer-résine utilisés pour la simulation de l'écoulement du flux magnétique en calcul des champs 163
Tableau 3.5 : Résolution et taille d'une image pour les grossissements envisagés pour la simulation de l'écoulement du flux magnétique en calcul des champs 170

Introduction générale

Les matériaux magnétiques composites doux sont destinés à la fabrication de circuits magnétiques en utilisant la technologie de la métallurgie des poudres [1, 2]. Ils sont constitués de poudre de fer revêtue d'une mince couche de diélectrique pressée dans une matrice pour obtenir des densités proches de celles du fer. Les particules de la poudre de fer qui représentent plus de 99 % de la masse du matériau possèdent un diamètre moyen inférieur à quelques centaines de microns, ce qui permet de limiter grandement la circulation de courants de Foucault jusqu'à des fréquences de plusieurs kilohertz. La perméabilité obtenue avec les matériaux actuels permet de produire les différents types usuels de machines électriques avec des performances acceptables, mais la mise en œuvre de cette technologie nécessite la recherche de nouveaux compromis optimaux entre les topologies et les dimensions des dispositifs, en termes de performance et de coût afin de concurrencer les dispositifs utilisant les matériaux conventionnels. L'intérêt de cette technologie est de permettre l'utilisation de topologies de machines dans lesquelles la circulation du flux magnétique est tridimensionnelle. En outre, des pièces aux formes relativement complexes peuvent être produites en une seule opération à faible coût par métallurgie des poudres. Tous les points énoncés ci-dessus font des matériaux à poudre un matériau très intéressant pour la réalisation de machines électriques.

L'idée de produire des machines électriques à l'aide de poudre de fer remonte à la fin du XIX^{e} siècle. En 1886, Fritts déposa un brevet mentionnant la poudre de fer comme matériau pour la fabrication des machines électriques [3]. La technologie du *XIX*^{e} siècle ne permettait pas d'obtenir des pièces faites de poudre avec des densités élevées et des tenues mécaniques acceptables pour la réalisation de machines électriques. Edison proposa plutôt l'utilisation d'empilement de tôles de matériaux ferromagnétiques séparées entre elles par une fine couche d'isolant. Cette solution autorise seulement une bonne circulation du flux magnétique dans le plan des tôles mais elle permet de limiter les pertes par courants de Foucault tout en ayant des caractéristiques magnétiques et mécaniques intéressantes. Depuis lors, ce type de matériau domine le marché des machines fonctionnant aux fréquences industrielles et son utilisation impose des topologies de machines électriques adaptées à la forte anisotropie du matériau dans la dimension perpendiculaire aux tôles. L'avènement de la métallurgie des poudres pour la

fabrication de matériaux magnétiques coïncide avec le développement des matériaux magnétiques frittés appelés ferrites au cours des années 1950. Ces matériaux très résistifs faits d'oxydes de fer présentent une perméabilité élevée et des pertes magnétiques faibles aux hautes fréquences mais ils possèdent une induction à saturation faible, ce qui limite leur utilisation dans les machines électriques fonctionnant à basse fréquence. Parallèlement, la métallurgie des poudres destinée à la fabrication de pièces mécaniques s'est développée depuis une cinquantaine d'années. Ce procédé présente un coût de production faible pour des pièces généralement aussi performantes que celles faites par métallurgie conventionnelle. L'introduction de la métallurgie des poudres dans la production des matériaux destinés à l'électrotechnique repose donc aussi bien sur la connaissance approfondie des matériaux ferromagnétiques issue du développement des matériaux laminés et de type ferrites utilisés jusqu'à aujourd'hui que sur les technologies de production de la poudre de fer et de pressage à haute densité développées pour la fabrication de pièces mécaniques. L'innovation technologique dans le domaine des matériaux magnétiques composites réside, d'une part, dans l'amélioration continue de la qualité de la poudre de fer (pureté et compressibilité) et, d'autre part, dans le développement et la maîtrise de la qualité du revêtement des particules de fer en vue d'une perméabilité maximale, tout en conservant une isolation électrique et une tenue mécanique acceptables.

Le matériau est pressé dans une matrice permettant de donner sa forme finale au circuit magnétique en une seule opération, ce qui permet d'envisager une réduction du coût de production. Par ailleurs, la suppression de l'étape de poinçonnage, qui est requise dans le cas des matériaux laminés et qui cause un gaspillage du matériau dans les retailles, conduit à une utilisation presque totale de la matière première limitant ainsi les déchets. Enfin, la résistance mécanique relativement faible du matériau magnétique combinée à la ductilité du cuivre permettent de séparer par écrasement les composants de la machine électrique pour un recyclage en fin de vie.

L'utilisation des matériaux magnétiques composites pour la fabrication de machines électriques nécessite la résolution de plusieurs problèmes si on veut concurrencer avantageusement tôles. En premier lieu, il est nécessaire de fournir des outils adaptés à l'équipe de conception de machines électriques mettant en œuvre la métallurgie des poudres.

La figure I.1 présente le processus de conception globale d'un dispositif qui combine la recherche des compromis optimaux entre les dimensions du dispositif et les propriétés électromagnétiques du matériau.

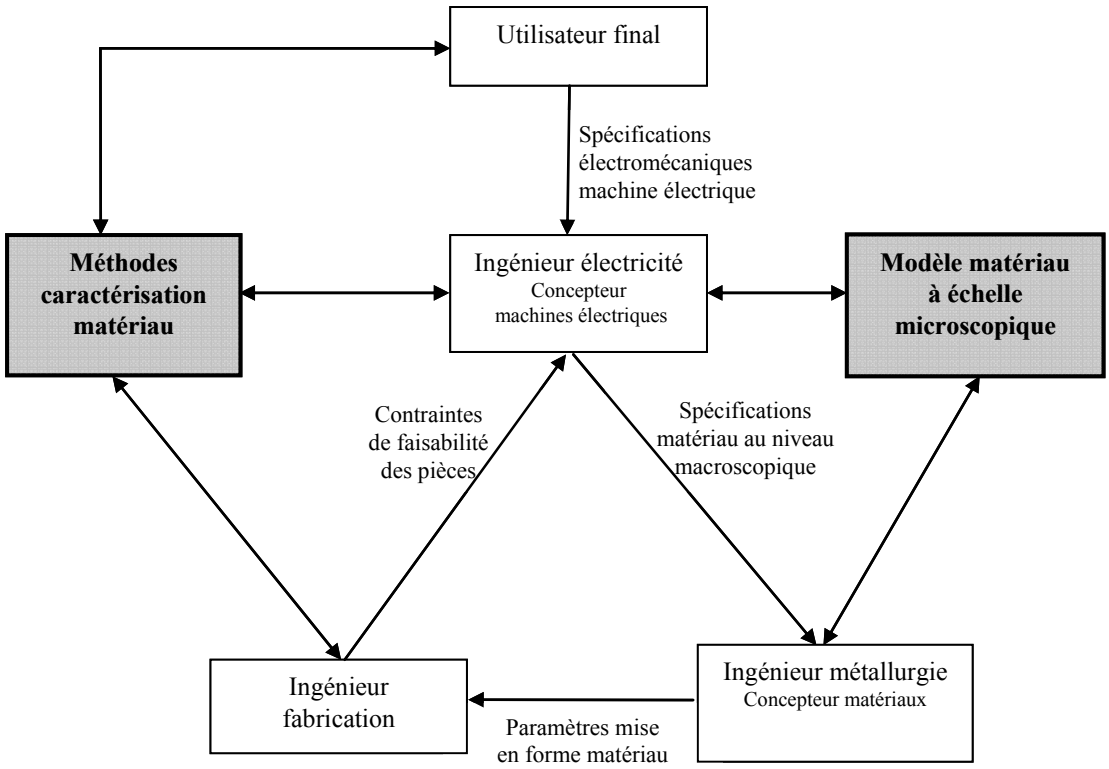


Figure I.1 : Méthode de conception d'une machine électrique par optimisation globale des dimensions du dispositif et des propriétés électromagnétiques du matériau magnétique composite

La figure I.1 permet de cibler les principaux intervenants de l'équipe multidisciplinaire de développement d'une machine électrique faite d'un matériau magnétique composite dédié. L'utilisateur final fournit les spécifications électromécaniques de la machine à l'ingénieur en électricité qui est le concepteur de la machine. Ce dernier effectue un avant-projet de machine en utilisant un modèle de matériau basé sur la connaissance des phénomènes électromagnétiques à l'échelle microscopique qui lui permet de connaître le spectre des matériaux réalisables. Il fournit les dimensions de la machine et la spécification des propriétés du matériau à l'ingénieur métallurgiste qui, à l'aide de la connaissance des relations entre la structure microscopique et les

propriétés électriques et magnétiques globales et d'un modèle phénoménologique reliant la structure microscopique aux paramètres de mise en forme, calcule les paramètres de mise en forme nécessaires à l'obtention de ces propriétés. L'ingénieur de production étudie le processus de fabrication de la machine et recommande certaines modifications de la structure topologique ou des dimensions pour la réduction des coûts de production.

La démarche précédente montre qu'il est nécessaire dans les domaines électromagnétiques, mécaniques et thermiques de disposer d'une part de méthodes de caractérisation dédiées et d'autre part de modèles permettant de faire le lien entre la structure microscopique du matériau et les lois de comportement macroscopiques.

La problématique spécifique de cette thèse s'inscrit dans ce contexte général, elle concerne d'une part le développement de méthodes de mesure des caractéristiques électromagnétiques adaptées à l'hétérogénéité microscopique du matériau et à leurs propriétés spécifiques, qui sont relativement différentes de celles des tôles conventionnelles, et d'autre part le développement de modèles permettant de comprendre l'influence de la structure et des constituants du matériau sur ses propriétés magnétiques globales.

La thèse est divisée en trois chapitres. Le premier chapitre présente les notions de base nécessaires à l'étude des matériaux magnétiques composites, d'une manière accessible aussi bien à l'ingénieur électricien qu'à l'ingénieur métallurgiste. Le second présente l'étude et le développement de méthodes de mesure des propriétés électriques et magnétiques des matériaux magnétiques composites. Ces méthodes sont nécessaires pour la mesure de la caractéristique d'aimantation qui est modélisée dans le troisième et dernier chapitre. Dans le troisième chapitre, un modèle permettant de faire le lien entre les caractéristiques microscopiques du matériau et la loi d'aimantation macroscopique est présenté. Il existe bien entendu une complémentarité entre les chapitres II et III puisque les outils de caractérisation sont utilisés pour valider le modèle développé. On utilise aussi le modèle développé pour expliquer le phénomène d'anisotropie mis en évidence au chapitre II en utilisant les outils de caractérisation.

Le premier chapitre présente une approche générale des matériaux magnétiques doux, de la production des matériaux et des machines électriques par métallurgie des poudres, ainsi que

l'état de l'art du domaine. La première section introduit les types de matériaux magnétiques existants. La théorie des domaines magnétiques permettant d'expliquer le ferromagnétisme est exposée et la théorie des pertes magnétiques de Bertotti est résumée très brièvement. Le fer, qui est le matériau magnétique doux le plus courant, ainsi que ses alliages sont étudiés. Les méthodes de production d'une machine faite de tôles et celle d'une machine faite de poudre sont comparées. Par la suite, les caractéristiques des matériaux magnétiques composites sont comparées à celles des matériaux magnétiques existants. L'influence de chaque caractéristique des matériaux magnétiques sur les performances est évaluée dans une présentation sommaire des principes de conception des machines électriques conventionnelles. La dernière partie du chapitre expose les différentes innovations technologiques rendues possibles par l'utilisation des matériaux magnétiques composites dans le domaine des machines électriques.

Le second chapitre concerne les méthodes de mesure de la caractéristique d'aimantation, de la résistivité et des pertes magnétiques des matériaux magnétiques composites. Les deux méthodes disponibles pour la mesure de la caractéristique d'aimantation, qui sont basées soit sur l'utilisation de l'hystérésigraphe, soit sur le calcul des champs, sont d'abord étudiées. La comparaison des résultats obtenus sur un même matériau avec des échantillons différents permet de démontrer que l'origine de la variation des résultats de mesures est l'anisotropie du matériau. La mesure de résistivité des matériaux magnétiques composites est alors étudiée. La mesure de résistivité par la méthode classique du micro-ohmmètre à quatre pointes est effectuée, puis des méthodes reposant sur l'injection de courants induits sont proposées. Les résultats démontrent que l'utilisation de méthodes reposant sur les courants induits permet d'obtenir des résultats acceptables pour le dimensionnement des machines électriques, tout en évitant certaines difficultés inhérentes à l'utilisation du micro-ohmmètre, comme l'influence de l'état de surface par exemple. Les pertes magnétiques sont étudiées en aimantation unidirectionnelle afin de déterminer les types de pertes dominants dans les matériaux magnétiques composites. Les mesures démontrent que les pertes excédentaires sont faibles et généralement négligeables, que les pertes par hystérésis sont largement dominantes aux fréquences industrielles pour les résistivités et les dimensions des pièces usuelles réalisées avec des matériaux magnétiques composites. L'étude des pertes magnétiques en fonction de la direction d'écoulement du flux

magnétique démontre que les pertes par hystérésis sont plus grandes lorsque le flux circule selon la direction de pressage que lorsqu'il circule dans le plan normal à la direction de pressage.

Au troisième chapitre, une modélisation des propriétés électromagnétiques du matériau basée sur la structure microscopique est élaborée. Deux modèles disponibles dans la littérature sont d'abord étudiés. Ils reposent sur la représentation de la structure du matériau par un amalgame d'unités structurelles identiques. Une démarche de caractérisation de la structure microscopique des matériaux magnétiques composites reposant sur l'observation au microscope électronique à balayage est présentée. La simulation de la structure complète du matériau en calcul des champs est effectuée pour retrouver la caractéristique d'aimantation globale de quatre échantillons ayant été obtenus à partir de mises en forme différentes. Les résultats obtenus avec l'approche proposée sont comparés à ceux obtenus avec les modèles retrouvés dans la littérature. La simulation de la structure microscopique du matériau en calcul des champs démontre qu'il est possible de retrouver la caractéristique d'aimantation globale d'un matériau à partir d'une image de sa structure microscopique et de relier les grandeurs géométriques du matériau à l'échelle microscopique aux propriétés électromagnétiques globales. Cette approche devrait permettre aux ingénieurs métallurgistes de concevoir des structures de matériaux magnétiques composites permettant l'obtention de caractéristiques d'aimantation globales spécifiées par les concepteurs de machines.

1 Généralités

1.1 Introduction

Ce chapitre présente les bases nécessaires à l'étude de la caractérisation et de la modélisation des matériaux magnétiques composites doux dans un contexte de conception et d'optimisation des machines électriques. Cette étude repose sur plus d'un siècle de théorie et de pratique de conception et de fabrication dans le domaine des machines électriques et des matériaux magnétiques. La conception des machines avec les matériaux conventionnels laminés, qui sont les plus importants pour l'électrotechnique en terme de volume, et de poudre d'oxydes de fer (ferrites) peut être qualifiée de mature : peu de changements sont survenus au cours des dernières années au niveau des topologies de machines, de transformateurs et d'inductance et des matériaux magnétiques utilisés pour les construire. L'objectif visé dans ce chapitre est de situer les concepts reliés à l'utilisation des matériaux magnétiques composites à la modélisation physique des matériaux ferromagnétiques et au dimensionnement des machines électriques conventionnelles.

Dans un premier temps, le comportement des matériaux ferromagnétiques employés pour canaliser le flux dans les machines électriques est expliqué à l'aide de la théorie des domaines magnétiques de Weiss. Les mécanismes de production des pertes magnétiques sont décrits en utilisant le modèle de Bertotti. Par la suite, les principales propriétés électromagnétiques des matériaux magnétiques composites sont comparées à celles des matériaux ferromagnétiques existants. Les méthodes de fabrication et de recyclage des matériaux magnétiques composites sont étudiées et comparées à celle des tôles classiques. Enfin, les méthodes de conception des machines électriques usuelles qui utilisent des matériaux magnétiques composites sont présentées. Les principales relations de dimensionnement des machines sont étudiées et les innovations technologiques uniquement réalisables à l'aide de matériaux isotropes comme les matériaux magnétiques composites sont exposées.

1.2 Classification des matériaux selon leurs propriétés magnétiques

L'utilisation d'un matériau magnétique doux dans une machine électrique vise à canaliser le flux magnétique pour maximiser la conversion d'énergie. Les matériaux sont classés selon quatre

types sur la base de leur comportement en présence d'un champ magnétique d'excitation [4]. Cette réaction est mesurée par l'induction qui est la quantité de flux magnétique par unité de surface. L'équation permettant de relier l'induction au champ magnétique est :

$$B = \mu_0(1 + \chi)H \tag{1-1}$$

B induction magnétique (*T*)
μ_0 perméabilité du vide (*H/m*)
χ susceptibilité magnétique (*sans unités*)
H champ magnétique (*A/m*)

La relation 1-1 permet de remarquer que l'induction pour un champ magnétique donné est d'autant plus grande que la susceptibilité est élevée. Cette propriété est recherchée et exploitée lors de la réalisation du circuit magnétique d'une machine électrique. La susceptibilité magnétique est en réalité un tenseur mais dans cette partie, on la considère comme une grandeur scalaire car on ne s'intéresse pas à sa variation en fonction de la direction de propagation du flux magnétique.

Sur la base du comportement en présence d'un champ magnétique d'excitation, il existe quatre principaux types de matériaux:

- les matériaux diamagnétiques
- les matériaux paramagnétiques
- les matériaux ferrimagnétiques
- les matériaux ferromagnétiques

Les valeurs typiques de susceptibilité rencontrées pour ces types de matériaux ainsi que quelques exemples de matériaux représentatifs sont présentés au tableau 1.1.

Tableau 1.1 : Susceptibilité magnétique des principaux types de matériaux magnétiques

Type de matériau	**Susceptibilité magnétique (sans unité)**	**Exemples**
Diamagnétique	~ -1 x 10^{-5}	Cu, Au
Ferrimagnétique	~ 3000	FeO, MnO, ZnO
Ferromagnétique	50 à 10000	Fe, Ni, Co
Paramagnétique	10^{-5} à 10^{-3}	Al, Pt

Les matériaux utilisés pour l'électrotechnique aux fréquences industrielles sont de type ferromagnétique, à cause de leur susceptibilité et aimantation à saturation élevées. Pour les fréquences au delà de 10 *kHz*, les matériaux ferrimagnétiques sont généralement employés. Bien que ces derniers possèdent une aimantation à saturation plus faible, ils présentent des pertes magnétiques significativement plus basses, ce qui est important lorsque la fréquence d'opération augmente. Une classe de matériaux ferromagnétiques peut être utilisée aux fréquences élevées, il s'agit des matériaux amorphes qui sont généralement retrouvés sous forme de tôles très minces. Ils présentent une induction à saturation intermédiaire entre celle des ferrites et celle des tôles conventionnelles.

Les matériaux magnétiques sont généralement séparés en deux classes : les matériaux doux et les matériaux durs (aimants permanents). Les matériaux magnétiques doux peuvent être aimantés à l'aide de champs magnétiques faibles. Ils sont utilisés dans les machines électriques pour canaliser et concentrer le flux magnétique. Les matériaux magnétiques durs conservent leur état d'aimantation initial même lors de l'application d'un champ magnétique relativement élevé. Ils sont utilisés comme source de champ magnétique dans les machines électriques. La coercivité est le champ magnétique externe inverse qu'il faut appliquer pour rendre nulle l'aimantation d'un matériau qui a été porté à saturation. La limite généralement fixée entre les matériaux doux et les matériaux durs est une coercivité de 10 *kA/m* [5]. Les matériaux doux utilisés dans les machines électriques ont une coercivité beaucoup plus faible que cette limite, de l'ordre de quelques dizaines à quelques centaines d'ampères par mètre, et les matériaux magnétiques durs constituant les aimants permanents modernes ont une coercivité beaucoup plus grande, de l'ordre de plusieurs centaines de milliers d'ampères par mètre. Cette thèse traite spécifiquement des matériaux ferromagnétiques doux.

Dans le domaine du génie électrique, on préfère travailler avec la notion de perméabilité plutôt que de susceptibilité χ et on définit la perméabilité relative $\mu_r\,(H/m)$ comme :

$$\mu_r = 1 + \chi \tag{1-2}$$

Selon ce formalisme, l'induction en fonction du champ magnétique appliqué est donnée par :

$$B = \mu_0 \mu_r H \tag{1-3}$$

μ_r perméabilité relative

1.3 Aimantation et pertes magnétiques des matériaux ferromagnétiques

Les deux principaux phénomènes pris en considération au niveau du matériau lors de la conception des machines électriques sont l'aimantation et les pertes magnétiques. Pour concevoir une machine électrique performante, il faut disposer d'un matériau dont l'aimantation est importante pour une faible excitation et dont les pertes magnétiques sont faibles. Les sections suivantes présentent les notions théoriques sur l'aimantation et les pertes magnétiques des matériaux ferromagnétiques.

1.3.1 Théorie des domaines magnétiques

La théorie des domaines magnétiques permet d'expliquer les mécanismes responsables de l'aimantation des matériaux ferromagnétiques usuels. Elle a été élaborée par Pierre Weiss et présentée dans deux articles datant de 1906 et 1907 [6, 7]. Cette théorie stipule que le matériau est constitué de domaines où l'aimantation interne est alignée selon une direction unique. Cette aimantation à l'intérieur des domaines est appelée aimantation spontanée. Les domaines sont séparés par des parois dont l'épaisseur est, dans les matériaux usuels, beaucoup plus petite que la taille des domaines. Ces parois portent le nom de parois de Bloch et représentent des régions où l'orientation de l'aimantation varie rapidement.

La formation des domaines magnétiques peut être expliquée par la minimisation de la somme de trois formes d'énergie qui sont : l'énergie d'anisotropie, l'énergie magnétique emmagasinée et l'énergie d'échange [8]. L'énergie d'anisotropie magnéto-cristalline favorise l'alignement des moments magnétiques des atomes avec certains axes cristallographiques du matériau. L'énergie magnétique emmagasinée favorise le désalignement des moments magnétiques. L'énergie d'échange est responsable de l'ordre ferromagnétique et cherche à maintenir alignés les moments magnétiques à l'intérieur d'un domaine. L'équilibre de ces trois formes d'énergie donne naissance aux domaines magnétiques et dicte leur taille à l'état désaimanté. L'observation des

domaines magnétiques dans les matériaux magnétiques composites est présentée à la section 3.3.2.

L'état global d'aimantation du matériau est donné par l'orientation relative de la direction de l'aimantation des domaines. À l'état désaimanté, l'orientation de l'aimantation de chaque domaine magnétique est non prédictible. La disposition des domaines est telle que la somme des moments magnétique et nulle et l'aimantation globale résultante est nulle. À l'état aimanté à saturation, l'aimantation de tous les domaines magnétiques est alignée selon une direction unique.

Le mouvement des parois des domaines magnétiques, principal mécanisme de variation de l'aimantation aux bas champs, est gêné par la présence de défauts qui se présentent sous forme de précipités ou de dislocations dans le réseau cristallin du matériau, notamment aux joints de grain métallurgiques. Ces défauts entraînent une réduction de la perméabilité et une augmentation des pertes magnétiques.

Le mécanisme d'aimantation comporte trois principaux phénomènes qui se produisent successivement en fonction de l'intensité du champ magnétique appliqué :

- Le premier mécanisme d'aimantation est le mouvement élastique des parois de domaines, qui se produit aux bas champs magnétiques et qui représente une aimantation spontanément réversible du matériau. Le mouvement des parois amène une augmentation de l'énergie totale du système mais ne permet pas de franchir la barrière de potentiel créée par le défaut où est ancrée la paroi; le système retourne donc naturellement à l'état initial si le champ appliqué est annulé.

- Le second mécanisme d'aimantation est le mouvement irréversible des parois de domaines, qui provoque le franchissement de certaines barrières de potentiel. Lors du retrait du champ magnétique appliqué, on ne retrouve donc pas la même répartition en domaines. Il existe un nouvel état métastable qui explique l'apparition d'une aimantation moyenne non nulle sous champ nul. Cette aimantation est qualifiée de rémanente.

- Le troisième mécanisme d'aimantation se produit lorsque le matériau ne comporte que des domaines possédant une composante alignée avec les directions d'aimantation facile des cristaux les plus proches de la direction du champ. L'augmentation du champ magnétique appliqué cause alors une rotation de l'orientation de l'aimantation à l'intérieur de ces domaines pour s'aligner avec le champ magnétique appliqué.

La figure 1.1 présente de manière schématique le mouvement des parois des domaines magnétiques lorsqu'un champ magnétique externe est appliqué; la figure 1.1-a représente l'état désaimanté; la figure 1.1-b représente la croissance des domaines dont une composante est alignée avec le champ magnétique appliqué; la transition entre les figures 1.1-c et 1.1-d présente la rotation de l'aimantation et la figure 1.1-d représente l'état aimanté à saturation.

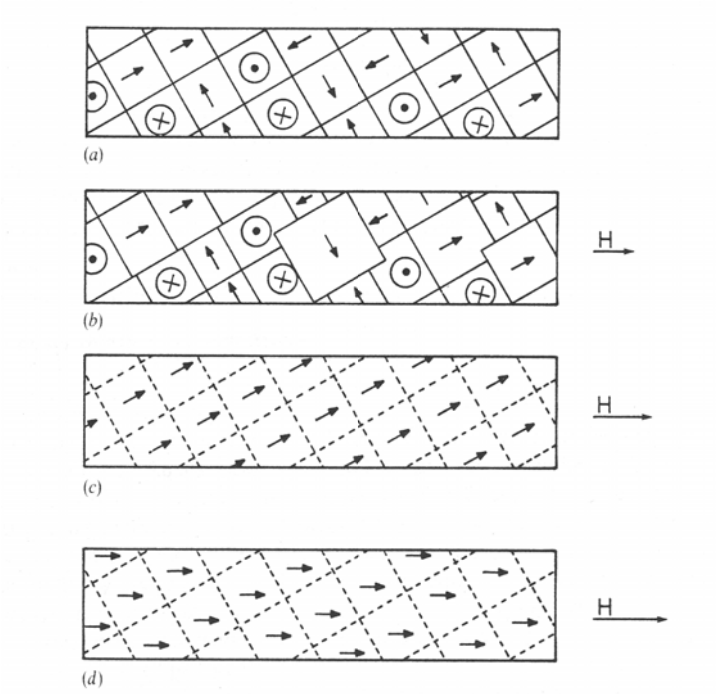


Figure 1.1 : Mouvement des parois des domaines magnétiques lors de l'aimantation d'un matériau ferromagnétique [5]

L'aimantation du matériau présente un caractère hystérétique qui est dû au déplacement irréversible des parois des domaines, dites « parois de Bloch ». L'application d'un champ

magnétique alternatif donne naissance au cycle d'aimantation classique d'un matériau ferromagnétique présenté à la figure 1.2 dans le cas du fer.

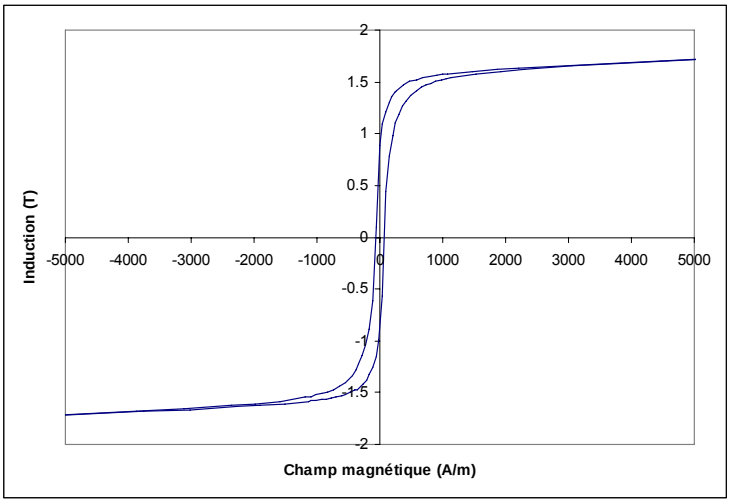


Figure 1.2 : Cycle d'aimantation du fer

1.3.2 Pertes magnétiques dans les matériaux ferromagnétiques

Lors de la mesure d'un cycle d'aimantation tel que celui de la figure 1.2, un gonflement du cycle d'hystérésis est observé lors de l'augmentation de la fréquence appliquée. Un tel gonflement est présenté à la figure 1.3.

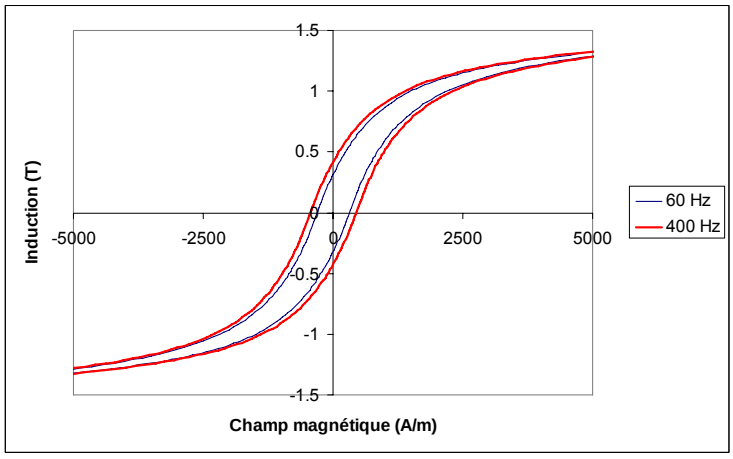


Figure 1.3 : Cycle d'hystérésis mesuré en fonction de la fréquence pour un matériau faiblement conducteur

La surface engendrée par la caractéristique d'aimantation *B(H)* est proportionnelle à la somme des pertes magnétiques dissipées par cycle d'aimantation. Pour les matériaux ferromagnétiques, un seul mécanisme de dissipation d'énergie électrique est connu et il permet d'expliquer tous les types de pertes magnétiques [8]. Il s'agit de la circulation d'un courant électrique dans un milieu résistif, qui est régi par l'équation :

$$\frac{P}{f} = \frac{1}{V}\int_V \int_0^{1/f} \frac{|j(r,t)|^2}{\sigma} dt d^3 r \tag{1-4}$$

P/f pertes magnétiques par cycle et par volume (J/m^3)
f fréquence de travail (Hz)
V volume de matériau magnétique (m^3)
$j(r,t)$ densité de courants induits en fonction de la position et du temps (A/m^2)
σ conductivité électrique du matériau (S/m)
r position dans l'échantillon (m)

Les pertes magnétiques sont généralement séparées en trois types : les pertes par hystérésis, les pertes par courants de Foucault et les pertes excédentaires. Cette séparation arbitraire n'est pas basée sur le mécanisme physique qui les engendre mais plutôt en fonction des diverses échelles de temps et d'espace qui les concernent. L'équation classique de séparation des pertes magnétiques est :

$$P_{tot} = P_{hys} + P_{Fouc} + P_{exc} \tag{1-5}$$

P_{tot} densité de pertes magnétiques totales (W/kg)
P_{hys} densité de pertes par hystérésis (W/kg)
P_{Fouc} densité de pertes par courants de Foucault (W/kg)
P_{exc} densité de pertes excédentaires (W/kg)

Les pertes par hystérésis sont reliées aux pertes dues à la circulation des courants induits lors de la variation de l'aimantation provoquée par le déplacement des parois de Bloch. Ces déplacements sont rapides (de l'ordre de 10^{-8} s) et se produisent de manière saccadée entre les points d'ancrage de la paroi, ce qui les fait paraître indépendants de la fréquence du champ magnétique appliqué aux fréquences usuelles de l'électrotechnique. La figure 1.4 illustre schématiquement la circulation des courants induits dans le matériau lors du mouvement d'une

paroi de Bloch. Ces courants associés à la conductivité du matériau donnent naissance aux pertes par hystérésis

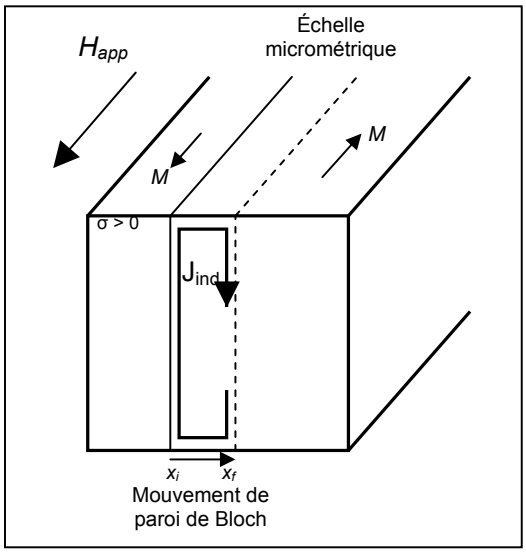


Figure 1.4 : Courants induits lors du déplacement d'une paroi de Bloch

Sur la figure 1.4, les flèches indiquent la direction de l'aimantation à l'intérieur des deux domaines magnétiques. La circulation du courant induit J_{induit} crée un flux magnétique qui s'oppose à la variation de l'état d'aimantation lors du déplacement de la paroi.

Les pertes par hystérésis peuvent être calculées à l'aide de la formule :

$$P_{hys} = C_{hys} f B^x \tag{1-6}$$

C_{hys} coefficient des pertes par hystérésis
f fréquence d'excitation (*Hz*)
B induction crête (*T*)
x nombre réel représentant la dépendance des pertes vis à vis de l'induction (*sans unité*)

Les pertes dites excédentaires sont dues aux interactions spatio-temporelles entre les domaines lors de l'aimantation du matériau qui causent une augmentation locale des pertes magnétiques autour des parois en déplacement. Bertotti a montré que ce phénomène est proportionnel à la fréquence avec un exposant de 1.5 pour une aimantation sinusoïdale.

L'expression analytique des pertes excédentaires est :

$$P_{exc} = C_{exc} f^{1.5} B^{1.5} \tag{1-7}$$

C_{exc} coefficient des pertes excédentaires

Les pertes par hystérésis et les pertes excédentaires dépendent grandement de l'état cristallin du matériau relié à l'historique de déformation et de recuit de l'échantillon, et de la quantité d'inclusions sous forme de précipités dans le matériau reliée à sa pureté.

Les pertes par courants de Foucault se produisent à la fréquence d'excitation à l'échelle spatiale du circuit magnétique dans les matériaux massifs : par exemple dans l'épaisseur des tôles dans le cas des matériaux laminés ou dans les particules de poudre dans le cas des matériaux magnétiques composites. La variation du flux magnétique (dφ) appliquée au matériau provoque la circulation de courants induits qui s'opposent à la variation du flux magnétique. La figure 1.5 présente la circulation des courants de Foucault (J_{ind}) à l'échelle d'un circuit magnétique fait de fer massif lors de l'application d'une augmentation du champ magnétique (H_{app}) causant une variation de flux dans le matériau.

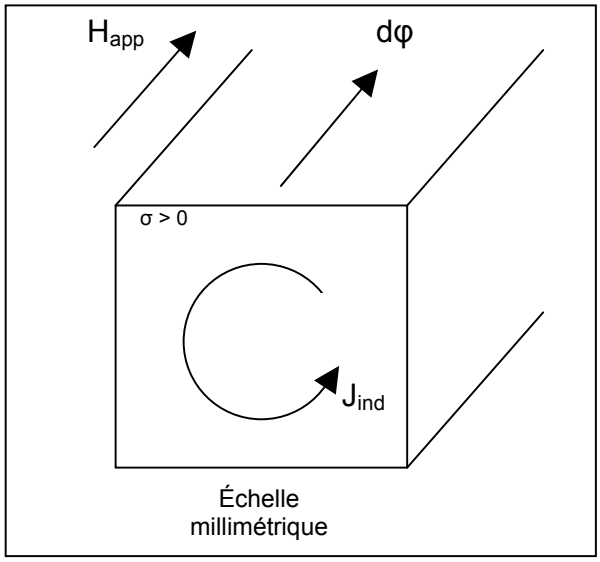


Figure 1.5 : Courants induits lors de la variation d'aimantation à l'intérieur d'un matériau massif conducteur soumis à un champ magnétique alternatif

La formule analytique des pertes par courants de Foucault est :

$$P_{fouc} = C_{fouc} f^2 B^2 \tag{1-8}$$

C_{fouc} coefficient des pertes par courants de Foucault

La séparation des pertes magnétiques est artificielle car les diverses composantes de perte ne sont pas indépendantes. Tous les mécanismes de dissipation par courants induits créent un effet d'écran et diminuent l'induction résultante à l'intérieur du matériau magnétique. Dans le cas des machines électriques usuelles, la géométrie des circuits magnétiques est choisie de manière à limiter cet effet d'écran; les pertes magnétiques peuvent alors être séparées suivant la théorie précédente.

1.4 Le fer technique et ses alliages

Le fer non allié n'est généralement pas utilisé comme matériau magnétique, sauf pour les machines électriques de basse qualité. Bien que la perméabilité du fer purifié puisse atteindre plusieurs dizaines de milliers de fois celle du vide [9], celle du fer technique est faible et ses pertes magnétiques sont élevées. Ces mauvaises performances magnétiques sont dues à la présence d'impuretés qui gênent le mécanisme d'aimantation par déplacement des parois de Bloch (cf. § 1.3). Une très faible quantité d'impuretés peut être tolérée dans la matrice de fer sans former de précipités et sans altérer les propriétés magnétiques [10].

1.4.1 Effet de l'addition de silicium

Les tôles commerciales servant à réaliser les machines électriques de qualité moyenne à élevée sont composées d'un alliage de fer et de silicium, ce dernier comportant généralement une concentration en Si allant de 3 % jusqu'à 0.1 % dans les tôles de moindre qualité [11]. Les autres alliages utilisés dans les tôles sont le nickel et le cobalt avec une augmentation significative du coût des matières premières. Ils ne sont pas considérés ici. L'addition de silicium augmente la résistivité électrique et diminue l'anisotropie magnéto-cristalline. Par ailleurs, elle favorise la précipitation du carbone sous forme de graphite, ce qui réduit la taille des défauts dans la structure cristalline par rapport à la formation de Fe_xC_y, qui sont plus gênants pour le mouvement

des parois de Bloch. Elle diminue cependant l'induction à saturation et la conductivité thermique du matériau et augmente l'effet magnétostrictif. L'augmentation de la résistivité limite la présence des courants de Foucault, ce qui permet d'utiliser une tôle plus épaisse pour un niveau de pertes magnétiques donné. La diminution de l'anisotropie magnéto-cristalline diminue la différence de perméabilité selon la direction d'aimantation de la tôle. La diminution de l'induction à saturation peut amener une augmentation de la section du circuit magnétique si l'induction d'opération est affectée. La diminution de la conductivité thermique augmente la surface de dissipation nécessaire pour évacuer une quantité donnée de pertes mais les pertes magnétiques sont cependant plus faibles que pour les tôles sans silicium. L'augmentation de la magnétostriction pourrait mener à une augmentation du bruit engendré par la variation dimensionnelle des tôles au double de la fréquence d'alimentation dans les transformateurs et les machines électriques classiques. Mais il est difficile de quantifier l'importance de cette source de bruit par rapport à celle engendrée par les entrefers parasites. En résumé, l'addition de silicium dans le fer technique avec les proportions usuelles améliore les propriétés mécaniques et magnétiques des tôles.

1.4.2 Influence du travail à froid sur la caractéristique d'aimantation du fer

Un autre facteur déterminant sur les propriétés magnétiques du fer est l'état de son réseau cristallin [12]. Les dislocations de la matrice de fer diminuent grandement les propriétés magnétiques car elles gênent le mouvement des parois de Bloch. La mesure du cycle d'aimantation du fer technique en fonction de l'historique des contraintes appliquées a été étudiée par Makar et Tanner [13]. La déformation plastique engendrée par l'application d'une pression de 160 MPa sur un échantillon cause un changement permanent des propriétés magnétiques. Selon les données de Makar et Tanner, une telle pression dégrade la perméabilité du fer technique d'un facteur 3 à une induction de 1 T et augmente sa coercivité de 68 à 200 A/m (cf. figure 1.6).

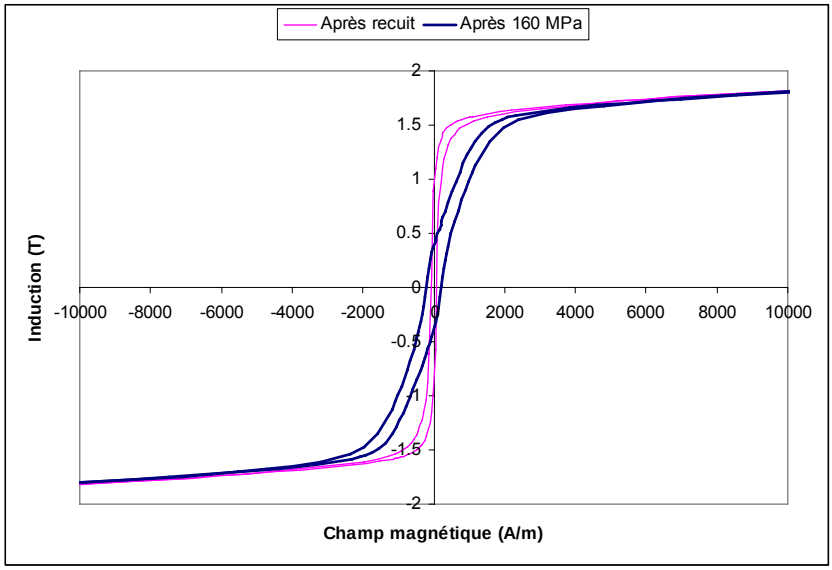


Figure 1.6 : Caractéristique d'aimantation du fer en fonction de l'historique de contrainte appliquée [13]

1.5 Principaux types de matériaux magnétiques doux utilisés dans les machines électriques

Il existe deux principaux types de matériaux magnétiques permettant de limiter les courants de Foucault dans les applications où l'induction est variable: les matériaux faits de tôles isolées et les matériaux faits de poudre de fer dont les particules sont isolées. Les premiers sont les plus répandus dans les applications à basse fréquence qui représentent la plus grande partie du marché en termes de tonnage et les seconds sont les plus utilisés aux fréquences élevées. Pour les applications en aimantation variable de faible amplitude autour d'une aimantation continue élevée, comme dans les filtres des étages continus et dans les culasses de rotor à aimants, les matériaux massifs peuvent être utilisés (généralement des aciers faiblement alliés). Les principales caractéristiques électromagnétiques d'un matériau destiné à la réalisation de machines électriques sont la perméabilité maximale, l'induction à saturation, la coercivité et la résistivité [14].

Les matériaux magnétiques usuels peuvent être classés en fonction de leur structure et de leurs constituants suivant le tableau de la figure 1.7.

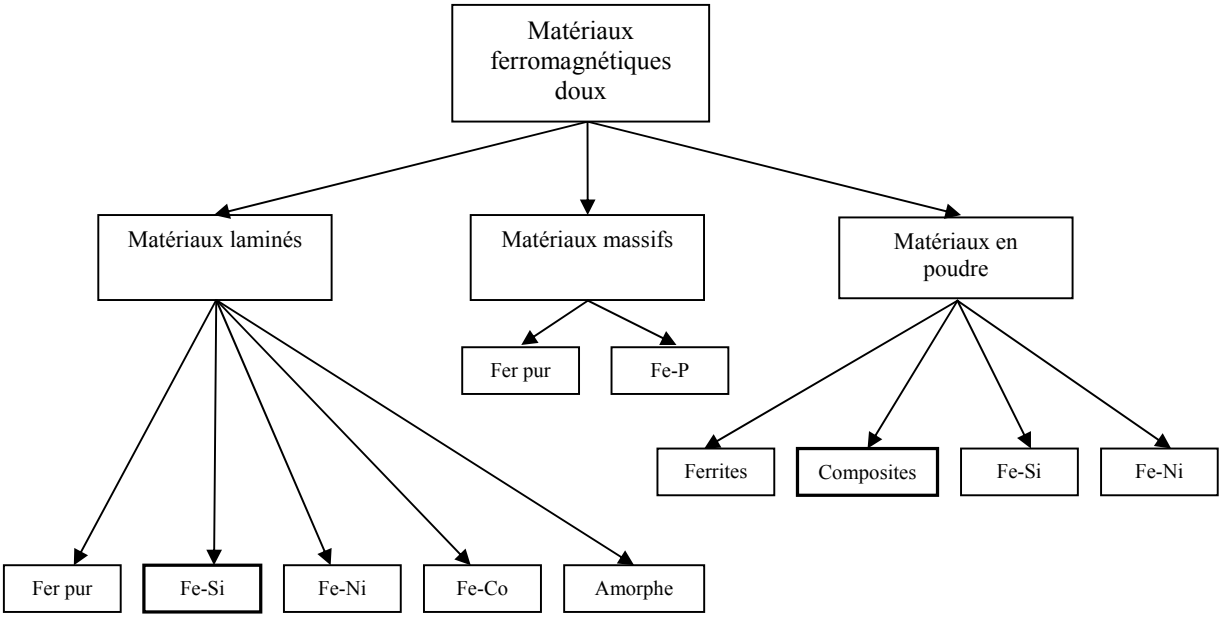


Figure 1.7 : Classification des principaux types de matériaux magnétiques doux

La comparaison détaillée des propriétés des matériaux ferromagnétiques doux est disponible à la section 1.7.4. Leur existence peut s'expliquer en fonction des méthodes de fabrication qui suivent.

1.6 Fabrication et recyclage des matériaux magnétiques composites

Cette partie présente la méthode de fabrication et de recyclage des machines faites de matériaux magnétiques composites. La technique de fabrication utilisée est comparée à celle des matériaux conventionnels laminés afin de mieux dégager par la suite les différences entre ces deux grandes classes de matériaux.

1.6.1 Méthode de fabrication et structure des matériaux magnétiques composites

Il importe de décrire la fabrication du matériau de base avant d'expliquer la mise en forme des pièces du circuit magnétique. La poudre de fer est obtenue par une atomisation du métal en phase liquide à l'aide de jets d'eau, ce qui permet de former des particules solides de petite taille et de forme sphérique irrégulière [15]. La figure 1.8 présente une chambre d'atomisation permettant d'obtenir une poudre fine à partir du fer en fusion.

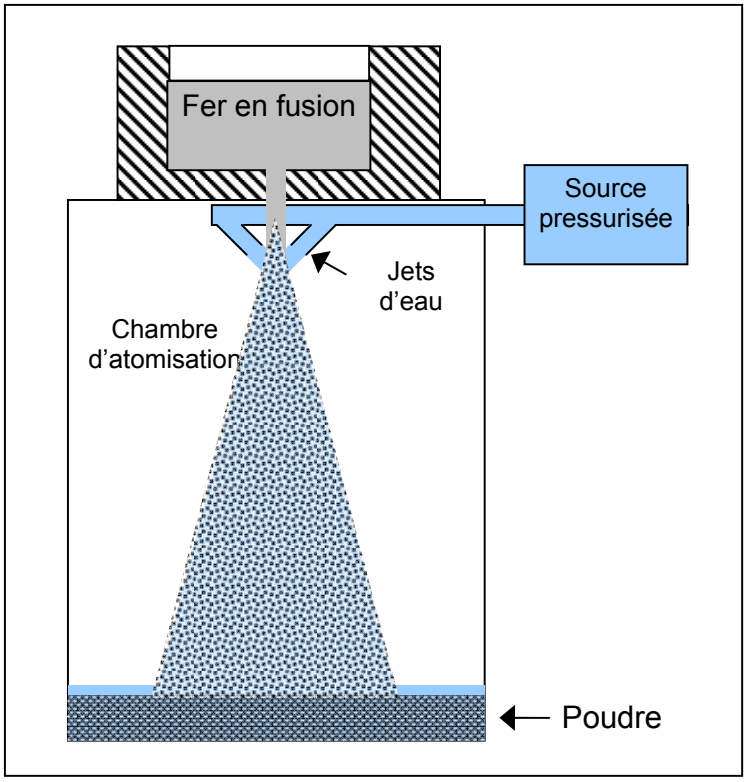


Figure 1.8 : Procédé d'atomisation de la poudre de fer [16]

Le procédé d'atomisation fonctionne par lot, typiquement de plusieurs tonnes. Une couche d'oxyde recouvre chacune des particules à la sortie de la chambre d'atomisation. À cette étape du procédé, la concentration en éléments interstitiels est relativement élevée dans les particules. Un recuit sous hydrogène permet d'éliminer en partie la couche d'oxyde et de réduire la concentration de ces éléments qui rendent la poudre moins compressible et qui gênent la densification des pièces lors de la compaction. Ce recuit crée des liens métalliques faibles entre les particules qui sont par la suite détruits dans un broyeur à disque. À la fin du recuit, la poudre est donc propre mais un écrouissage des particules a été induit par le broyage. La figure 1.9 montre une poudre de fer pur utilisée pour la fabrication des matériaux magnétiques composites, vue au microscope électronique à balayage à un grossissement de 150 X..

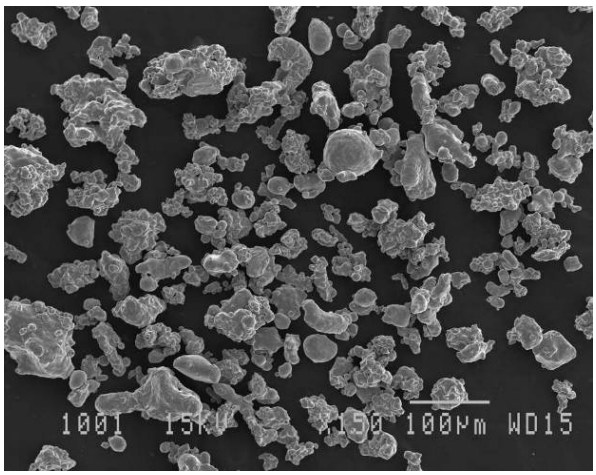


Figure 1.9 : Micrographie de la poudre de fer servant à la fabrication d'un matériau magnétique composite

La poudre est par la suite revêtue d'un diélectrique organique ou inorganique. Dans le premier cas, l'isolant organique est généralement dissout dans un solvant liquide afin de le déposer sur chacune des particules puis le solvant est évaporé et recyclé. Dans le deuxième cas, une poudre de diélectrique plus fine que la poudre de fer est généralement utilisée et le diélectrique se liquéfie pendant le recuit final de la pièce pour recouvrir chacune des particules. La première méthode donne des revêtements plus performants ou isolants parce que plus épais et uniformes. Une observation, réalisée au microscope électronique à balayage de la poudre de fer avant et après revêtement, est présentée par Pang et al. [17]. Elle démontre une diminution de la rugosité de la surface des particules due à la déposition du diélectrique.

Le mélange est par la suite transvidé dans une matrice ayant la forme de la pièce désirée et compacté à une pression généralement comprise entre 600 et 800 MPa. Deux techniques de lubrification sont utilisées pour faciliter l'éjection de la pièce hors de la matrice. La plus conventionnelle consiste à mélanger la poudre avec un lubrifiant avant de l'insérer dans la matrice alors que la plus moderne consiste à enduire la paroi de la matrice de lubrifiant à l'aide d'un vaporisateur. Dans les deux cas, la pièce obtenue est suffisamment solide mécaniquement pour être manipulée et insérée dans le four de recuit. Celui-ci est effectué dans l'air à des températures entre 200 $°C$ et 550 $°C$ pendant une période variant de quelques minutes à quelques heures [18]. Le diélectrique se solidifie alors et la pièce acquiert une résistance mécanique qui lui permet de résister aux opérations subséquentes comme l'assemblage et le bobinage par exemple.

Le circuit magnétique obtenu peut être utilisé dans les mêmes conditions que ceux réalisés avec des tôles.

La technique de mise en forme du matériau ainsi que certaines relations empiriques entre les paramètres de mise en forme et les propriétés électromagnétiques ont été présentées par Gélinas [19] et par Weglinski [20]. La figure 1.10 présente une micrographie du matériau réalisée au microscope électronique à balayage avec un grossissement de 1000X.

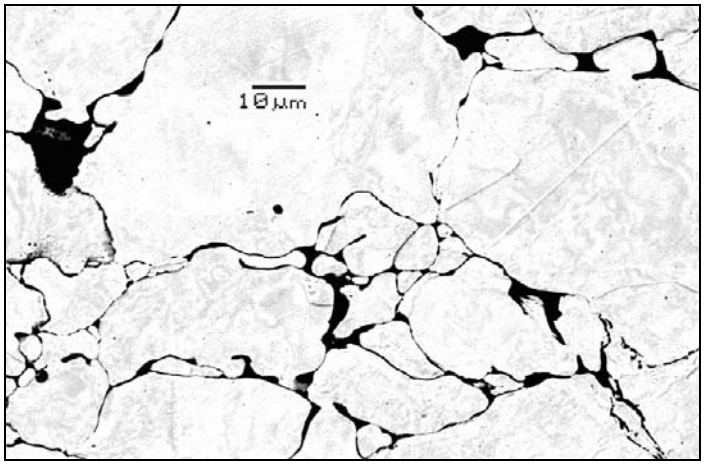


Figure 1.10 : Micrographie de la structure d'un matériau magnétique composite

Sur la figure 1.10, la phase blanche représente les particules de fer alors que la phase foncée représente soit de l'air, soit du diélectrique. Il n'est pas possible de distinguer le diélectrique de l'air à l'aide de la technique d'observation utilisée mais il n'est pas nécessaire de le faire car l'air et le diélectrique ont des propriétés magnétiques similaires.

La technique de mise en forme par pressage présente des limitations intrinsèques au niveau de la taille et du facteur de forme des pièces réalisables [16]. En métallurgie des poudres, pour les applications mécaniques, les variations de densité sont nuisibles car elles mènent à la distorsion des pièces après le recuit.. Pour éviter ces problèmes, le facteur de forme défini comme la hauteur (dans la direction de mouvement du poinçon) sur le diamètre ne doit pas dépasser trois. La taille de la presse à utiliser dépend donc de la surface de la pièce et de la densité désirée. Ainsi pour des densités de l'ordre de 7.0 g/cm³, les plus grandes pièces pouvant être mises en

forme sur les presses courantes ont des surfaces maximales de l'ordre de 300 à 400 cm² (surface des poinçons).

Pour fin de comparaison, la fabrication d'une machine électrique avec des tôles est présentée. À partir de brames du matériau ayant la composition désirée, plusieurs laminages et recuits successifs sont effectués afin de réduire l'épaisseur du matériau et d'obtenir des tôles dont l'épaisseur est généralement comprise entre 300 et 600 μm [11]. Par la suite, un recuit est réalisé afin de purifier l'alliage et de générer la couche d'isolation qui peut être composée d'oxydes ou d'une fine couche de verre. La fabrication du circuit magnétique comporte le poinçonnage des tôles, l'empilement et un recuit supplémentaire visant à relaxer les contraintes induites par ces opérations.

La figure 1.11 présente les méthodes de fabrication des tôles laminées et des matériaux magnétiques composites.

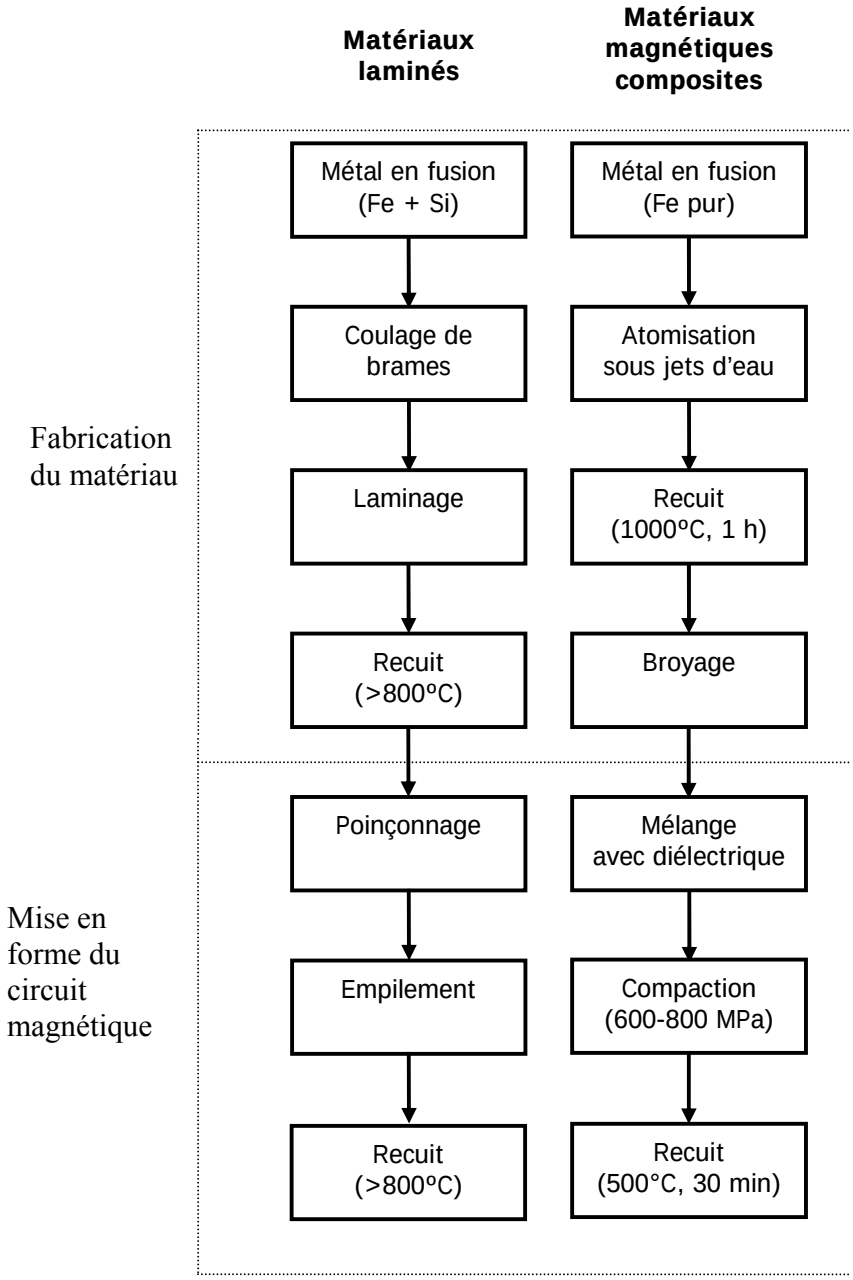


Figure 1.11 : Comparaison des procédés de fabrication d'un circuit magnétique par laminage de tôles et par métallurgie des poudres

À la lumière de l'étude de l'effet de l'addition de silicium au fer à la section 1.4.1, il paraîtrait *a priori* intéressant d'utiliser un tel alliage pour la réalisation des matériaux magnétiques composites. Mais l'addition de silicium n'est pas possible car elle diminuerait la compressibilité

de la poudre et limiterait les densités réalisables. Les propriétés magnétiques des matériaux magnétiques composites dépendent fortement de leur densité (cf. § 3.4). La dureté de l'alliage fer silicium (3 %) aluminium (1 %) est sensiblement égale à 200 sur l'échelle de Vickers, alors que la dureté du fer pur est d'environ 150 sur l'échelle de Vickers. Par ailleurs, une augmentation de la dureté de la poudre se traduit par une usure plus rapide des matrices servant à la mise en forme des pièces. Le silicium n'est donc pas ajouté aux particules de fer constituant les matériaux magnétiques composites destinés aux applications fonctionnant sous aimantation élevée.

Par ailleurs, en métallurgie des poudres conventionnelle pour la fabrication de pièces mécaniques, une technique très répandue pour obtenir un alliage donné consiste à mélanger plusieurs types de poudres correspondant à la composition finale désirée, à presser la pièce puis à la recuire à haute température [16]. Cette technique permet d'obtenir une compressibilité similaire à celle de son principal composant, par exemple le fer, tout en permettant d'atteindre les propriétés finales intéressantes du composé, par exemple celles du fer-silicium. Elle repose sur la diffusion du composant secondaire vers l'intérieur des particules du composant principal. Ce processus ne peut se réaliser en un temps raisonnable qu'à des températures menant à la formation de liens métalliques entre les particules du principal composant, rendant le matériau globalement conducteur et inapte à l'utilisation sous aimantation alternative. Cette technique peut cependant être employée pour produire des matériaux destinés aux applications utilisées en aimantation continue [21, 22].

Les éléments d'alliage sont ajoutés dans les matériaux magnétiques destinés aux applications en aimantation alternative pour augmenter leur résistivité et diminuer les pertes par courant de Foucault. Or dans les matériaux magnétiques composites, les particules de fer sont fines et c'est l'isolation entre les particules qui est critique surtout aux hautes densités. Il y a peu ou pas d'intérêt à ajouter du silicium ou autre élément.

Le coût des matériaux magnétiques composites est d'environ 0.80 à 1 dollar canadien par livre en 2007, ce qui est comparable à celui des tôles de faible qualité.

1.6.2 Recyclage et coût environnemental des matériaux magnétiques composites

Un des avantages des matériaux magnétiques composites par rapport aux tôles concerne la facilité de séparation du cuivre et du fer pour la récupération en fin de vie de la machine électrique. Le cuivre étant ductile et le fer lié par le diélectrique étant fragile, l'écrasement de la machine mène au retour à l'état de poudre du noyau magnétique alors que le cuivre reste sous forme de fil.

Par ailleurs, alors que la technique de poinçonnage utilisée pour la fabrication des circuits magnétiques faits de tôles cause des déchets sous forme de retailles, la technique de pressage utilisée pour la mise en forme des circuits magnétiques faits de matériaux à poudre n'utilise que la quantité de matériau requise, ce qui est avantageux au niveau du coût de production et du coût environnemental.

1.7 Propriétés des matériaux magnétiques composites

Dans ce paragraphe, les propriétés des matériaux magnétiques composites sont présentées et reliées à leur technique de fabrication. Les avantages et les limitations de ces matériaux par rapport aux tôles utilisées dans la fabrication des machines électriques classiques sont ainsi mis en évidence.

1.7.1 Caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites

La perméabilité des matériaux magnétiques composites est généralement plus faible que celle des matériaux laminés ou massifs. L'augmentation de réluctance du circuit magnétique dû au revêtement des particules de fer se traduit par une diminution de la perméabilité apparente du matériau. La faible perméabilité des matériaux magnétiques composites doit être également reliée aux dislocations et aux impuretés des particules de fer à la fin du processus de fabrication (cf. § 3.3.2). Le cristal de fer composant les particules des matériaux magnétiques composites après recuit est imparfait car la température maximale utilisable, qui est de 500 °*C*, ne permet qu'une recristallisation très partielle. La recristallisation est un processus activé thermiquement qui peut s'effectuer en quelques minutes seulement; mais elle doit être amorcée par une température suffisante. Dans le cas des tôles conventionnelles, la température de recuit, sensiblement égale à 800 °*C*, garantit une recristallisation presque complète.

Il existe deux grandes classes de revêtement isolant pour les particules de fer des matériaux magnétiques composites : les revêtements organiques utilisés dans les matériaux que nous appelons fer-résine et les revêtements inorganiques utilisés dans les matériaux que nous appelons fer-diélectrique. La première classe de matériaux présente par rapport à la seconde une tenue mécanique et une résistivité élevées et une perméabilité faible.

La comparaison des caractéristiques d'aimantation des deux classes de matériaux magnétiques composites avec celle d'une tôle de fer à bas niveau de carbone est présentée à la figure 1.12.

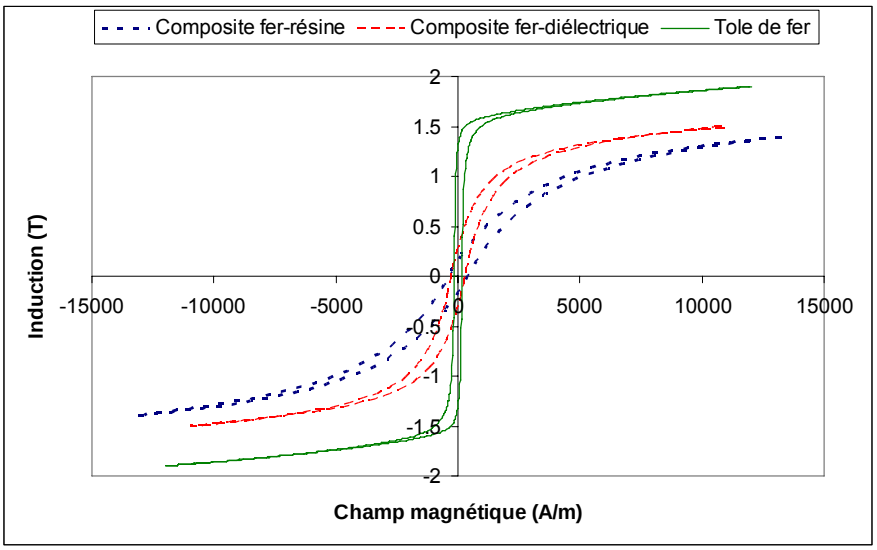


Figure 1.12 : Caractéristiques d'aimantation de deux types de matériaux magnétiques composites et d'une tôle de fer

Les matériaux magnétiques composites présentent des densités relatives comprises entre 90 et 95 % de la densité du fer massif. Leur induction à saturation est moins élevée que celle du fer massif et des tôles car la quantité de moments magnétiques par volume de matériau est plus faible.

1.7.2 Pertes magnétiques des matériaux magnétiques composites

Par rapport aux matériaux magnétiques laminés conventionnels, les matériaux magnétiques composites présentent des pertes par courants de Foucault plus faibles et des pertes par hystérésis plus élevées. Les pertes excédentaires dans les matériaux magnétiques composites sont généralement négligeables (cf. § 2.6).

La prépondérance des pertes par hystérésis dans les matériaux magnétiques composites est due à la structure cristalline du fer. Tel que discuté précédemment, le recuit ne permet pas la recristallisation complète du fer, ce qui gêne le mouvement des parois de Bloch et entraîne une augmentation significative des pertes par hystérésis. L'influence de la déformation plastique des particules de fer dans les matériaux magnétiques composites a été mesurées par Hemmati et al. [23]. Les auteurs ont conclu que la température utilisée (200 °*C*) est trop faible puisque l'augmentation du temps de recuit ne permet pas d'éliminer les défauts du réseau cristallin. Une étude portant sur l'influence de la pression de compaction sur le bruit de Barkhausen induit par les variations rapides de l'aimantation lors des déplacements rapides des parois de Bloch (cf. §1.3.2) a été également réalisée pour des mises en forme par pressage monotone et cyclique [24]. L'article démontre que l'amplitude du bruit de Barkhausen est proportionnelle à la pression et au nombre de cycles de pressage.

Les pertes par courants de Foucault se produisent à deux échelles dimensionnelles dans les matériaux magnétiques composites. La première est celle des particules de fer : des courants induits circulent effectivement dans chacune des particules en aimantation alternative. Ces courants sont généralement négligés aux fréquences industrielles car la faible taille des particules de fer limite considérablement leur amplitude. La dépendance linéaire des pertes magnétiques des matériaux de type fer-résine, composés d'une fraction de diélectrique relativement élevée, démontre que les pertes par hystérésis sont beaucoup plus importantes que les pertes par courants de Foucault à l'intérieur des particules (cf. § 2.6). La seconde échelle dimensionnelle à laquelle des pertes par courants de Foucault apparaissent pour des matériaux comportant peu de diélectrique est celle du circuit magnétique car l'isolation électrique entre les particules de fer est imparfaite.

Les pertes excédentaires sont généralement négligeables dans les matériaux magnétiques composites. La forte quantité de pertes par hystérésis et la faible taille des domaines magnétiques pourraient être à l'origine de la faible proportion relative de pertes excédentaires. Aucune étude spécifique n'a été trouvée dans la littérature à ce sujet.

Dans le cas des machines faites de tôles, les pertes par courants de Foucault sont limitées à l'épaisseur des tôles, ce qui les rend indépendantes de la géométrie globale du circuit

magnétique. Il est alors possible de les calculer de manière analytique à partir de la seule connaissance de la fréquence et du niveau d'induction. Pour les matériaux magnétiques composites, il n'existe pas de formule permettant de calculer les pertes par courants de Foucault indépendamment de la géométrie de la machine puisque ces courants se déploient dans toute la section du circuit magnétique.

Tout comme l'épaisseur optimale des tôles qui minimise les pertes magnétiques totales peut être calculée en fonction de la fréquence d'utilisation, le diamètre moyen optimal des particules de fer dans les matériaux magnétiques composites peut être déterminé en fonction de la fréquence de fonctionnement visée pour obtenir des pertes totales minimales. Avec une poudre trop fine, les pertes totales auront tendance à augmenter à cause d'une augmentation des pertes par hystérésis alors que dans une poudre trop grossière, les pertes totales auront tendance à augmenter à cause d'une hausse significative des pertes par courants de Foucault dans les particules.

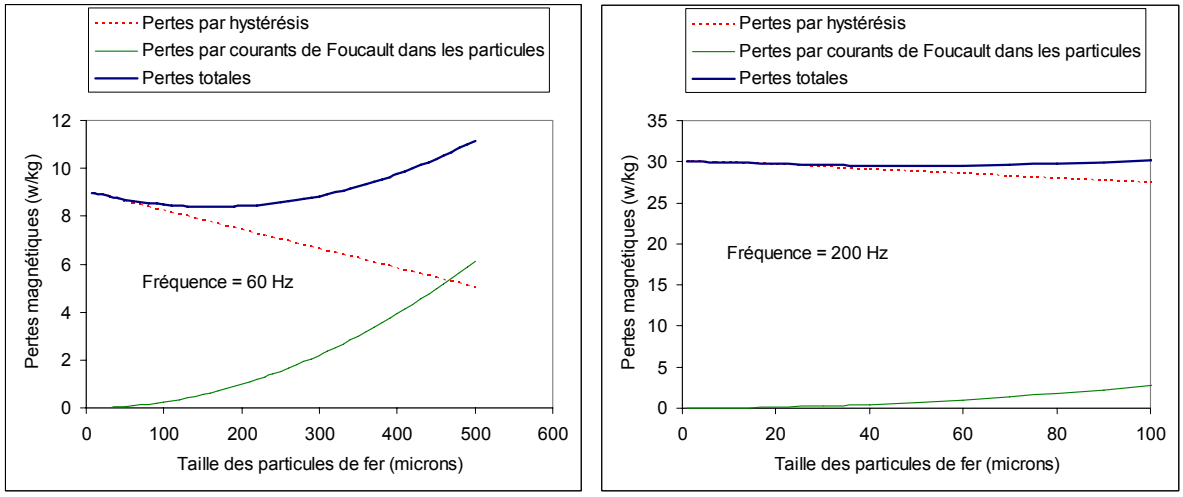
L'expression des pertes par courants de Foucault dans les particules de fer sphériques est [10] :

$$P_{fouc} = \frac{(\pi D f B)^2}{20\rho} \tag{1-9}$$

P_{fouc} pertes par courants de Foucault (W/m^3)
D diamètre des particules (m)
f fréquence (Hz)
B niveau d'induction (T)
ρ résistivité du matériau (Ωm)

Les pertes par courants de Foucault augmentent donc selon le carré du diamètre des particules alors que les pertes par hystérésis suivent une décroissance proportionnelle au diamètre des particules de fer, tel qu'il est illustré à la figure 1.13 (mesures faites au sein de l'entreprise parraineuse de cette thèse). Cette figure présente les variations des pertes totales dans les matériaux magnétiques composites en fonction du diamètre des particules de la poudre de base pour deux fréquences de fonctionnement. Les pertes par hystérésis diminuent dans les poudres plus grossières du fait que les grains sont plus gros. Dans les petites particules, ce sont nécessairement de petits grains, donc plus de défauts et des poudres moins compressibles (une

plus grande pression de compaction nécessaire pour obtenir la même densité). La figure 1.13 présente les variations des pertes totales dans les matériaux magnétiques composites en fonction du diamètre des particules de la poudre de base pour deux fréquences de fonctionnement.



a) *b)*

Figure 1.13 : Pertes magnétiques en fonction du diamètre des particules de fer à 60 *Hz* (*a*) et 200 *Hz* (*b*)

Sur la figure 1.13, l'expression des pertes par hystérésis a été obtenue à partir de deux mesures sur le matériau fer-résine pour des poudres de granulométries différentes et approximée par une relation linéaire en fonction du diamètre usuel. On démontre ainsi qu'il existe une taille optimale de particules de fer qui minimise les pertes totales et que cette taille dépend de la fréquence de fonctionnement visée.

Malgré ces limitations au niveau des propriétés du fer dont se composent les particules, une démonstration de la faisabilité d'un matériau composite avec de faibles pertes a été effectuée. En utilisant une poudre de fer sphérique très compressible et un excellent contrôle du revêtement de surface, Maeda et al. [25] ont démontré qu'il est possible d'obtenir des pertes magnétiques de 68 *W/kg* avec 1 *T* d'induction et une fréquence de 1 *kHz*. Les matériaux magnétiques composites usuels ont de leur côté des pertes par hystérésis d'environ 180 *W/kg* dans les mêmes conditions de fonctionnement.

1.7.3 Propriétés mécaniques et thermiques des matériaux magnétiques composites

Les matériaux magnétiques de type fer-résine présentent une résistance à la rupture transverse comprise entre 60 et 130 MPa [26], ce qui correspond à une résistance mécanique en tension de 30 à 60 MPa. Ces valeurs relativement faibles sont cependant acceptables pour la réalisation de machines électriques comme le démontrent plusieurs applications. Dans le cas des tôles laminées, les valeurs de résistance mécanique en tension sont de l'ordre de 300 MPa pour les aciers à bas carbone et 350 à 500 MPa pour les aciers au silicium.

Les matériaux magnétiques composites présentent une conductivité thermique de l'ordre de 30 *W/m/K*. Celle-ci est inférieure à celle d'une tôle de fer pur (70 *W/m/K*) mais supérieure à celle d'une tôle de fer à 2.4 % de silicium (20 *W/m/K*) dans la direction de laminage. Dans la direction d'empilement, la conductivité thermique des tôles revêtues est égale à 1.1 *W/m/K* [11]. Mais la conductivité thermique des matériaux magnétiques composites n'est pas seulement supérieure à la conductivité thermique des tôles fer-silicium, elle est également isotrope, ce qui se traduit par une augmentation de la surface de dissipation de la chaleur qui est alors égale à toute la surface extérieure de la machine.

1.7.4 Comparaison des propriétés électriques et magnétiques des différents types de matériaux magnétiques doux

L'étude des constituants et de la mise en forme des matériaux magnétiques doux a permis de mettre en évidence l'origine des différences de propriétés magnétiques entre les matériaux conventionnels et les matériaux magnétiques composites. Le tableau 1.2 présente les différentes valeurs associées aux propriétés des matériaux magnétiques étudiés.

Tableau 1.2 : Propriétés électromagnétiques des matériaux magnétiques courants

Type	**Compo-sition**	**Perméa-bilité relative maximale**	**Aiman-tation en opération (*T*)**	**Aiman-tation à saturation (*T*)**	**Coerci-vité (*A/m*)**	**Résis-tivité locale (*Ωm*)**	**Résistivité à l'échelle du circuit magnétique (*Ωm*)**	**Pertes magné-tiques totales à 60 *Hz* (*W/kg*)**
Laminé	Fer – silicium	5000	1.5	2.0	40	$50x10^{-8}$	Très grande	3.0 (1.5 *T*)
Poudre	Ferrite	3000	0.3	0.45	15	Très grande	10^{6}	0.1 (0.2 *T*)
	Composite doux	500	1.0-1.2	1.6	300	$10x10^{-8}$	$50\text{-}400x10^{-6}$	8.5 (1 *T*)

La discussion des domaines d'application des matériaux laminés et faits de poudre est présentée au paragraphe 1.8.1 traitant spécifiquement de la conception des machines électriques.

1.8 Conception des machines électriques faites de matériaux magnétiques composites

La conception des machines électriques est un domaine en constante évolution fortement corrélée aux innovations technologiques dans le domaine des matériaux (aimants, supraconducteurs, nouveaux matériaux magnétiques et mécaniques), dans le domaine de l'électronique de puissance (commutation électronique) et dans celui de la commande des ensembles convertisseur-machine (commande numérique « intelligente »). L'apparition massive des aimants de haute performance à partir des années 1970 et les développements constants de l'électronique de puissance et de commande depuis cette époque ont conduit à une utilisation généralisée des convertisseurs électromécaniques dans des domaines jusque là occupés par d'autres technologies (remplacement des actionneurs hydrauliques par des actionneurs électriques ou hybrides dans l'industrie automobile aéronautique et navale, par exemple). Par ailleurs, la montée en fréquence des alimentations électroniques a nécessité la réalisation de transformateurs et d'inductances adaptées et a créé de nouveaux marchés de grand volume pour ces dispositifs. Les applications d'actionneurs à commutation électronique dédiés dans le domaine de l'électrodomestique, de la mécatronique, de la traction électrique automobile, ferroviaire et navale, ainsi que dans les systèmes de génération (aérogénérateurs par exemple) représentent de vastes marchés en constant développement. Au-delà des solutions utilisant des structures conventionnelles de machines électriques, les cahiers des charges des nouvelles

applications peuvent à présent être remplis par des structures de machines électriques intimement intégrées à l'application. Cette approche de conception intégrée bénéficie des développements très importants réalisés dans le domaine des méthodes et des outils de CAO des dispositifs électromagnétiques: calcul des champs, optimisation globale, modélisation et couplages multi-physiques, plans d'expérience, etc.

Les matériaux magnétiques composites, apparus au milieu des années 1990, vont générer à coup sûr une nouvelle avancée dans le domaine des machines électriques. Il est indéniable que les compromis entre leurs avantages et désavantages leur permettront de s'imposer dans les années à venir dans plusieurs niches d'application des domaines précédents, en particulier dans certains marchés de grand volume. Les matériaux magnétiques composites peuvent être utilisés efficacement en termes de coût-performance pour plusieurs topologies conventionnelles de machines dans des applications spécifiques. Le dimensionnement de ces structures nécessite une approche de conception globale permettant d'effectuer, en vue d'atteindre les objectifs du cahier des charges, des compromis optimaux entre les diverses propriétés de ces nouveaux matériaux qui sont très différentes de celles des matériaux laminés usuels [27]. De nouvelles topologies sont développées utilisant la relative isotropie des propriétés de ces matériaux magnétiques composites qui constitue un de leurs avantages principaux. Leur utilisation offre au concepteur un nouveau degré de liberté pratiquement inutilisable au cours du dernier siècle pour le développement de structures originales qui permettent la circulation des flux magnétiques et thermiques dans les trois dimensions.

Cette partie présente d'abord les objectifs et les approches méthodologiques de base pour la conception des machines électriques. Par la suite, les différents concepts qui ne peuvent être pratiquement mis en œuvre qu'avec des matériaux isotropes sont étudiés.

1.8.1 Principes généraux de conception des machines électriques

L'optimisation d'une machine électrique consiste à maximiser l'énergie convertie dans une masse ou dans un volume donné et avec un rendement donné. Nous nous limitons ici aux machines tournantes, sachant que la démarche est similaire pour d'autres types de machines électriques comme les transformateurs et les inductances. Nous explicitons le modèle de

dimensionnement simplifié d'une machine synchrone pour mettre en évidence les paramètres influant sur le dimensionnement.

La puissance mécanique sur l'arbre d'une machine électrique tournante est :

$$P_{mec} = T_e \Omega_{mec} \tag{1-10}$$

P_{mec} puissance mécanique sur l'arbre (*W*)
T_e couple sur l'arbre (*Nm*)
Ω_{mec} vitesse angulaire mécanique (*rad/s*)

Dans l'équation précédente, on remarque que pour une puissance mécanique donnée, le couple de la machine sera inversement proportionnel à sa vitesse de rotation, qui est elle-même proportionnelle à la fréquence d'alimentation.

La vitesse de rotation mécanique est reliée à la pulsation électrique selon la relation :

$$\Omega_{mec} = \frac{\omega_{elec}}{p} \tag{1-11}$$

ω_{elec} pulsation électrique (*rad/s*)
p nombre de paires de pôles

Le couple est proportionnel aux dimensions et à l'induction nominale selon la relation :

$$T_e = K_g K_e \frac{\beta \pi^2}{4} D^2 l B_{nom} A \tag{1-12}$$

T_e couple électromagnétique de la machine (*Nm*)
D diamètre d'alésage du stator de la machine (*m*)
l longueur axiale de la machine (*m*)
B_{nom} induction nominale dans l'entrefer (*T*)
A charge linéïque de l'induit (*A/m*)
K_g facteur de bobinage (*sans dimensions*)
K_e facteur de forme du flux à vide (*sans dimensions*)
β arc polaire des aimants (*sans dimensions*)

Les grandeurs sans dimensions sont des paramètres structurels ou topologiques de la machine utilisée. Elles dépendent en particulier de la structure du bobinage (K_g) et de la répartition spatiale de la force magnétomotrice de l'inducteur (K_e, β). Pour une machine de topologie

donnée (au niveau de la structure du circuit magnétique et du bobinage), ce ne sont pas des variables de dimensionnement que l'on peut itérer pour optimiser le dimensionnement en fonction des contraintes et des objectifs de performances imposés par le cahier des charges de l'application [28].

La charge linéique de l'induit (pour les machines classiques à flux longitudinal) peut s'exprimer sous la forme :

$$A = \frac{S_{Cu} J_n}{\pi D} \tag{1-13}$$

S_{Cu} section de cuivre du bobinage (m^2)
J_n densité surfacique de courant nominale dans les enroulements (A/m^2)

La figure 1.14 présente les variations du niveau d'induction effectivement utilisable dans les machines électriques pour les matériaux magnétiques courants et en développement en fonction de la fréquence. Cette comparaison est effectuée en supposant à priori que les pertes imposées par le cahier des charges sont comparables [25].

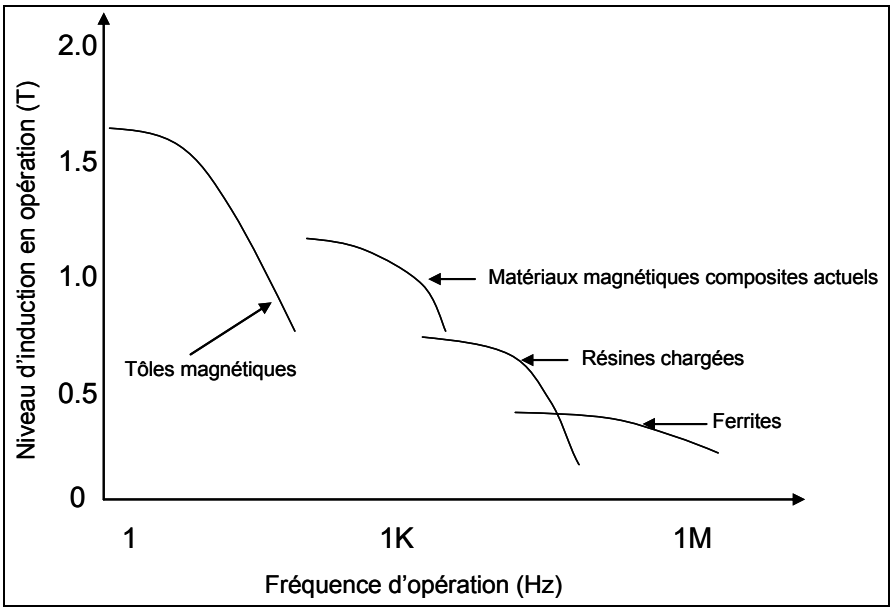


Figure 1.14 : Niveau d'induction effectivement utilisable en fonction de la fréquence pour les principaux types de matériaux magnétiques utilisés dans les machines électriques [25]

En utilisant les équations 1-11 à 1-13, la puissance peut s'exprimer également en fonction de la fréquence électrique d'alimentation f_{elec} et l'induction d'opération selon :

$$P_{mec} = K_g K_e \frac{\beta\pi^2}{4} D^2 l B_{nom} A \frac{2\pi \cdot f_{elec}}{p} \tag{1-14}$$

On remarque dans l'équation 1-14 que la puissance mécanique est proportionnelle à l'induction nominale, donc au flux magnétique par section que peut transporter le noyau magnétique et à la fréquence électrique. Le couple de la machine, qui est la puissance divisée par la vitesse de rotation, est indépendant de la fréquence pour une structure de machine donnée, si on néglige les pertes magnétiques. Pour maximiser la puissance transportable à encombrement et à vitesse donnée, il faut donc maximiser l'induction dans le matériau.

L'induction d'opération est généralement située juste en-dessous du coude de saturation, de manière à utiliser le matériau magnétique dans la région où sa perméabilité est la plus élevée afin de produire le maximum de flux, et donc de couple, avec une charge linéique d'induit donnée. Il existe une limitation à l'induction d'opération utilisable qui est fixée par la contrainte d'échauffement maximal de l'isolation du bobinage, qui est le composant le plus sensible à la température au niveau de la durée de vie.

Pour une machine de volume donné, l'augmentation de la fréquence, qui se traduit par une augmentation des pertes, cause une augmentation de la température, ce qui contraint l'induction à des niveaux plus faibles pour ramener les pertes à un niveau acceptable. Cette contrainte a été traduite par Maeda et al. sur le graphique de l'induction utilisable en fonction de la fréquence. On remarque, pour chacun des types de matériaux, une diminution de l'induction d'opération au-delà d'une certaine fréquence.

On observe sur la figure 1.14 que les matériaux magnétiques composites présentent un compromis entre l'aimantation d'opération utilisable élevée des tôles et les fréquences d'utilisation élevées des ferrites. Ces matériaux peuvent donc être utilisés dans des machines alimentées à des fréquences industrielles jusqu'à quelques kilohertz, tout en ayant une induction d'opération beaucoup plus élevée que celle des ferrites.

1.8.2 Principes de conception des machines électriques spécifiques à l'utilisation des matériaux magnétiques composites

Plusieurs principes de conception de machines électriques sont spécifiques aux matériaux magnétiques composites. Les principaux avantages de ces derniers par rapport aux matériaux conventionnels sont l'isotropie magnétique, électrique et thermique ainsi que la possibilité de mise en forme de pièces plus complexes avec des tolérances dimensionnelles serrées.

Alors que les machines réalisées avec des matériaux conventionnels sont limitées à la circulation du flux magnétique dans le plan des tôles, les machines réalisées avec les matériaux composites permettent une circulation tridimensionnelle du flux.

Le principe de conversion ou de stockage de l'énergie électromagnétique impose le couplage intime et l`enchevêtrement du circuit magnétique et du circuit électrique constitué par les bobinages. Dans le cas des tôles, l'anisotropie impose un circuit magnétique avec une circulation bidimensionnelle du flux. La seule solution topologique disponible pour le circuit électrique constitué par les enroulements consiste alors à enrouler les conducteurs en cuivre autour du circuit magnétique avec un couplage optimal pour maximiser les performances. Ces contraintes conduisent généralement à des structures de bobinages relativement difficiles à produire, bien qu'il s'agisse là de la seule solution utilisée industriellement depuis plus d'un siècle dans le cas des circuits magnétiques faits de matériaux laminés.

L'isotropie du matériau composite permet la circulation tridimensionnelle du flux dans les culasses du circuit magnétique. Ce nouveau degré de liberté au niveau du couplage des circuits magnétiques et électriques des machines permet d'envisager des solutions topologiques originales dans lesquelles le circuit magnétique, fait d'un matériau isotrope, peut également être « enroulé » autour des conducteurs en cuivre du circuit électrique. L'application d'un tel concept peut alors être éventuellement utilisé pour simplifier la réalisation des bobinages sous forme d'enroulements dits concentrés, centralisés ou « concentrés-centralisés » [29]. Ce concept a été utilisé depuis de nombreuses années pour la réalisation de machines à griffe monophasées, notamment pour le circuit inducteur des alternateurs d'automobile dans lesquels un matériau massif isotrope est utilisé. Les pertes magnétiques de la machine sont acceptables dans ce cas car

cette portion du circuit magnétique est soumise à une excitation continue avec une faible composante alternative.

La première utilisation de l'isotropie des propriétés magnétiques des matériaux composites a consisté à modifier la taille du circuit magnétique de la machine dans la direction axiale. L'épanouissement de la surface du pôle se fait uniquement dans le plan des tôles dans les machines classiques. Avec les matériaux magnétiques composites, le pôle peut également posséder un épanouissement dans le sens axial (cf. figure 1.15). Il est possible, avec une telle approche, de maximiser la longueur axiale active du circuit magnétique de la machine (variable l dans l'équation du couple 1-11) dans un encombrement axial imposé par le cahier des charges. Cette approche topologique appelée « insertion axiale des têtes de bobines » est particulièrement intéressante dans les machines à bobinages concentrés [30].

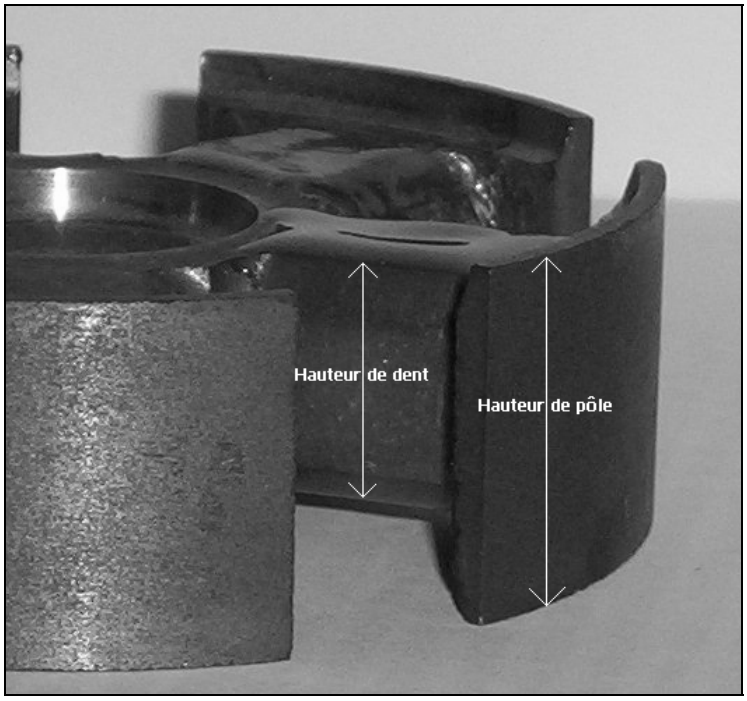


Figure 1.15 : Épanouissement des pôles dans la direction axiale pour une machine faite de matériaux magnétiques composites [30]

Une topologie de transformateur et d'inductance déjà existante, utilisée avec les matériaux isotropes de type ferrites est la structure à symétrie cylindrique communément appelée « pot-core ». Cette topologie ne peut pas être réalisée avec des tôles car la circulation du flux magnétique y est tridimensionnelle. Cette structure peut-être améliorée en y intégrant des ailettes de refroidissement dont la direction est alignée dans l'axe de symétrie de la structure cylindrique. (cf. figure 1.16).



Figure 1.16 : Circuit magnétique à symétrie cylindrique avec ailettes de refroidissement « magnétiquement actives » [31]

Le matériau magnétique des ailettes de refroidissement présentées à la figure 1.16 est utilisé pour la circulation du flux magnétique dans leur section transversale. On maximise ainsi la surface de dissipation de chaleur et les performances de la machine en termes d'élévation de température sans augmenter la masse du circuit magnétique. Cette approche illustre une approche particulièrement prometteuse de la technologie des matériaux magnétiques composites : le concept d'intégration des fonctions de la machine en un nombre limité de pièces (dans le cas considéré, les ailettes « magnétiquement actives » réalisent une intégration des fonctions électromagnétiques (canalisation du flux) et thermiques (dissipation du flux de chaleur) en un nombre minimal de pièces à produire) [31].

Plusieurs nouvelles topologies de machines tournantes requièrent un matériau isotrope. La plus simple est la machine à flux axial et radial combiné [32]. Avec les matériaux classiques, la direction des tôles impose une structure soit axiale ou radiale, alors qu'avec les matériaux magnétiques composites, il est possible que le flux circule à la fois dans les directions axiale et radiale sans créer d'augmentation des courants de Foucault. Les machines à flux transverse utilisent aussi des parties magnétiques, appelées « pieds » dans la littérature, dans lesquelles le flux circule selon trois directions ce qui rend l'utilisation d'un empilement de tôles impossible. Une technique de fabrication de la machine à flux transverse consiste à utiliser un circuit magnétique hybride comportant une partie avec des tôles pour le transport du flux du bobinage

vers les pieds qui sont dans le même plan, et une partie faite de matériaux magnétiques composites pour les pieds. Ces machines ont un pas polaire très court et exigent un entrefer très faible [33]. La méthode de fabrication développée pour minimiser l'entrefer consiste à réaliser un circuit magnétique hybride et à usiner le stator afin d'améliorer la tolérance mécanique [34]. L'usinabilité des matériaux magnétiques composites est alors mise à profit dans une telle application [35]. Une autre utilisation de circuit magnétique hybride, présentée par Jack et al. [36], consiste en une machine à flux axial dont la circulation du flux est assurée, dans la direction radiale, par des tôles et dans la partie axiale, par des matériaux magnétiques composites.

La réalisation du bobinage est une étape importante de la fabrication d'une machine électrique en termes de complexité et de coût. Dans les faibles et les moyennes puissances, les conducteurs peuvent être directement enroulés sur le circuit magnétique, ce qui nécessite une bobineuse relativement complexe. Dans le cas des machines à fort courant, on peut également réaliser des sections préformées du bobinage (barres), insérées manuellement dans les encoches à l'assemblage mais cela implique d'utiliser des encoches ouvertes qui peuvent, suivant le cas, dégrader les autres performances (couple de détente, pertes magnétiques supplémentaires, augmentation de l'entrefer magnétique effectif, etc.) [28].

Dans le cas des machines faites de matériaux magnétiques composites, les bobinages concentrés, centralisés ou « concentrés-centralisés » associés à des topologies spécifiques de circuit magnétique avec circulation tridimensionnelle du flux peuvent être réalisés séparément avec des coefficients de remplissage élevés, puis insérés automatiquement au cours des dernières étapes d'assemblage de la machine [29, 37]. Ces techniques, intéressantes en termes de coût de fabrication, sont utilisables en raison des faibles tolérances dimensionnelles des pièces obtenues par la mise en forme par pressage ce qui permet la réalisation de circuits magnétiques tridimensionnels par assemblage serré de pièces élémentaires. On peut ainsi assembler des secteurs de stator ou de rotor identiques au lieu de les réaliser en une seule pièce pour fabriquer des machines de grande taille avec les matériaux magnétiques composites [38].

Au niveau du refroidissement, il est avantageux d'utiliser les matériaux magnétiques composites car ils permettent de faire circuler le liquide de refroidissement directement dans des canaux fabriqués dans le circuit magnétique [29, 39]. L'isotropie du matériau permet le transport de la

chaleur dans les 3 dimensions, ce qui permet, contrairement aux tôles, de maximiser la surface de dissipation de la machine.

1.9 Conclusion

Ce chapitre a permis de présenter et de situer les matériaux magnétiques composites doux par rapport à la gamme des matériaux classiques de l'électrotechnique. Les différences et les similarités exposées, qui ont été reliées au processus de fabrication, aux constituants et à la structure, permettent de cerner la nécessité de développer des méthodes de caractérisation et des modèles d'aimantation adaptés aux matériaux magnétiques composites en vue du dimensionnement des machines électriques.

La théorie des domaines de Weiss permet de comprendre le mécanisme d'aimantation des matériaux magnétiques composites, qui s'apparente à celui des matériaux massifs ou laminés traditionnels. La théorie de Bertotti explique les divers mécanismes de production des pertes magnétiques dans les matériaux magnétiques composites et permet de les séparer sur la base des échelles spatiales et temporelles.

La mise en forme des circuits magnétiques faits de matériaux magnétiques composites comporte principalement l'atomisation du fer, la formation d'un revêtement diélectrique sur les particules de fer, le pressage dans une matrice aux dimensions finales et un recuit pour augmenter la tenue mécanique. Cette technique de fabrication simple permet d'espérer, une fois mature, une diminution du coût de production des machines électriques. Elle mène à des propriétés pratiquement isotropes qui commandent la révision complète des topologies de machines existantes, contraintes jusqu'à récemment à la circulation bidimensionnelle du flux magnétique à cause de la forte anisotropie des tôles.

La perméabilité des matériaux magnétiques composites est plus faible que celle des tôles, ce qui engendre la nécessité de développer des modèles d'aimantation comme ceux étudiés au troisième chapitre. Cette différence est expliquée par la structure microscopique de ces matériaux composites, qui contiennent des entrefers parasites dans la direction de circulation du flux magnétique, et par les propriétés du fer composant les particules, qui présente une quantité de dislocations importante. Le recuit à relativement basse température, effectué sur les matériaux

magnétiques composites, ne permet qu'une recristallisation partielle du fer, ce qui diminue la perméabilité et augmente les pertes par hystérésis par rapport aux tôles recuites. La résistivité des matériaux magnétiques composites à l'échelle d'un empilement de tôles est inférieure à celle des matériaux laminés selon la normale à l'empilement, ce qui peut permettre la circulation de courants de Foucault à grande échelle. La taille des particules de fer est cependant plus faible que l'épaisseur des tôles ordinaires, ce qui limite l'importance des pertes par courants de Foucault se propageant uniquement dans le fer, qui présente une résistivité très faible. Enfin, les matériaux magnétiques composites ont un comportement relativement fragile après recuit, ce qui permet la séparation du cuivre plus ductile par écrasement de la machine à la fin de sa vie utile.

Les matériaux magnétiques composites tirent profit de leurs propriétés électriques, magnétiques et thermiques pratiquement isotropes et des faibles tolérances mécaniques issues de la mise en forme par pressage. La principale innovation technologique rendue possible par l'isotropie est la fabrication de machines utilisant une circulation de flux dans la direction axiale, ce qui peut simplifier la réalisation du bobinage et réduire la quantité de cuivre utilisé. Par ailleurs, les faibles tolérances mécaniques permettent la réalisation d'assemblages serrés, les machines peuvent donc être faites de plusieurs parties de circuits magnétiques qui sont assemblées et sur lesquels les bobinages réalisés à l'extérieur sont insérés.

2 Caractérisation des matériaux magnétiques composites

2.1 Introduction

Le développement de méthodes de caractérisation des matériaux magnétiques composites est un élément essentiel du processus de conception des dispositifs et des matériaux décrit à la figure I.1. Lors de l'utilisation de matériaux magnétiques composites pour la fabrication de machines électriques, il est indispensable de disposer de méthodes de caractérisation qui sont représentatives des performances du matériau et acceptées par le producteur et l'acheteur de matériau. Elles doivent présenter une sensibilité maximale à la propriété mesurée et une reproductibilité suffisante pour la standardisation. Plusieurs méthodes de mesure standardisées sont entachées d'une erreur systématique intrinsèque, ce qui ne les empêche pas d'être utiles pour les échanges commerciaux. Par exemple, l'empilement des tôles qui se chevauchent dans les coins (appelé « double-overlap » dans la littérature anglo-saxonne) du cadre d'Epstein constitue une inhomogénéité non négligeable dans le circuit magnétique qui cause une erreur systématique considérable [40] parce que le flux magnétique doit traverser l'épaisseur d'isolation de la tôle. Dans le contexte de la conception des machines électriques, il est impératif de disposer d'une valeur de mesure exacte puisque l'utilisation, dans un environnement de dimensionnement, d'une valeur comportant une erreur systématique mène à un écart par rapport au dimensionnement optimal. Pour l'élaboration de modèles d'aimantation des matériaux magnétiques composites, il est aussi nécessaire de mesurer avec le plus d'exactitude possible la caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites. Les méthodes de caractérisation des matériaux magnétiques composites doivent donc présenter une variabilité minimale et la meilleure exactitude possible.

Les caractéristiques à mesurer sur les matériaux magnétiques composites sont les mêmes que celles à mesurer sur les matériaux conventionnels : cycle d'aimantation, résistivité et pertes magnétiques. Ces trois caractéristiques sont recherchées pour la réalisation d'une machine électrique présentant un fort couple massique et une efficacité élevée. Il existe des méthodes de caractérisation standardisées pour les matériaux magnétiques laminés conventionnels. Les matériaux magnétiques composites diffèrent cependant de ces derniers par leur hétérogénéité à l'échelle microscopique. Celle-ci impose des restrictions quant à la taille des échantillons et des

instruments utilisés, par exemple les pointes des sondes du micro-ohmmètre. Il est également impossible de fabriquer par pressage des échantillons minces similaires à des tôles. Par ailleurs, les caractéristiques des matériaux magnétiques composites sont différentes de celles des matériaux conventionnels, ce qui amène à remettre en cause certaines hypothèses utilisées dans les méthodes de mesure classiques car la perméabilité est plus faible et la coercivité est plus élevée. Quant à la résistivité, elle est d'une part plus faible à l'échelle d'un empilement de tôles mais elle est aussi beaucoup plus élevée que la résistivité du fer à partir duquel sont fabriquées les tôles et la poudre de fer.

La problématique soulevée par la mesure de la caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites réside dans les différences observées entre la simulation d'un dispositif en calcul des champs et sa réalisation physique. Ces différence ne peuvent être attribuées à la méthode de simulation car celle-ci à été validée sur de nombreux dimensionnements utilisant des matériaux conventionnels. Une méthode d'identification de la caractéristique d'aimantation à été mise au point conjointement au L2EP et au LEEPCI pour remédier à ces écarts. Elle consiste à minimiser la différence entre les courants mesurés et simulés sur un transformateur en ajustant la caractéristique d'aimantation. Les caractéristiques d'aimantation obtenues permettent par la suite d'obtenir des écarts acceptables entre simulation et réalisation physique mais demeurent significativement différents de celles mesurées à l'aide d'un hystérésigraphe. Les mesures antérieures à cette thèse ont été faites au LEEPCI d'une part à l'aide d'un hystérésigraphe et, d'autre part, d'une méthode d'identification basée sur le calcul des champs [41]. L'expérience de conception du LEEPCI démontre que l'utilisation de la caractéristique d'aimantation mesurée à l'aide de la méthode standardisée de l'hystérésigraphe mène à une surestimation des performances.

La mesure de la caractéristique d'aimantation des matériaux composites est différente de celle des matériaux conventionnels sur deux points : le champ magnétique à appliquer est plus important et l'influence du flux de fuite qui perturbe la mesure apparaît pour des inductions plus faibles. Il importe donc de valider les hypothèses utilisées dans le cas de l'hystérésigraphe et dans celui de la méthode d'identification basée sur le calcul des champs.

Les différences de caractéristiques peuvent aussi être reliées à l'inhomogénéité et/ou à l'anisotropie du matériau. En effet, bien que la conception des pièces soit réalisée de manière à minimiser les gradients de densité, la variation de densité engendrée par le pressage, qui peut être acceptable pour les applications mécaniques, peut conduire à une inhomogénéité des propriétés physiques qui ne peut pas être négligée dans les cas des pièces magnétiques. De plus, le procédé de recuit comporte un temps de maintien à une température de consigne, dont la répartition peut être inhomogène et qui peut induire des réactions avec l'air du four. Enfin, la déformation plastique subie par les particules lors de la compaction engendre nécessairement une anisotropie des propriétés.

La mesure de la résistivité des matériaux magnétiques composites est généralement faite à l'aide de la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes. Les mesures effectuées sur des échantillons de géométries différentes, réalisés à partir du même matériau, le fer-résine par exemple, et mis en forme avec une composition et une pression de compaction identiques, ont montré des variations importantes de résistivité.

La problématique spécifique de mesure de la résistivité réside dans l'inhomogénéité du matériau à l'échelle microscopique et dans la variation de cette propriété en fonction de la position dans l'échantillon. Les mesures de Dubois et al. [35] démontrent que la résistivité varie jusqu'à 50 % si on usine la surface du matériau, ce qui suppose une variation significative de cette propriété en fonction de la profondeur. D'une part, les méthodes de mesure de la résistivité peuvent être inadaptées aux matériaux magnétiques composites et, d'autre part, les variations de propriétés entre échantillons de même composition et de formes différentes peuvent mener à des différences de résistivité importantes.

Pour la conception de dispositifs aux fréquences industrielles à base d'un matériau fer-résine, les pertes par courants de Foucault peuvent ne pas être prises en compte car elles sont négligeables. Le développement et l'optimisation de poudres de fer avec revêtement diélectrique inorganique a cependant amené une baisse de résistivité au profit d'une augmentation de perméabilité. Les pertes par courants de Foucault peuvent alors devenir significatives aux fréquences industrielles et nécessiter une prise en compte lors de la conception des dispositifs. La résistivité utilisée pour

le dimensionnement doit donc être représentative du matériau et indépendante de la géométrie sur laquelle elle a été mesurée.

Enfin, la problématique de caractérisation des pertes magnétiques consiste à évaluer s'il est possible de trouver une relation analytique simple permettant de calculer les pertes magnétiques pour la conception des machines électriques sans avoir recours à des modèles locaux mettant en œuvre des techniques de calcul des champs très lourdes dans le cas d'un processus itératif de dimensionnement. L'utilisation d'un modèle d'hystérésis intégré dans un logiciel de calcul des champs pour calculer la distribution des pertes dans un transformateur à déjà été réalisée au LEEPCI pour le matériau fer-résine [42]. Ce dernier article démontre la validité du calcul de pertes par hystérésis à l'aide d'un post-processeur pour un matériau donné. Cette approche néglige les pertes excédentaires et l'influence des pertes sur les grandeurs électriques. Dans ce mémoire, l'utilisation d'une relation analytique pour le calcul des pertes magnétiques du matériau fer-diélectrique est étudiée et l'importance des pertes excédentaires dans les deux types de matériaux magnétiques composites est mesurée. L'identification d'une telle relation est présentée pour une aimantation sinusoïdale classique. Enfin, les pertes magnétiques sont mesurées en fonction de la direction de propagation du flux dans l'échantillon afin de déterminer si l'anisotropie a une influence sur les pertes par hystérésis.

Il existe plusieurs méthodes de caractérisation des matériaux magnétiques qui peuvent être utilisées pour des échantillons de différentes géométries [5, 43]. Certaines exigent un appareillage spécifique qui peut s'avérer coûteux et complexe. L'objectif du présent travail est de déterminer les propriétés globales des matériaux magnétiques composites pour la conception de machines électriques avec l'appareillage de base comprenant une source à fréquence et tension variables, un oscilloscope, un micro-ohmmètre et des échantillons bobinés. Par ailleurs, les mesures doivent être réalisables en un temps raisonnable et utiliser un minimum de géométries d'échantillon différentes. La précision recherchée est de 5 % afin d'être compatible avec celle des méthodes de dimensionnement des machines utilisant l'expérimentation simulée. Cet ordre de grandeur s'avère en général suffisant pour un dimensionnement optimal compte tenu des erreurs numériques et des tolérances de fabrication.

Au cours des dernières années, plusieurs chercheurs se sont intéressés à la modélisation locale du phénomène d'hystérésis magnétique pour l'utilisation en calcul des champs. Ce sujet a été traité dans la thèse de Benabou [44] dans le cas des matériaux magnétiques composites, pour l'implantation dans un code de calcul des champs. Le modèle retenu est celui de Jiles-Atherton [45] à cause de la simplicité d'identification de ses paramètres. Le travail présenté dans cette thèse concerne plus particulièrement les mesures utilisées pour l'identification des paramètres de ces types de modèles.

Au cours de ce chapitre, l'identification de la caractéristique d'aimantation par hystérésigraphe est réalisée sur un échantillon de taille suffisante pour négliger l'hétérogénéité microscopique en prenant en compte l'influence du flux de fuite capté au secondaire sur la valeur d'induction mesurée. Il est démontré que l'effet de ce flux de fuite n'est pas négligeable dans le domaine des inductions élevées. Ce phénomène ne peut cependant pas expliquer la différence entre les résultats obtenus par la méthode de mesure de l'hystérésigraphe et ceux obtenus par la méthode utilisant le calcul des champs. L'anisotropie et l'inhomogénéité de la caractéristique d'aimantation sont alors évaluées par usinage d'échantillons dans des plans différents. La mesure de résistivité est étudiée à l'aide de la méthode standard du micro-ohmmètre à quatre pointes et à l'aide de quatre méthodes utilisant des courants induits dans un anneau de matériau formant un tertiaire de transformateur en court-circuit, dont deux sont originales. L'anisotropie et l'inhomogénéité de la résistivité des matériaux magnétiques composites sont mesurées à l'aide de la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes. Enfin, des expériences sont conduites afin d'évaluer l'importance relative de chacun des types de pertes magnétiques (cf. § 1.3.2) et l'effet de l'anisotropie sur les pertes dans les matériaux magnétiques composites.

2.2 Précision, exactitude et calcul d'incertitude

Deux critères d'évaluation de la performance d'une méthode de mesure ont été énoncés en introduction. La méthode de mesure doit être reproductible : les résultats de plusieurs mesures sur un même échantillon doivent être proches, nous appelons cette caractéristique la précision. De plus, les méthodes de mesure doivent donner la valeur exacte, c'est-à-dire la « vraie » valeur de la caractéristique mesurée. La figure 2.1 présente la densité de probabilité d'une mesure

hypothétique et la valeur exacte de la caractéristique à mesurer afin de représenter les concepts de précision et d'exactitude définis ici.

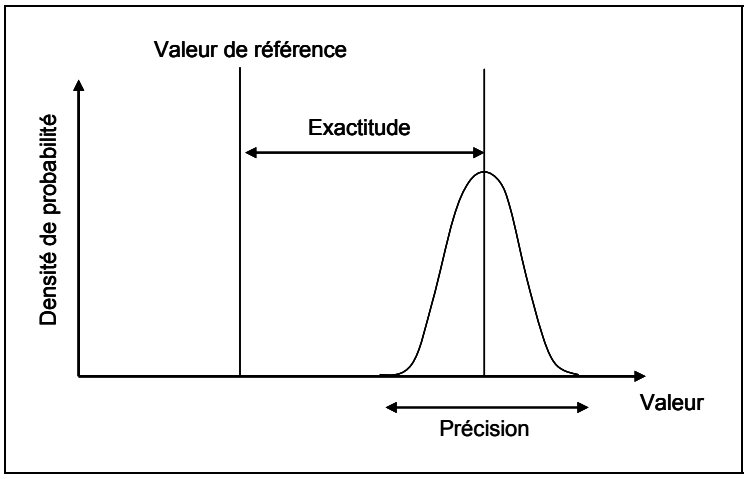


Figure 2.1 : Densité de probabilité d'une mesure pour l'évaluation de la précision et de l'exactitude des mesures

L'exemple de la mesure de la caractéristique d'aimantation à l'aide du cadre d'Epstein représente une situation où la précision de la mesure est élevée, donc la largeur de la densité de probabilité est faible, mais où l'exactitude est faible. Une telle valeur est utile pour les comparaisons entre matériaux mais elle est à l'origine d'un écart par rapport aux dimensions et performances optimales lors de la conception d'une machine électrique.

Dans cette thèse, l'évaluation de la précision de la mesure est utilisée pour déterminer si les conditions expérimentales sont acceptables. On considère que les conditions expérimentales sont équivalentes si la variation entre les mesures est inférieure à l'incertitude des instruments de mesure. Par exemple, pour la mesure de résistivité sur plusieurs échantillons de géométries différentes à l'aide du micro-ohmmètre à quatre pointes, si la variation entre les différents échantillons est inférieure à l'incertitude sur la mesure due aux instruments, alors ces conditions expérimentales sont jugées acceptables.

L'estimation de l'exactitude d'une méthode de mesure doit se faire par rapport à une valeur de référence « exacte », qui n'est pas disponible pour la caractéristique d'aimantation et la

résistivité des matériaux magnétiques composites. L'exactitude des mesures est donc jugée en comparant les résultats des différentes méthodes de mesure. La variabilité réelle est estimée à l'aide d'un intervalle de confiance basé sur la distribution de Student, qui a été élaborée pour de faibles échantillonnages. On considère que les résultats de mesure issus de deux méthodes différentes sont équivalents si les intervalles de confiance se recoupent.

La méthode d'estimation de l'intervalle de confiance utilise la distribution de Student, qui suppose que les mesures sont distribuées selon la loi normale. L'utilisation de la loi normale peut être justifiée par la sommation de plusieurs effets indépendants qui s'additionnent pour perturber chacune des mesures. On détermine un intervalle de confiance dans lequel la valeur moyenne des mesures doit se trouver.

La limite supérieure de l'intervalle de confiance à *1-a* est donnée par :

$$LCS_{1-a} = \overline{X}_n + \frac{t_{a,n-1} S}{\sqrt{n}} \tag{2-1}$$

LCS_{1-a} limite supérieure de la moyenne contenue dans l'intervalle de confiance
$\overline{X}_n$ moyenne de la mesure sur n échantillons
$t_{a,n-1}$ valeur de densité de probabilité selon la distribution de Student
S écart type des mesures
n nombre d'expériences
a niveau d'incertitude visé

L'écart-type des mesures est donné par :

$$S_n = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n} \left(X_i - \overline{X}_n \right)^2} \tag{2-2}$$

X_i valeur du $i^{ème}$ échantillon

La moyenne des mesures est donnée par :

$$\overline{X}_n = \frac{\left(X_1 + X_2 + ... + X_n \right)}{n} \tag{2-3}$$

Dans ces travaux, nous utilisons l'intervalle de confiance contenant 99 % des mesures, ce qui veut dire que 1 % des mesures seront à l'extérieur de cet intervalle.

2.3 Choix et préparation du jeu d'échantillons utilisé pour la mesure de la caractéristique d'aimantation et de la résistivité des matériaux magnétiques composites

Les expériences de caractérisation des matériaux magnétiques comportent des essais de résistivité, de mesure de la caractéristique d'aimantation et de mesure de pertes magnétiques. Il importe donc de définir un jeu d'échantillons minimal permettant de réaliser toutes ces expériences sans avoir à mettre en forme un nombre important de pièces.

Les échantillons obtenus par métallurgie des poudres présentent des variations de densité qui sont inévitables dans le cas de la méthode conventionnelle de pressage uniaxial. De plus, la déformation plastique engendrée par le pressage induit une anisotropie par allongement des particules dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage (cf. § 3.6). Enfin, les échantillons, lors du recuit, subissent une oxydation de surface qui change les propriétés des constituants du matériau.

Le choix du jeu d'échantillons doit être représentatif des conditions d'utilisation des matériaux magnétiques composites. Par exemple, les variations de densité dépendent du facteur de forme défini comme le rapport entre la hauteur et le diamètre de la pièce. L'anisotropie dépend de la pression de compaction et l'oxydation de surface dépend de la température et de la composition gazeuse de l'atmosphère de recuit. Les échantillons doivent être représentatifs des pièces réalisées avec les deux types de matériaux magnétiques composites, fer-résine et fer-diélectrique, et des conditions de mise en forme donnant des performances intéressantes dans les applications.

Dans un premier temps, le travail est effectué sur un matériau qui s'approche de l'idéal afin de valider les méthodes de mesure : faible variation de densité, faible anisotropie et faible oxydation de surface. Un tel matériau peut être obtenu avec des pressions de compaction relativement faibles et en éliminant la surface oxydée de l'échantillon. Un jeu d'échantillons est usiné à partir d'un cylindre de matériau fer-résine qui a un diamètre externe de 12.76 cm et une épaisseur de 3.89 cm. La densité est d'environ 7.23 g/cm^3 et le recuit est effectué à 200 °*C*. La variation de

densité attendue est faible car le diamètre du disque pressé est beaucoup plus important que son épaisseur. Le jeu d'échantillons usinés comporte des « pot-core », des anneaux usinés dans deux directions (dans la direction de pressage et dans le plan perpendiculaire à cette dernière) et des barres usinées dans ces deux mêmes plans. La structure appelée « pot-core » est une structure à symétrie cylindrique formant un circuit magnétique fermé autour d'un bobinage de cuivre (cf. figure 2.10); elle est utilisée en électronique pour les inductances avec des noyaux en ferrites. Les dimensions des échantillons sont données au tableau 2.1.

Tableau 2.1 : Dimensions des échantillons utilisés pour la caractérisation des propriétés des matériaux magnétiques composites

Barre de mesure de résistance à la rupture transverse	**Largeur (*mm*)**	**Longueur (*mm*)**	**Épaisseur (*mm*)**		
	12.75	31.85	6.35		
Anneau pressé (cf. fig. 2.3)	**Rayon extérieur (*mm*)**	**Rayon intérieur (*mm*)**	**Épaisseur (*mm*)**		
	26.3	21.8	6.35		
Anneau usiné pour la mesure d'anisotropie	17.18	14.24	9.78		
Pot-core usiné pour la mesure de caractéristique d'aimantation (cf. fig. 2.10)	**Rayon trou central (*mm*)**	**Rayon colonne centrale (*mm*)**	**Rayon total (*mm*)**	**Épaisseur coquille extérieure (*mm*)**	**Épaisseur bases (*mm*)**
	1.79	11.52	26.25	2.98	4.6

Des barres de résistance à la rupture transverse et des anneaux faits de matériau fer-résine et fer-diélectrique sont aussi pressés directement dans une matrice. Les propriétés de ces échantillons sont représentatives des propriétés réelles obtenues dans les applications industrielles. Ces échantillons sont utilisés pour la mesure de la caractéristique d'aimantation et pour la mesure du profil de résistivité d'une barre de résistance à la rupture transverse.

Les principales contraintes de production des matériaux magnétiques composites sont présentées ici dans le but de démontrer la difficulté de produire des échantillons semblables à ceux utilisés pour la caractérisation des matériaux conventionnels qui, eux, sont généralement minces. Ces derniers présentent l'avantage d'une répartition uniforme des lignes de courant dans l'épaisseur pour la mesure de résistivité et des lignes de flux magnétique dans l'épaisseur pour la mesure de la caractéristique d'aimantation. Cependant, dans le cas des matériaux magnétiques obtenus par

pressage, plusieurs restrictions doivent être prises en compte. Premièrement, le facteur de forme représentant la hauteur de la pièce divisé par sa taille dans le plan perpendiculaire ne doit pas être supérieur à trois pour obtenir une homogénéité de densité acceptable dans les pièces mécaniques usuelles. Effectivement, plus ce rapport est élevé et plus la densité au centre de la pièce est faible par rapport à la densité en surface. Il est donc impossible de presser des pièces minces, comme des tôles, en les plaçant dans une matrice avec une fente étroite de grande profondeur. Il est également impossible de presser des pièces minces (moins de 3 *mm* d'épaisseur selon notre expérience pour les barres de résistance à la rupture transverse) dans une matrice car elles se brisent à l'éjection. Lors de la fabrication, dans un dispositif usuel comportant deux poinçons, le poinçon du bas remonte pour éjecter la pièce de la matrice après le pressage. Pendant l'éjection, la partie de la pièce se trouvant à l'extérieur de la matrice se dilate par un effet élastique ; il existe donc une force qui a tendance à cisailler la pièce dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage. Une pièce trop mince ne peut résister à cet effort et se brise. Enfin, l'utilisation de pièces minces pour la mesure des propriétés des matériaux magnétiques composites n'est pas souhaitable car le nombre de particules de fer selon l'épaisseur pourrait causer l'apparition d'un effet d'inhomogénéité non négligeable. Une épaisseur de 300 μm, correspondant à l'épaisseur d'une tôle conventionnelle, représente environ une dizaine de particules, ce qui semble insuffisant pour obtenir des propriétés macroscopiques indépendantes de l'inhomogénéité microscopique.

Les matrices de mise en forme des matériaux faits de poudre de fer sont relativement coûteuses. Dans cette thèse, les travaux effectués sur des échantillons sous forme de barre ont donc été faits sur des barres standardisées de mesure de résistance mécanique. Il est ainsi possible d'utiliser les mêmes matrices de pressage pour les essais mécaniques et pour les essais de mesure de résistivité. Les mesures de perméabilité ont été faites sur des anneaux pressés dans une matrice conçue spécifiquement pour la caractérisation magnétique.

2.4 Mesure de la caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites

La caractéristique d'aimantation d'un matériau représente la facilité à y produire une certaine densité d'induction (cf. § 1.2). Cette propriété est recherchée pour canaliser le flux magnétique

dans une machine électrique en minimisant la taille de son circuit magnétique. La caractérisation de l'aimantation des matériaux est un sujet bien connu : deux méthodes standardisées sont utilisées pour l'électrotechnique. La plus répandue consiste à mesurer l'aimantation à l'aide d'un hystérésigraphe en utilisant un circuit magnétique refermé sur lui-même [46]. Une autre méthode classique consiste à utiliser un perméamètre, qui est constitué d'un échantillon sous forme de barre refermé par un circuit magnétique externe. La méthode standardisée de test sur une tôle unique [47] (connu sous le nom de « Single Sheet Tester » dans la littérature anglo-saxonne) comprend une partie de circuit magnétique externe pour refermer le circuit magnétique. Un autre type de méthode d'identification basée sur le calcul des champs a été développée en 2000 au LEEPCI [41] : elle permet de retrouver la caractéristique d'aimantation du matériau à partir des tensions et courants aux bornes d'un dispositif réel, en utilisant une méthode d'optimisation non linéaire.

Des différences importantes, présentées à la figure 2.2, ont été constatées entre l'aimantation mesurée selon la méthode classique et celle du LEEPCI utilisant le calcul des champs.

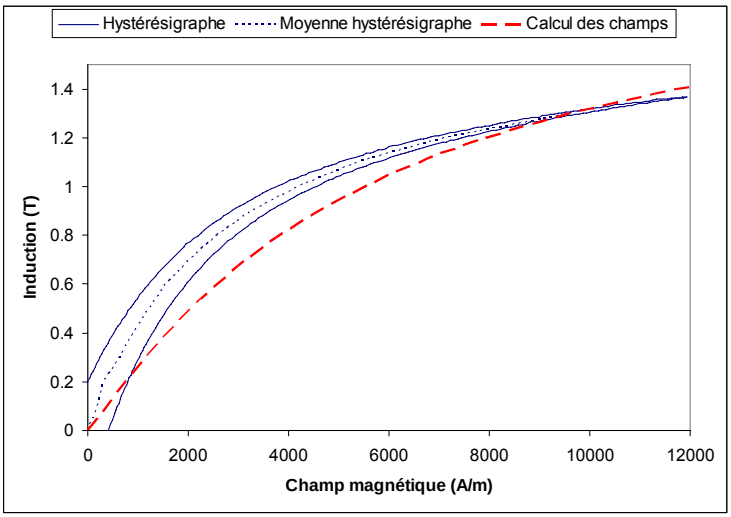


Figure 2.2 : Caractéristique d'aimantation d'un matériau identifiée à l'aide d'un hystérésigraphe et par utilisation du calcul des champs

On remarque sur la figure 2.2 que la méthode de caractérisation de l'aimantation à l'hystérésigraphe permet d'obtenir le cycle d'aimantation complet du matériau alors que la

caractérisation utilisant le calcul des champs permet d'obtenir la valeur moyenne du cycle d'aimantation, que nous appellerons dans la suite « caractéristique d'aimantation moyenne ». La mesure obtenue en calcul des champs doit être comparée à la caractéristique d'aimantation moyenne obtenue avec l'hystérésigraphe. La caractéristique d'aimantation moyenne est obtenue à partir de la caractéristique hystérétique en effectuant, pour une induction donnée, la moyenne des champs magnétiques utilisés lors de l'aimantation et de la désaimantation du matériau (cf. § 3.3.2).

La problématique consiste donc à comprendre les différences observées entre les deux méthodes. La mesure à l'aide de l'hystérésigraphe utilise un anneau usiné et la mesure à l'aide de la résolution d'un problème en calcul des champs utilise un pot-core usiné dans le même cylindre que l'anneau.

Dans la première partie de cette section, la mesure de la caractéristique d'aimantation par l'hystérésigraphe est étudiée. La prise en compte du flux de fuite aux inductions élevées est mise en évidence. Dans la seconde partie, la mesure en calcul des champs est étudiée puis utilisée sur un échantillon fait du même matériau que celui utilisé pour la méthode de l'hystérésigraphe. Cette méthode prend en compte intrinsèquement le flux de fuite dans l'échantillon si on place une « boîte d'air » autour du circuit magnétique pour la simulation. Enfin, les résultats des deux méthodes sont comparés puis analysés en fonction des hypothèses sur lesquelles elles sont basées. La mesure d'anisotropie de la caractéristique d'aimantation est faite en utilisant un hystérésigraphe et des échantillons usinés dans un cylindre de matériau magnétique composite suivant deux plans perpendiculaires. Enfin, la mesure de l'homogénéité de la caractéristique d'aimantation est réalisée à l'aide de deux anneaux usinés à des profondeurs différentes dans un cylindre.

2.4.1 Mesure de la caractéristique d'aimantation par hystérésigraphe

La mesure d'aimantation à l'aide de l'hystérésigraphe, qui est décrite dans le standard de l'*American Society for Testing and Materials* [46], est largement utilisée dans l'industrie de l'électrotechnique. Elle comporte cependant certaines hypothèses qui doivent être vérifiées précisément, dans le cas des matériaux magnétiques composites, afin d'analyser les différences

observées entre les mesures faites sur les anneaux à l'aide d'un hystérésigraphe et celles faites sur les pot-cores à l'aide du calcul des champs.

L'hystérésigraphe utilise des échantillons annulaires de section rectangulaire formant un circuit magnétique fermé sur lui-même. Cette technique a cependant l'inconvénient de nécessiter le bobinage de chacun des échantillons sous forme d'anneau, ce qui est fastidieux même avec une bobineuse automatique.

Il serait aussi possible d'utiliser l'hystérésigraphe sur quatre échantillons en forme de barres disposées de manière à former un circuit magnétique similaire au cadre d'Epstein [48]. Cette technique n'a cependant pas été développée jusqu'à maintenant pour les matériaux magnétiques composites car elle nécessite le pressage d'échantillons de taille relativement grande, ce qui n'est pas pratiquement réalisable avec une presse de laboratoire. La technique de l'hystérésigraphe sur des anneaux de matériaux magnétiques composites est donc utilisée.

Un échantillon de caractérisation utilisé dans notre étude est présenté à la figure 2.3.

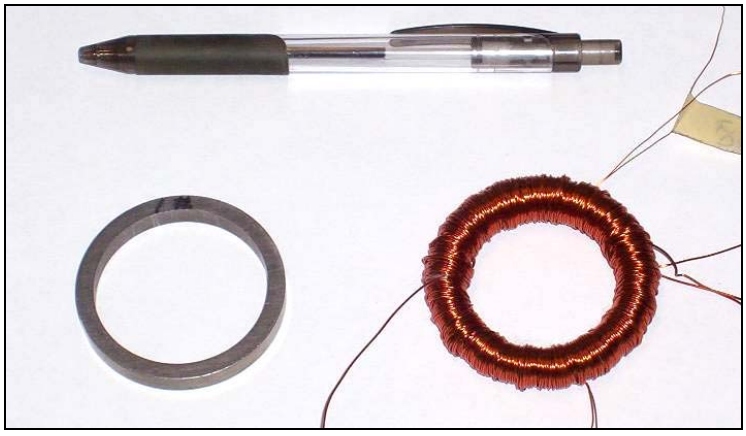


Figure 2.3 : Anneau de caractérisation pressé (à gauche) et après bobinage (à droite)

La méthode de préparation des échantillons consiste dans un premier temps à recouvrir les anneaux de ruban isolant de manière à éviter les courts circuits du bobinage secondaire à travers le matériau à tester. Par la suite, le secondaire est bobiné, généralement sur plusieurs couches, puis une seconde couche de ruban est appliquée avant de bobiner le primaire. Sur la figure 2.3, l'anneau de droite comporte un primaire de 600 tours et un secondaire de 250 tours. Des

connections ont été faites après respectivement 250 et 150 tours pour la caractérisation à plus haute fréquence, ce qui explique les quatre paires de fils de connexion.

L'objectif de cette section est de valider la justesse des hypothèses utilisées pour la mesure de la courbe d'aimantation d'un matériau magnétique composite à l'aide d'un hystérésigraphe. On suppose en effet que l'échantillon possède un nombre suffisant de particules pour être considéré macroscopiquement homogène, que les caractéristiques du matériau sont isotropes et que la différence d'induction en fonction du rayon peut être prise en compte (cf. équation 2-5).

La largeur des anneaux de caractérisation est de 4.45 mm, le nombre moyen de particules dans cette direction est d'environ 150 considérant un diamètre moyen des particules de fer de l'ordre de 30 μm. L'hypothèse qui consiste à affirmer que l'échantillon présente un nombre suffisant de particules pour être considéré homogène est donc respectée.

Pour la mesure à l'hystérésigraphe, on réalise un transformateur avec le circuit magnétique fermé composé du matériau à tester. On fait circuler un courant au primaire à l'aide d'une source de tension.

On a alors :

$$H_{moy} = \frac{N_{pri} I_{pri}}{l_{moy}} \tag{2-4}$$

H_{moy} champ magnétique (A/m)
N_{pri} nombre de tours au primaire
I_{pri} courant au primaire (A)
l_{moy} longueur moyenne du circuit magnétique (m)

Dans le cas d'un échantillon annulaire, la longueur du circuit magnétique peut être calculée de manière à prendre en compte la variation de l'induction à travers la section qui est due à l'augmentation de la réluctance en fonction du rayon. Il est possible de déterminer la longueur équivalente de l'anneau en faisant l'intégrale de la réluctance selon le rayon.

L'équation obtenue est :

$$l_{moy} = \frac{\pi\left(D_e - D_i\right)}{\ln\left(D_e / D_i\right)} \tag{2-5}$$

D_e diamètre externe de l'anneau (m)
D_i diamètre interne de l'anneau (m)

L'induction dans le circuit varie en fonction du champ magnétique appliqué selon :

$$B = \mu(H)H \tag{2-6}$$

B induction magnétique (T)
$\mu(H)$ caractéristique d'aimantation du matériau (H/m)

L'équation 2-6 est caractéristique du matériau et elle dépend du niveau de champ magnétique appliqué sur un cycle et de l'historique du processus d'aimantation. Il existe principalement deux types de courbes d'aimantation, qui représentent la caractéristique de première aimantation et les cycles subséquents. Pour obtenir la courbe de première aimantation, il faut démagnétiser l'échantillon en appliquant un champ magnétique alternatif d'amplitude décroissante jusqu'à la valeur nulle. Par la suite, il faut appliquer un champ magnétique croissant. La courbe de première aimantation d'un matériau magnétique composite est présentée à la figure 2.4

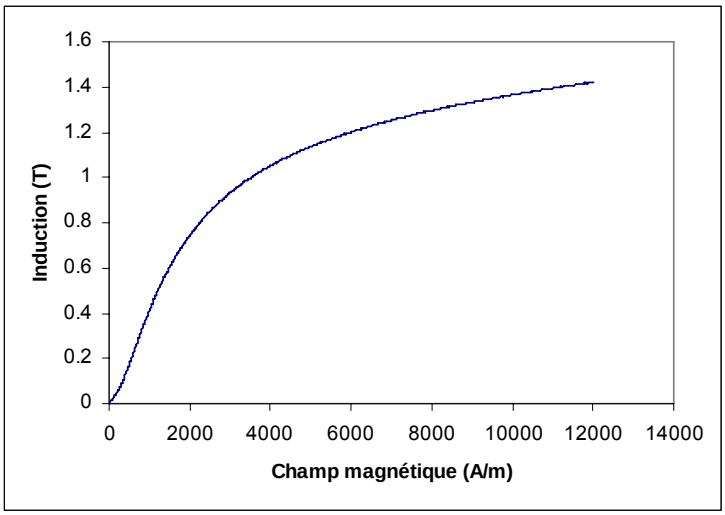


Figure 2.4 : Courbe de première aimantation d'un matériau magnétique composite

Si on soumet l'échantillon démagnétisé à plusieurs cycles d'aimantation, on obtient la courbe d'aimantation non linéaire et hystérétique telle que représentée à la figure 2.5.

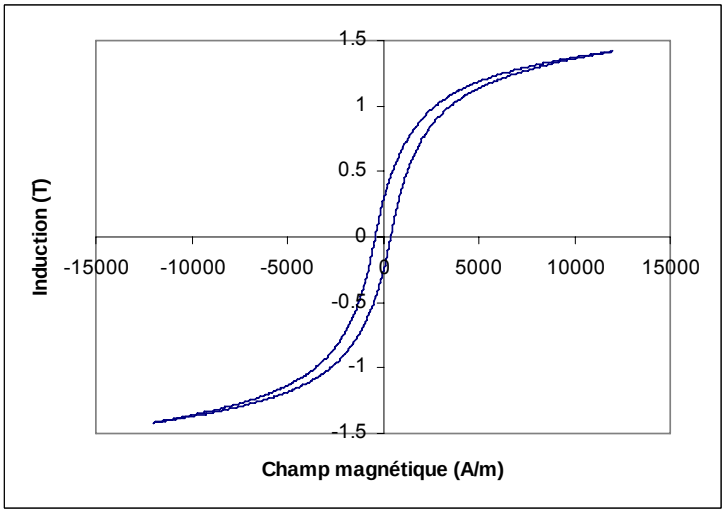


Figure 2.5 : Cycle d'aimantation d'un matériau magnétique composite soumis à une excitation alternative très lente

La mesure du niveau d'induction s'obtient par intégration de la tension aux bornes du bobinage secondaire en circuit ouvert selon :

$$B = \frac{1}{N_{\text{sec}} A} \int v_{\text{sec}}(t) dt \tag{2-7}$$

N_{sec} nombre de tours du bobinage secondaire
A section du circuit magnétique (m^2)
$v_{sec}(t)$ tension au secondaire (V)
l longueur du circuit magnétique (m)

Si on effectue l'acquisition simultanée du champ magnétique appliqué et de l'induction dans le matériau, on obtient la courbe d'aimantation du matériau telle que présentée à la figure 2.5.

Il est nécessaire de maintenir l'induction sinusoïdale lors des mesures de caractéristique d'aimantation. L'utilisation d'une induction sinusoïdale facilite la comparaison des cycles d'aimantation et des pertes magnétiques lorsque la fréquence utilisée engendre des pertes dynamiques. On agit alors sur la tension aux bornes du primaire pour maintenir la tension au secondaire sinusoïdale.

L'utilisation d'un hystérésigraphe comportant un contrôle de tension sinusoïdale au primaire peut causer une différence significative au niveau des pertes dynamiques dans un matériau conducteur car l'induction dans le matériau comporte alors des harmoniques qui provoquent une augmentation des pertes par courants de Foucault. Ces pertes additionnelles gonflent le cycle d'aimantation observé (cf. figure 1.3) et le déforment par rapport au cycle obtenu en aimantation sinusoïdale pure.

Les résultats obtenus avec un hystérésigraphe peuvent dépendre de la forme de l'échantillon dans le cas où les conditions d'essais font apparaître des pertes dynamiques. Par exemple, pour les matériaux magnétiques composites, l'utilisation d'une fréquence de 400 *Hz* entraîne une augmentation de la largeur du cycle d'aimantation qui est proportionnelle à la section de l'échantillon.

L'utilisation directe d'un hystérésigraphe sur un échantillon pose le problème du flux de fuite capté par le secondaire et qui a circulé dans l'air sans pénétrer dans le matériau magnétique. L'équation reliant la tension mesurée au secondaire au flux magnétique est :

$$v_{\text{sec}}(t) = N_{\text{sec}} \frac{d\varphi_{tot}}{dt} \tag{2-8}$$

φ_{tot} flux magnétique (Wb)

Une certaine partie du flux magnétique total capté par le secondaire circule dans l'espace compris entre le noyau et l'enroulement secondaire. Ceci conduit à une surestimation de l'induction dans la section du noyau. Pour éviter ce problème, il faudrait éliminer complètement cet espace. Dans le cas des anneaux utilisés dans ce travail, la méthode de pressage ne permet que de produire des échantillons de section carrée à laquelle le bobinage ne s'adapte pas parfaitement. D'autre part, il n'est pas possible de garantir l'homogénéité de la densité du matériau lors du pressage d'un tore de section arrondie qui résoudrait le problème précédent. Le problème est d'ailleurs amplifié par la présence de ruban isolant sur l'échantillon qui isole l'enroulement secondaire du noyau et par le fait que l'enroulement secondaire est bobiné sur plusieurs couches. À haute induction, une quantité non négligeable de flux peut passer du primaire au secondaire sans avoir pénétré dans l'anneau. Dans la suite du mémoire, nous appellerons ce phénomène qui mène à une erreur systématique sur la valeur de l'induction dans l'échantillon : « couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire ».

L'aimantation en présence d'un matériau ferromagnétique est donnée par l'équation :

$$B = \mu_0 (H + M) \tag{2-9}$$

M aimantation intrinsèque du matériau (T)

L'induction est donc la somme de l'aimantation du matériau et de l'aimantation du vide. La compensation du flux dans l'air capté par le secondaire peut être effectuée par l'utilisation d'un bobinage de compensation ayant une inductance égale au couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire.

La réalisation des bobinages primaire et secondaire engendre un couplage supplémentaire dans l'air à cause de l'avancement de la bobineuse dans la direction tangentielle de l'anneau (cf.

figure 2.6). Effectivement, pour réaliser un bobinage uniforme, il est nécessaire d'avancer d'un certain pas entre chaque spire du bobinage. Chaque couche de bobinage appliquée sur un tour complet du noyau fait apparaître une inductance parasite dans l'air. Il en résulte un couplage parasite dans l'air entre le primaire et le secondaire.

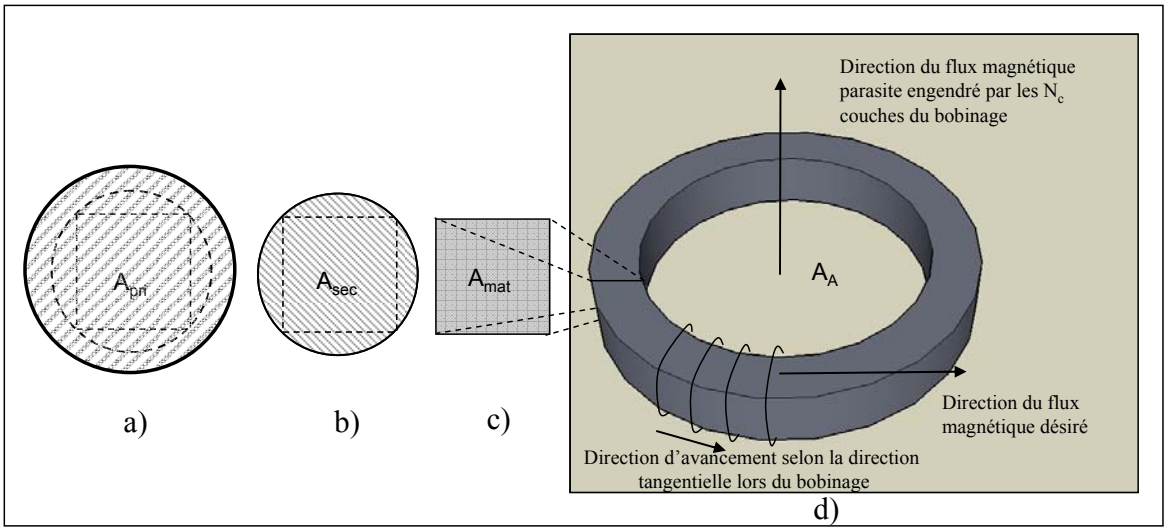


Figure 2.6 : Section du bobinage primaire (a), du bobinage secondaire (b) de l'échantillon (c) et flux magnétique parasite lors de la mesure de la caractéristique d'aimantation (d)

Une manière simple d'éviter ce problème de couplage dans l'air consiste à inverser la direction d'avancement de la bobineuse dans la direction tangentielle à chaque couche de bobinage.

2.4.1.1 Compensation du couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire par inductance série

Une méthode de compensation du couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire est présentée dans le standard ASTM A773 [46]. Elle consiste à réaliser une inductance dans l'air de la même valeur que l'inductance qui n'est pas due à l'aimantation du matériau magnétique. La manière la plus simple de réaliser une telle inductance est de bobiner un échantillon de la même forme que l'échantillon ferromagnétique à tester mais sur un matériau non ferromagnétique. Les primaires et les secondaires respectifs de l'inductance de compensation et de l'échantillon doivent être branchés en série. Le raccordement des bobinages secondaires doit être réalisé de

manière à ce que la tension de l'échantillon non ferromagnétique se soustraie de celle de l'échantillon ferromagnétique (cf. figure 2.7).

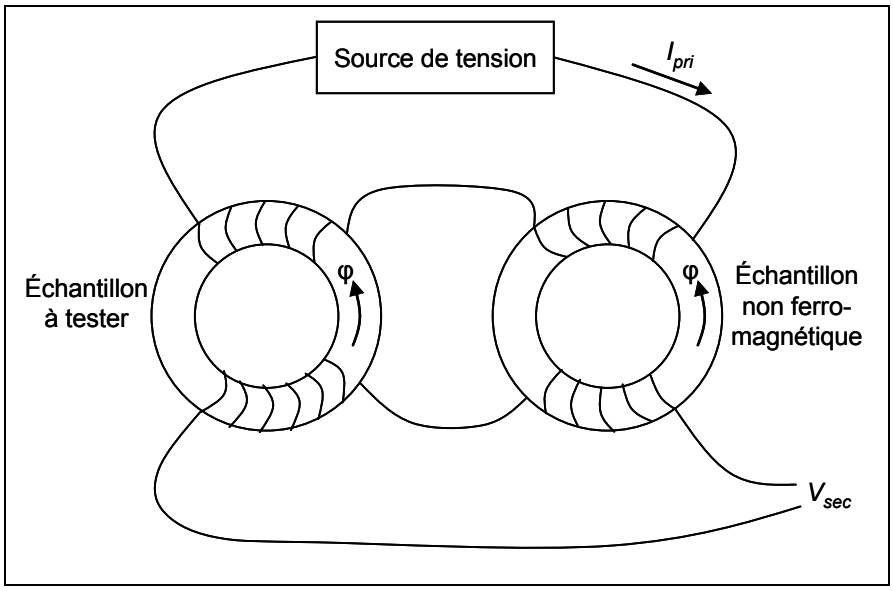


Figure 2.7 : Utilisation d'une inductance de compensation du couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire pour la mesure de la caractéristique d'aimantation

Pour obtenir l'induction dans le matériau, il faut utiliser l'équation [43] :

$$B_{mat} = \frac{1}{N_{\sec} A_{mat}} \int v_{\sec}(t)dt - \mu_0 \frac{N_{pri} I_{pri}}{l_{moy}} \tag{2-10}$$

B_{mat} induction dans le matériau (T)
A_{mat} section de l'échantillon (m^2)
N_{sec} nombre de tours du bobinage secondaire
N_{pri} nombre de tours du bobinage primaire
v_{sec} tension mesurée au secondaire (V)
I_{pri} courant mesuré au primaire (A)
l_{moy} longueur du parcours magnétique (m)

La comparaison des caractéristiques d'aimantation obtenues avec et sans compensation du couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire a été faite pour un échantillon de matériau magnétique composite de type fer-résine. Pour cet essai, les bobinages primaire et secondaire présentent chacun 250 tours. Les résultats sont présentés à la figure 2.8.

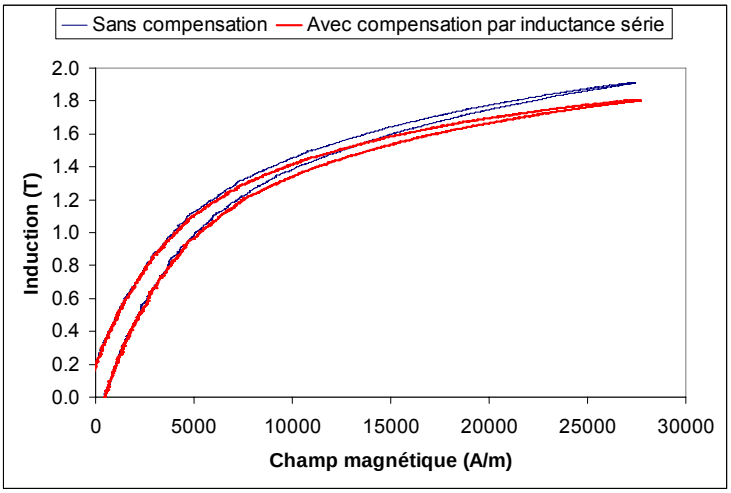


Figure 2.8 : Caractéristique d'aimantation d'un matériau magnétique composite mesurée avec et sans compensation du couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire

On constate sur la figure 2.8 que la compensation du couplage dans l'air entre le primaire et le secondaire est négligeable pour les inductions inférieures à 1.25 *T* car la perméabilité du matériau est suffisamment élevée par rapport à celle de l'air pour permettre de négliger l'influence du flux passant dans l'air. Au-delà de cette valeur d'induction, la perméabilité du matériau devient faible et la contribution du flux passant à l'extérieur de l'anneau devient significative. La précision de la mesure faite avec un hystérésigraphe (marque *Brockhaus* modèle *MDG*) est de 0.1 *%*, ce qui est de l'ordre de la largeur du trait sur la figure 2.8.

L'influence du flux de fuite est significative dans le domaine des inductions élevées. Elle ne permet pas d'expliquer les différences de caractéristiques d'aimantation observées entre la mesure à l'hystérésigraphe et la méthode d'identification basée sur le calcul des champs puisque comme on le voit sur la figure 2.2, les différences apparaissent dès les bas niveaux d'induction.

La section suivante présente la méthode d'identification basée sur la résolution d'un problème en calcul des champs.

2.4.2 Mesure de la caractéristique d'aimantation par une méthode d'identification basée sur le calcul des champs

L'analyse des résultats de conception de plusieurs machines faites de matériaux magnétiques composites au LEEPCI démontre que les performances obtenues sont inférieures à celles prédites par l'expérimentation simulée dans le logiciel de calcul des champs DIFIMEDI. Ce résultat est attribué à une surestimation de la perméabilité du matériau car la méthode de conception a été validée sur plusieurs autres dimensionnements utilisant les matériaux classiques.

Une méthode originale d'identification de la caractéristique d'aimantation a donc été développée afin de déterminer la caractéristique à utiliser à l'intérieur de l'environnement de calcul des champs. La méthode la plus complète développée par Clénet et al. [41] permet d'identifier le cycle d'aimantation non linéaire et hystérétique du matériau en utilisant le modèle de Jiles-Atherton. Nous avons utilisé dans cette thèse une méthode similaire simplifiée permettant de retrouver la caractéristique d'aimantation univoque du matériau [49] en utilisant le modèle de Langevin. Ce choix est justifié par la possibilité de faire le dimensionnement d'une machine électrique faite de matériau magnétique composite en calculant les pertes par hystérésis à l'aide d'un post-processeur [42]. L'expérience de conception acquise au LEEPCI a montré que l'utilisation de cette caractéristique conduit à de meilleures prédictions que celles obtenues avec la caractéristique d'aimantation du matériau identifiée à l'aide d'un hystérésigraphe.

2.4.2.1 Principe d'identification de la caractéristique d'aimantation en calcul des champs

La méthode d'identification consiste à minimiser l'écart entre les valeurs de tension et de courant mesurées sur un dispositif réel et les valeurs de ces mêmes grandeurs obtenues en expérimentation simulée en calcul des champs, en itérant les paramètres du modèle d'aimantation du matériau utilisée dans la simulation [49]. L'algorithme d'optimisation NPSOL [50] est utilisé pour déterminer les paramètres du modèle d'aimantation qui minimisent la somme des écarts entre résultats expérimentaux et résultats simulés. La recherche itérative des paramètres est arrêtée quand la somme des écarts est inférieure à une valeur cible. L'algorithme d'identification des paramètres est présenté à la figure 2.9.

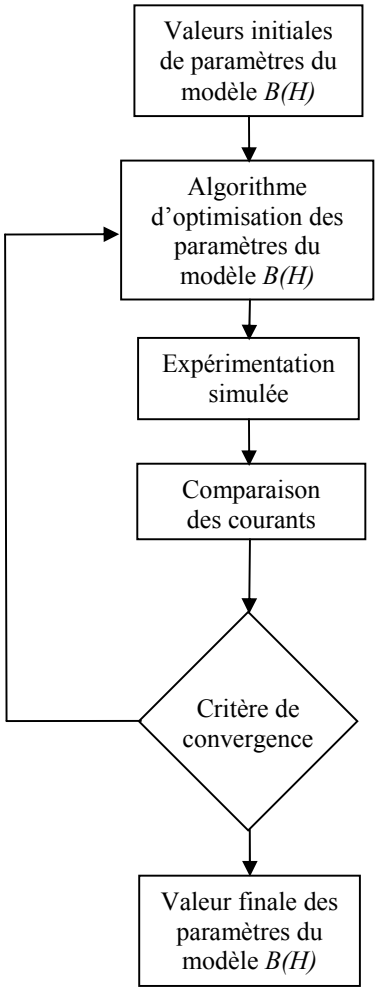
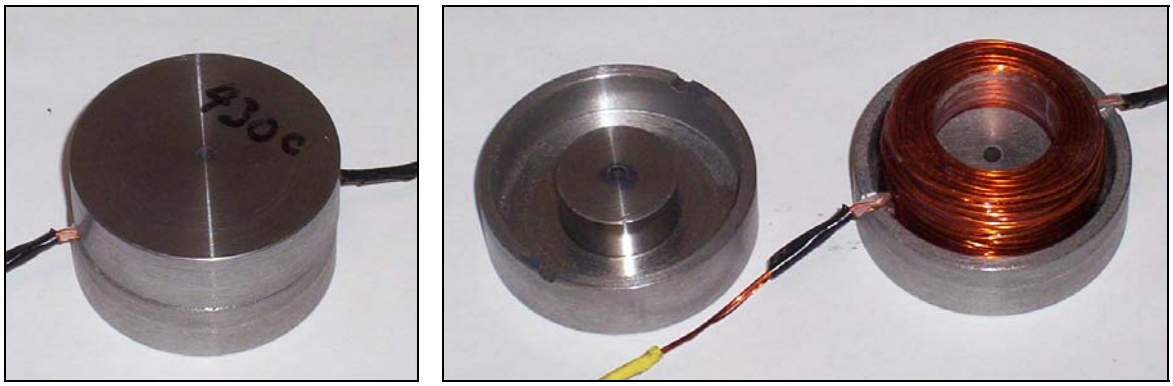


Figure 2.9 : Algorithme d'identification de la caractéristique d'aimantation en calcul des champs

2.4.2.2 Expérimentation

L'échantillon utilisé pour l'identification a une structure axisymétrique de type pot-core qui peut être facilement simulée en calcul des champs en deux dimensions. Le circuit magnétique est dimensionné de manière à avoir une section la plus constante possible sur tout le trajet du flux. Seules les parties transportant le flux dans la direction radiale ont une induction non homogène en fonction du rayon. Les bobinages primaire et secondaire comportent chacun 120 tours constitués de fil de calibre *AWG* 18 et 26 respectivement.

Une photo du dispositif utilisé pour l'identification est présentée à la figure 2.10 avec en *a* le dispositif tel qu'utilisé et en *b* le dispositif ouvert pour montrer le bobinage; les dimensions du dispositif ont été données au tableau 2.1.



a) b)

Figure 2.10 : Dispositif utilisé pour l'identification de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs

L'expérience consiste à alimenter le primaire en utilisant une source de tension sinusoïdale à 60 *Hz*. L'acquisition du courant au primaire et de la tension au secondaire du transformateur est effectuée sur 10 périodes sur un total de 10000 points à l'aide d'un oscilloscope (*Tektronix TDS3400*), d'une sonde de courant (*Tektronix TCP202*) et d'une sonde de tension (*Tektronix P5205*). Afin de minimiser la durée du régime transitoire dans l'expérimentation simulée, le départ de l'acquisition est synchronisé sur l'instant où la tension au secondaire atteint sa valeur crête.

2.4.2.3 Expérimentation simulée

La géométrie du dispositif est dessinée dans le logiciel de calcul des champs par différences finies. Pour déterminer la taille optimale du maillage, des essais avec 20, 200, 400 et 800 mailles ont été effectués. La caractéristique d'aimantation identifiée à l'aide d'une définition de structure de 200 mailles est pratiquement identique à celle obtenue avec un maillage de 800 mailles. Le travail suivant est donc réalisé avec un maillage de 200 mailles qui est présenté à la figure 2.11.

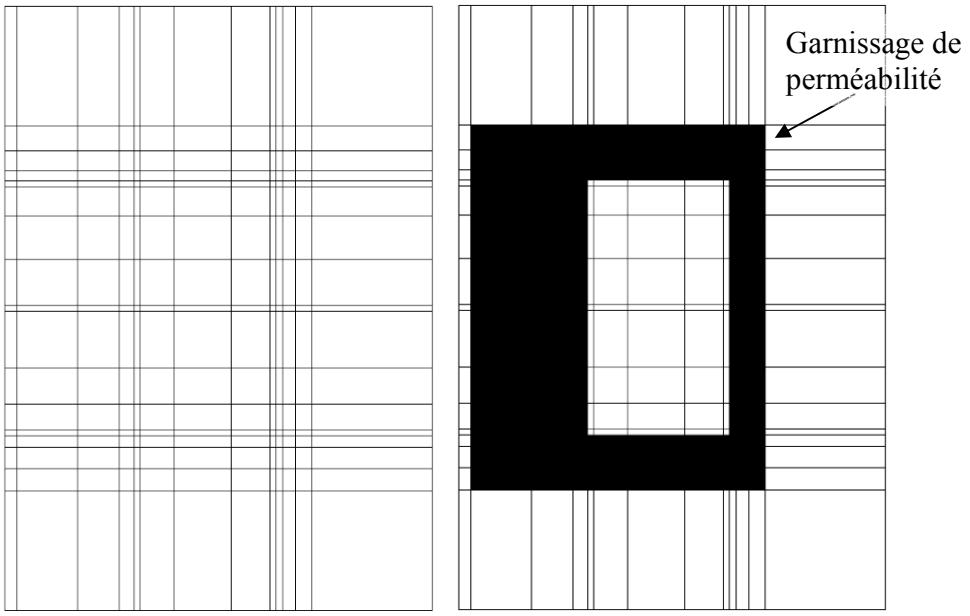


Figure 2.11 : Maillage (a) et garnissage de perméabilité (b) utilisé pour l'identification de la caractéristique d'aimantation en calcul des champs

Le matériau ferromagnétique est supposé non conducteur dans l'expérimentation simulée car les pertes par courants de Foucault sont négligeables dans le matériau fer-résine pour la fréquence utilisée.

La simulation dans le logiciel de calcul des champs par différences finies DIFIMEDI est exécutée en magnétodynamique, ce qui se traduit par une durée de résolution relativement importante. Pour s'affranchir du régime transitoire, il faut simuler sur une douzaine de périodes avant d'obtenir le régime permanent. Le temps total de calcul requis sur un processeur Intel Pentium 4 à 2.4 *GHz* pour l'identification est de l'ordre de deux heures pour un matériau dont la composition connue permet de déterminer de manière empirique les valeurs des conditions initiales des paramètres du modèle d'aimantation. L'algorithme d'optimisation converge en environ huit itérations majeures avec trois paramètres du modèle d'aimantation, qui est ici un modèle de Langevin [5, 49, 51].

2.4.2.4 Résultats

L'identification de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs du matériau fer-résine pressé à une densité de 7.0 g/cm³ conduit à une faible différence entre le courant mesuré et celui obtenu en simulation. Les deux courants sont présentés à la figure 2.12.

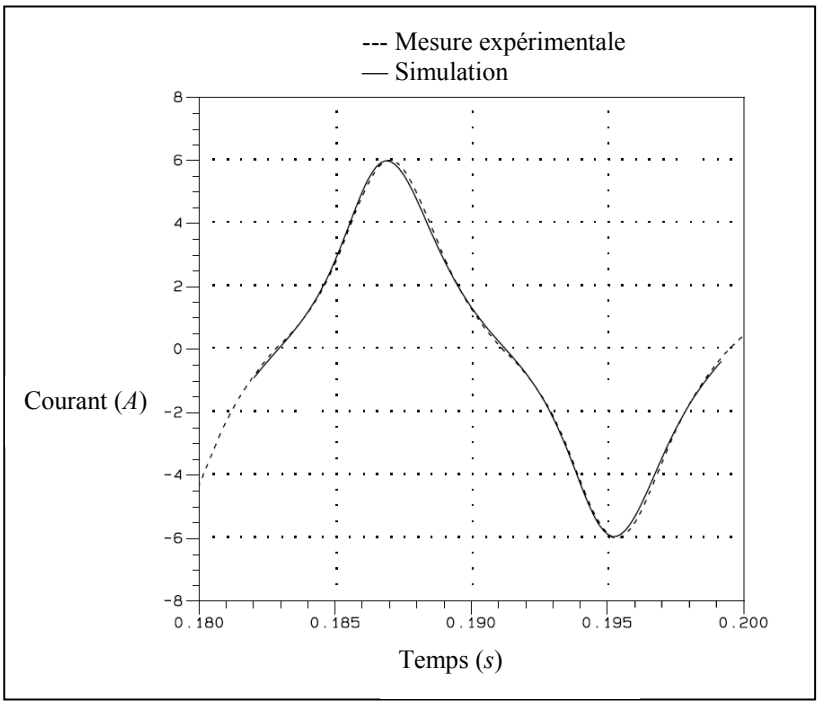


Figure 2.12 : Comparaison entre le courant mesuré et le courant simulé pour l'identification de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs

La caractéristique d'aimantation univoque obtenue par cette méthode est présentée à la figure 2.13.

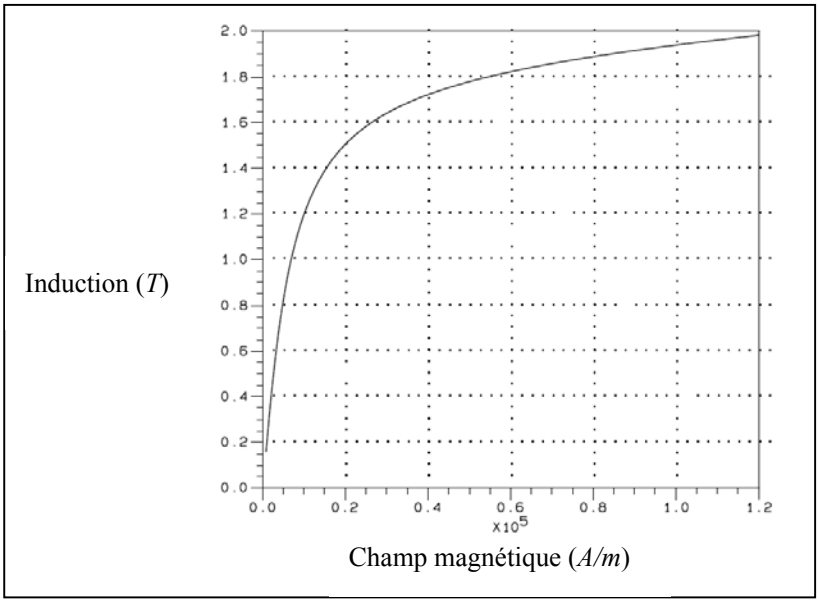


Figure 2.13 : Caractéristique d'aimantation univoque identifiée par calcul des champs pour le matériau fer-résine

La précision de la méthode d'identification en calcul des champs dépend de plusieurs facteurs. Les instruments utilisés pour mesurer la tension et le courant ont une incertitude de 0.2 %, faible devant l'incertitude associée au calcul des champs. Cette dernière dépend de la finesse du maillage, on peut l'estimer à 5 % pour la simulation d'un dispositif maillé finement, selon les différences constatées entre la simulation et la réalisation physique des dispositifs. Pour mettre en évidence la précision du calcul, il suffit de prendre la caractéristique *B(H)* obtenue et de l'introduire dans un modèle avec un nombre de mailles très important puis de comparer les courants obtenus. La précision de l'identification de la caractéristique d'aimantation dépend aussi de la tolérance acceptable sur la somme des carrés des erreurs entre la mesure et l'expérimentation simulée, car celle-ci dicte l'arrêt de la recherche itérative des paramètres du modèle. Enfin, la représentation de l'aimantation est limitée par les possibilités du modèle utilisé correspondant à une caractéristique d'aimantation univoque, qui ne prend pas en compte les phénomènes d'hystérésis alors que ceux-ci sont présents dans les mesures expérimentales. Comme il est difficile d'estimer et d'additionner ces erreurs de manière théorique, la comparaison entre le courant mesuré et celui issu de l'expérimentation simulée est utilisée comme validation. La figure 2.12 montre que les courants mesurés et simulés sont très similaires, ce qui démontre la validité des paramètres identifiés.

La validation de la caractéristique d'aimantation mesurée en calcul des champs a été faite lors de la conception de différents dispositifs (moteurs, inductances) au LEEPCI et l'expérience démontre que le dimensionnement effectué avec la caractéristique d'aimantation identifiée avec cette méthode est significativement plus proche de la réalisation physique que le dimensionnement fait avec la caractéristique d'aimantation identifiée à l'hystérésigraphe. Le paragraphe suivant présente la comparaison entre les courbes d'aimantation identifiées par les deux méthodes.

2.4.3 Analyse comparative des résultats des différentes méthodes de détermination de la caractéristique d'aimantation

Le matériau fer-résine a été identifié selon les deux méthodes utilisant un anneau et un pot-core usinés dans le même cylindre. Les caractéristiques d'aimantation obtenues, qui sont considérées significativement différentes, ont été présentées à la figure 2.2. Elles expliquent comment un dimensionnement optimal fait avec chacune de ces caractéristiques conduit à des dimensions différentes. Les valeurs de perméabilité relative mesurées à 1 T sont respectivement de 194 pour la méthode de l'hystérésigraphe et de 147 pour la méthode d'identification par calcul des champs.

Les différences concernent également la perméabilité autour de l'origine, ce qui écarte la possibilité d'une erreur due à la prise en compte du flux de fuite. Il est donc nécessaire de considérer à présent l'influence de l'anisotropie pour tenter d'expliquer l'écart entre les deux méthodes de mesure de la caractéristique d'aimantation. L'anisotropie pourrait être responsable des écarts car la direction de propagation du flux par rapport à la direction de pressage dans l'anneau est différente de celle dans le pot-core.

2.4.4 Mesure d'homogénéité et d'isotropie de la caractéristique d'aimantation par hystérésigraphe

Les matériaux magnétiques composites sont généralement considérés isotropes et ils sont assurément beaucoup plus isotropes que les matériaux laminés conventionnels. Ces derniers ne peuvent transporter de flux alternatif dans la direction normale au plan de laminage parce que la perméabilité dans cette direction est faible et parce que les courants de Foucault associés circuleraient facilement dans le plan des tôles. Comme les particules de fer sont sphéroïdes au

départ, il est logique de s'attendre à obtenir un matériau aux propriétés isotropes. Cependant les particules subissent une déformation plastique lors du pressage, qui a tendance à les aplanir dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage. Des particules allongées dans une direction particulière mènent à un matériau anisotrope si l'épaisseur de revêtement des particules est homogène (cf. § 3.6). Par ailleurs, la dispersion de la densité à l'intérieur de la pièce obtenue par pressage mène inévitablement à une inhomogénéité de la caractéristique d'aimantation.

2.4.4.1 Mesure de l'anisotropie de la caractéristique d'aimantation

Afin d'étudier l'influence de l'anisotropie sur les différences observées entre les deux méthodes de mesure de la caractéristique d'aimantation, il faut analyser la direction de propagation du flux dans chacun des types d'échantillons utilisés et la mettre en relation avec la direction de pressage. Les anneaux sont obtenus soit par pressage aux dimensions finales, soit par usinage dans un cylindre plus grand. Dans les deux cas, la direction du flux magnétique lors de la caractérisation est dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage. Pour la mesure faite à l'aide du calcul des champs, la direction du flux est dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage dans les parties supérieures et inférieures du pot-core (φ_{perp} sur la figure 2.14) et dans la direction de pressage dans la colonne centrale et dans la coque extérieure (φ_{press} sur la figure 2.14) .

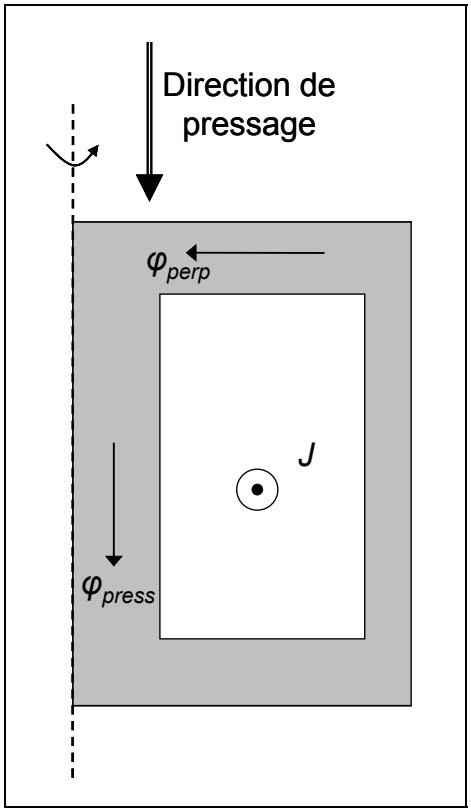


Figure 2.14 : Circulation du flux magnétique dans le pot-core lors de la mesure pour l'identification de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs

La circulation du flux dans un échantillon de type pot-core se fait suivant des trajets où l'anisotropie induite par le pressage est différente.

Une mesure d'anisotropie de la caractéristique d'aimantation a été effectuée au LEEPCI à l'aide d'un circuit magnétique hybride utilisant une partie en ferrite et une partie en matériau magnétique composite [52]. Ce montage est difficile à réaliser car la tolérance sur la taille des cubes de matériaux magnétiques composites doit être très faible pour éviter de créer un entrefer parasite. Un schéma du montage utilisé est présenté à la figure 2.15. L'analyse des tolérances faite dans le rapport démontre que les mesures sont significatives. La mesure met en évidence le fait que la perméabilité est inférieure dans la direction de pressage par rapport au plan perpendiculaire. Les données démontrent que la perméabilité relative (mesurée à 0.21 *T*) est de

129 dans la direction perpendiculaire à la direction de pressage et de 101 dans la direction de pressage. Il y a donc une diminution de 22 % de la perméabilité selon la direction de pressage, ce qui est difficilement négligeable si une partie importante du circuit magnétique transporte le flux magnétique dans cette direction.

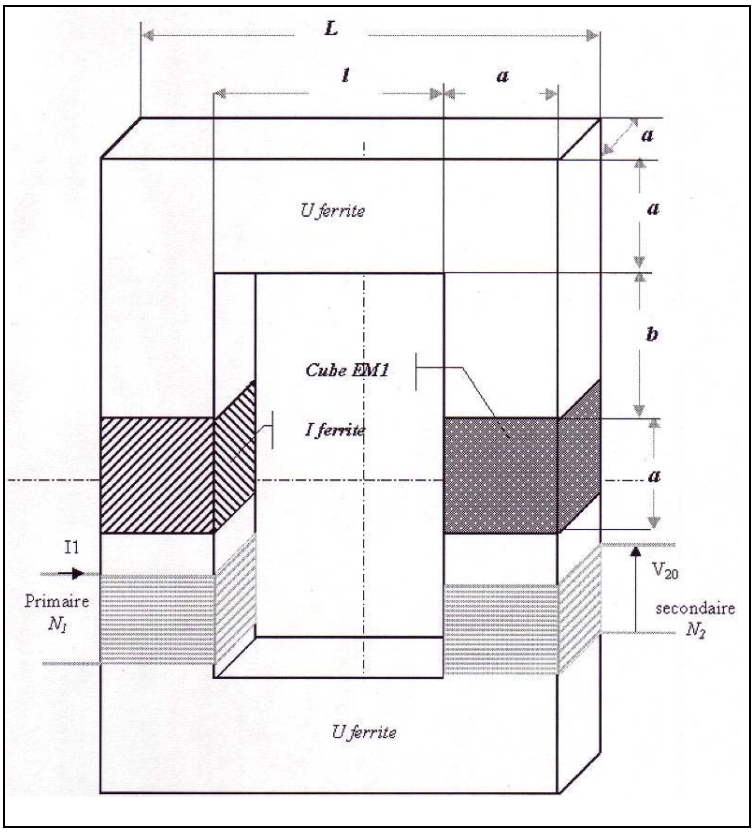


Figure 2.15 : Montage utilisé par Haouara [52] pour mesurer l'anisotropie de la caractéristique d'aimantation du matériau fer-résine

Une autre mesure d'anisotropie dans les matériaux magnétiques composites est retrouvée dans un article portant sur la caractérisation du matériau SOMALOY 500 dans un système d'aimantation à deux axes [53]. La mesure de la perméabilité relative à 0.5 *T*, lue sur le graphique dans l'article, est de 348 dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage et de 139 dans la direction de pressage. La diminution de la perméabilité dans la direction de pressage est alors de 60 %, ce qui n'est pas négligeable pour le dimensionnement d'une machine électrique.

Afin d'évaluer si l'anisotropie est responsable de la différence entre les mesures faites à l'hystérésigraphe et celles faites par la méthode de calcul des champs, deux mesures sont réalisées sur des anneaux ayant été usinés dans la direction de pressage et dans la direction perpendiculaire à cette dernière. L'usinage d'anneaux ne permet pas d'obtenir un circuit magnétique où le flux ne circule que dans la direction de pressage. La figure 2.16 présente l'usinage des anneaux de caractérisation de l'isotropie des matériaux magnétiques composites.

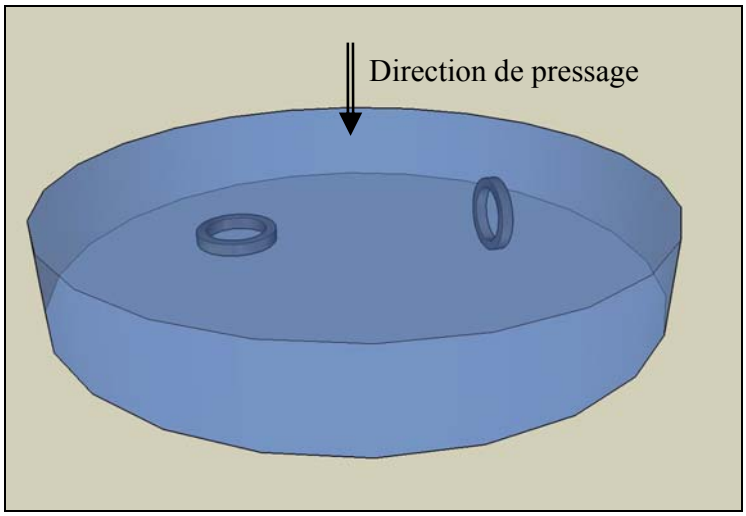


Figure 2.16 : Schéma d'usinage des anneaux pour la mesure de l'isotropie magnétique.

Sur la figure 2.16, l'anneau de droite comporte un parcours dont la moitié est dans la direction de pressage et la moitié dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage. La caractéristique d'aimantation selon la direction de pressage est déterminée grâce à l'échantillon de gauche qui comporte un parcours de flux magnétique entièrement contenu dans ce plan.

Les caractéristiques d'aimantation mesurées à l'hystérésigraphe pour les deux anneaux usinés selon le schéma de la figure 2.16 sont présentées à la figure 2.17.

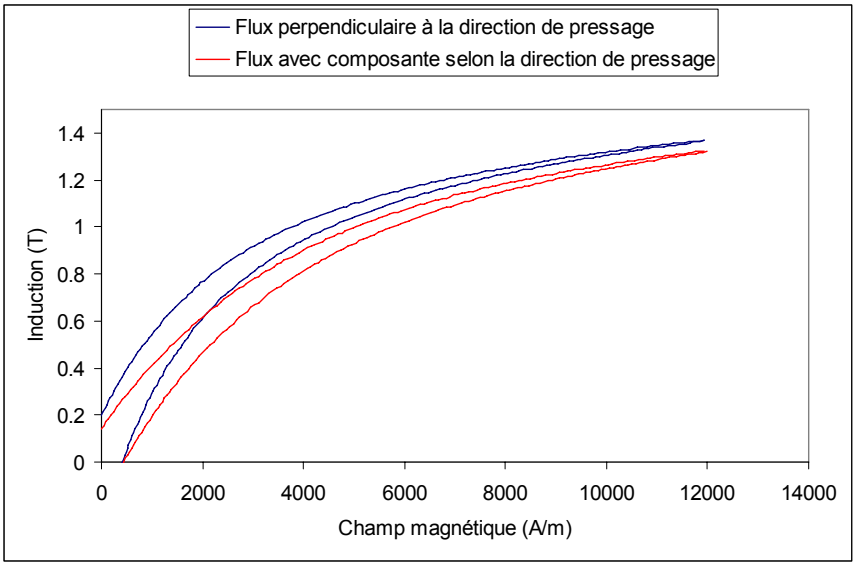


Figure 2.17 : Caractéristiques d'aimantation d'anneaux usinés dans deux plans différents par rapport à la direction de pressage

On observe sur la figure 2.17 que la perméabilité de l'échantillon usiné dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage est supérieure à celle de l'échantillon ayant une composante dans la direction de pressage. La perméabilité à 1 *T* du premier anneau est de 194 et celle du second est de 148. Ces différences de perméabilité sont similaires à celles observées entre la mesure sur l'anneau usiné dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage et celle sur le pot-core.

Il est possible d'approcher la caractéristique d'aimantation selon la direction de pressage à partir des mesures sur les deux anneaux usinés dans des plans perpendiculaires. Pour l'anneau usiné avec la moitié du circuit magnétique dans la direction de pressage, la perméabilité équivalente totale est donnée par :

$$R_{eq} = \frac{l_{tot}}{\mu_{eq} A} = \frac{l}{2\mu_{pres} A} + \frac{l}{2\mu_{perp} A} \qquad (2\text{-}11)$$

R_{eq} réluctance équivalente totale ($1/H$)
A section de l'anneau (m^2)
μ_{press} perméabilité selon la direction de pressage (H/m)
μ_{perp} perméabilité dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage (H/m)

La perméabilité dans la direction de pressage est donc donnée par :

$$\mu_{press} = \frac{\mu_{eq}}{2 - \mu_{eq} / \mu_{perp}} \tag{2-12}$$

En utilisant la caractéristique d'aimantation issue d'un flux circulant dans la direction perpendiculaire à la direction de pressage (μ_{perp}) et celle issue d'un parcours mixte (μ_{eq}) présentées à la figure 2.17, on obtient la caractéristique d'aimantation dans la direction de pressage (μ_{press}), qui est présentée à la figure 2.18.

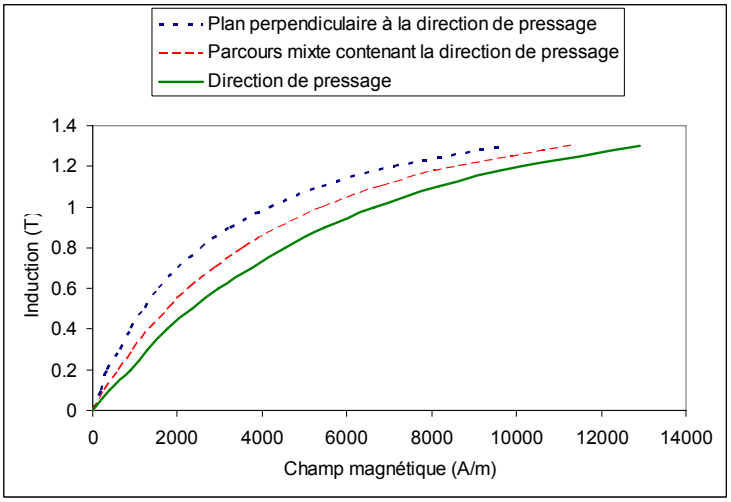


Figure 2.18 : Caractéristique d'aimantation du matériau fer-résine selon la direction de pressage et dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage

L'anisotropie du matériau mesurée dans cette section est utilisée pour la validation des modèles d'aimantation mis en œuvre à la section 3.6

La figure 2.19 présente la comparaison de la caractéristique d'aimantation de l'échantillon usiné avec une composante dans la direction de pressage et celle du pot-core identifiée par calcul des champs.

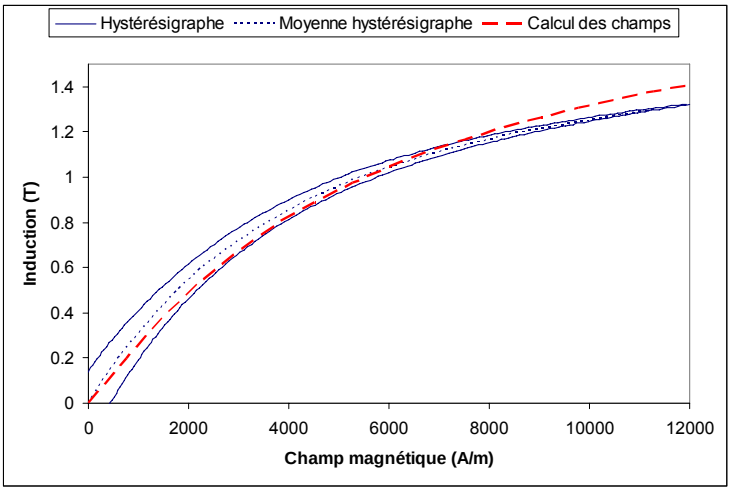


Figure 2.19 : Comparaison entre la caractéristique d'aimantation d'un anneau usiné selon la direction de pressage et celle d'un pot-core

La ressemblance des caractéristiques d'aimantation présentées à la figure 2.19 peut être expliquée par la similarité des parcours de flux magnétique par rapport à la direction de pressage. Pour l'anneau caractérisé à l'hystérésigraphe (cf. figure 2.16, échantillon de droite), 50 % du trajet du flux est selon la direction de pressage et 50 % du trajet est dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage. Pour le pot-core, 59 % du trajet du flux est selon la direction de pressage et 41 % du trajet du flux est dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage.

L'étude réalisée démontre que la différence observée entre les caractéristiques d'aimantation mesurées à l'aide d'un hystérésigraphe et identifiées par calcul des champs est principalement due à l'anisotropie du matériau. Les deux méthodes d'identification de la caractéristique d'aimantation donnent des résultats qui sont similaires aux niveaux d'induction utilisés dans les machines électriques réalisées jusqu'à maintenant avec les matériaux magnétiques composites.

2.4.4.2 Mesure d'homogénéité de la caractéristique d'aimantation

Les pièces produites par métallurgie des poudres comportent des variations de densité qui sont dues à la méthode de pressage. Pour un cylindre pressé dans la direction axiale, la densité est maximale sur les arêtes et diminue à mesure qu'on s'approche du centre (cf. figure 2.20).

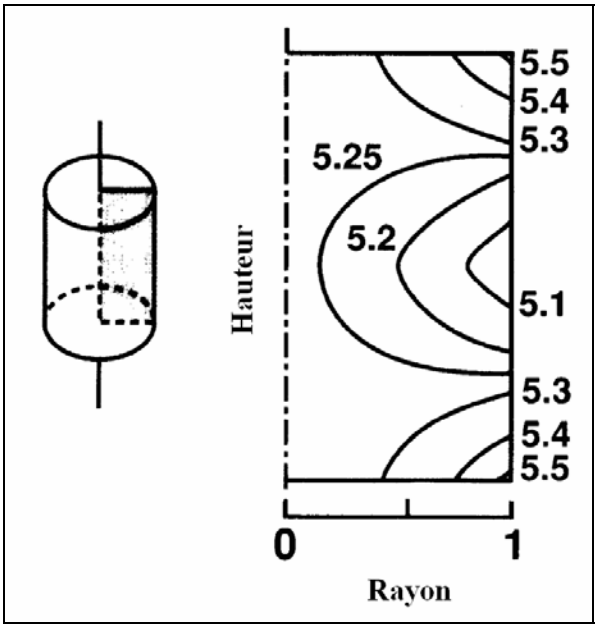


Figure 2.20 : Dispersion de densité d'une pièce produite par métallurgie des poudres [16]

La mesure de l'inhomogénéité de la caractéristique d'aimantation en fonction de la profondeur a été effectuée sur deux anneaux de matériau fer-résine usinés dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage. Les dimensions des anneaux sont données au tableau 2.1. Le premier est usiné directement sous la surface du cylindre pressé et le second en dessous du premier (cf. figure 2.21).

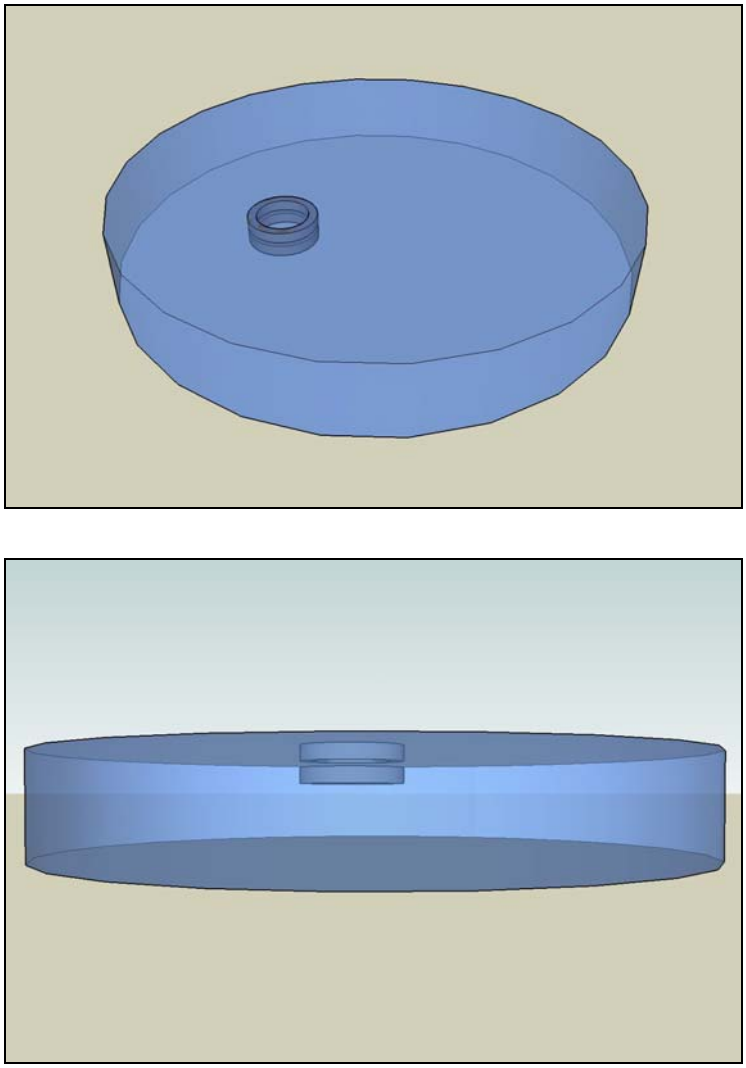


Figure 2.21 : Dessin d'usinage de deux anneaux pour la mesure d'homogénéité de la caractéristique d'aimantation

La figure 2.22 présente les caractéristiques d'aimantation mesurées à l'hystérésigraphe pour ces deux anneaux.

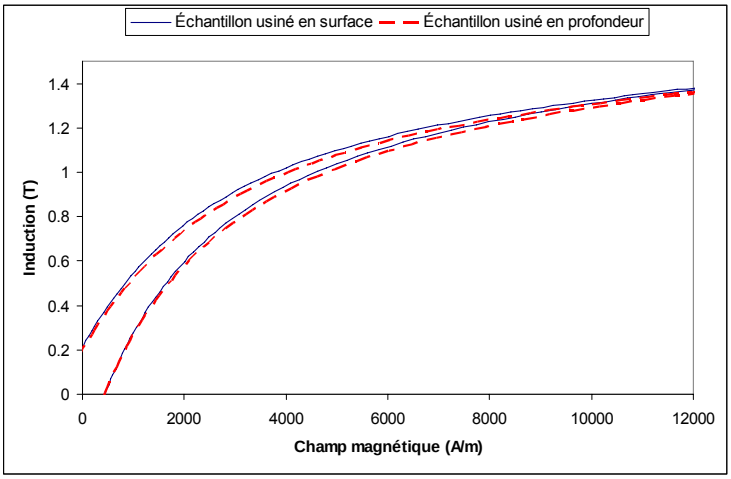


Figure 2.22 : Caractéristiques d'aimantation d'un anneau usiné en surface et d'un anneau usiné en profondeur d'une pièce

On observe à la figure 2.22 que la variation de la courbe d'aimantation due à la dispersion de la densité est faible et donc négligeable pour le dimensionnement d'une machine électrique.

2.5 Mesure de la résistivité des matériaux magnétiques composites

La mesure de résistivité des matériaux magnétiques doux est nécessaire pour la prédiction des pertes par courants de Foucault dans les applications à aimantation variable. Plusieurs méthodes de mesure de résistivité des matériaux magnétiques sont présentées dans la littérature, la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes étant la plus répandue pour la mesure sur les matériaux laminés. Un nombre limité de publications existe aussi traitant de la mesure de résistivité des matériaux magnétiques composites. Lefebvre et Gélinas [54] ont étudié l'influence de la distance entre les pointes d'un micro-ohmmètre à quatre pointes sur la mesure de résistivité pour des échantillons en forme de barres de résistance à la rupture transverse. D'autres auteurs proposent des méthodes de mesure basées sur l'induction de courants de Foucault dans des échantillons sous forme de circuit fermé [39, 44]. Ces méthodes utilisant des courants induits n'ont pas été comparées avec celle du micro-ohmmètre ni validées par des applications concernant le dimensionnement des machines.

Pour un matériau donné, il a été démontré que la mesure de résistivité sur des échantillons de géométrie différente donne des résultats significativement différents [55]. La figure 2.23 présente

la mesure de résistivité sur une barre de résistance à la rupture transverse et sur un anneau de caractérisation magnétique pour le matériau fer-résine mis en forme dans les mêmes conditions.

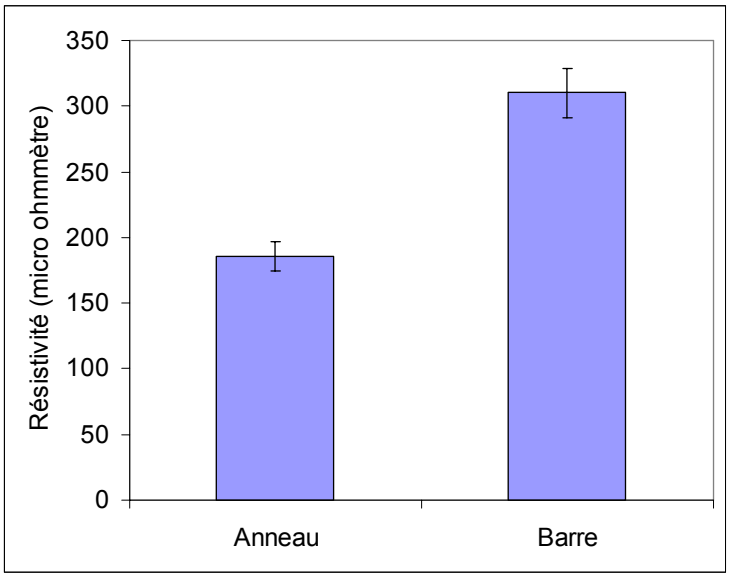


Figure 2.23 : Résistivité mesurée au micro-ohmmètre sur le matériau fer-résine pour deux échantillons de géométrie différente

La variation de résistivité de 40 % montrée à la figure 2.23 n'est pas acceptable pour le dimensionnement d'une machine électrique avec une précision de moins de 5 % car elle peut mener à une erreur significative d'estimation des pertes, du rendement et de l'échauffement. Les barres d'erreur représentées sur le graphique sont issues de l'incertitude sur la mesure due à l'appareil, qui est de 2 %.

La différence fondamentale entre les tôles conventionnelles et les matériaux magnétiques composites réside dans l'hétérogénéité de ces derniers à l'échelle microscopique. Les matériaux magnétiques composites sont un mélange de poudre de fer conductrice recouverte d'une couche mince d'oxyde [56] moins conductrice et d'un revêtement plus ou moins homogène et fortement diélectrique.

L'objectif de cette partie est l'étude, l'utilisation et la comparaison des différentes méthodes de mesure de la résistivité des matériaux magnétiques composites. Deux nouvelles méthodes de

mesure basées sur l'induction de courants de Foucault dans des échantillons formant un circuit fermé sont proposées.

La méthode standardisée utilisant le micro-ohmmètre à quatre pointes est d'abord étudiée. L'influence de la géométrie de l'échantillon et de l'état de surface sur la valeur mesurée est estimée. Par la suite, quatre méthodes, dont deux sont nouvelles, basées sur l'induction de courants de Foucault dans un échantillon sous forme d'anneau sont utilisées. On applique ces méthodes sur quatre échantillons avec une induction et une fréquence variables afin de déterminer les paramètres optimaux de l'expérimentation. Les résultats de mesure de résistivité par courants induits sont comparés entre eux et avec ceux de la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes sur les mêmes anneaux. Enfin, la mesure d'anisotropie et d'inhomogénéité de la résistivité est réalisée à l'aide de la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes.

2.5.1 Mesure de résistivité par micro-ohmmètre à quatre pointes

La méthode de mesure de résistivité à l'aide d'un micro-ohmmètre à quatre pointes est couramment utilisée sur des matériaux laminés [57]. L'étude de cette méthode vise à vérifier la validité des hypothèses qui y sont associées dans le cas des matériaux magnétiques composites. Les hypothèses sont les suivantes:

- la résistance de contact entre l'électrode de mesure de tension et le matériau est négligeable
- la conductivité du matériau est isotrope et homogène
- le courant est uniformément réparti à travers la section de l'échantillon entre les électrodes de mesure de tension.

Le micro-ohmmètre utilise quatre électrodes alignées, dont l'espacement est uniforme. Le principe de mesure au micro-ohmmètre à quatre pointes réside dans l'utilisation d'une paire d'électrodes pour l'injection du courant, positionnées aux extrêmes, et d'une seconde paire d'électrodes pour la mesure de tension, positionnées entre les électrodes de courant. Le faible courant qui circule dans les électrodes de mesure de la tension permet de minimiser la différence de potentiel de contact. La précision de mesure de la tension aux bornes de l'échantillon est ainsi améliorée par rapport à la mesure de résistivité à deux électrodes.

Selon le standard de l'ASTM, la résistance électrique est déterminée à l'aide du courant traversant l'échantillon et de la tension lue sur les électrodes de mesure de tension selon :

$$R = \frac{V}{I} \tag{2-13}$$

R résistance électrique (Ω)
V tension sur les électrodes de tension (V)
I courant dans l'échantillon (A)

Et la résistivité est calculée en utilisant :

$$\rho = \frac{RS}{l} \tag{2-14}$$

ρ résistivité globale du matériau (Ωm)
R résistance électrique (Ω)
S surface normale au flux ou courant électrique (m^2)
l distance entre les électrodes de tension (m)

L'échantillon doit être maintenu à une température constante et connue pendant la mesure car la résistivité varie avec la température [58]. Comme le matériau est inhomogène, la distance entre les électrodes ainsi que la surface de leur pointe doivent être significativement plus grandes que la taille des inhomogénéités. Pour les mesures présentées dans cette thèse, la distance entre les électrodes est entre 7.9 et 10.5 mm, elle est donc beaucoup plus grande que le diamètre des particules de fer qui est d'environ 30 μm. Les barres de résistance à la rupture transverse utilisées comme échantillons ont une épaisseur de 6.35 mm et une largeur de 12.75 mm. L'hypothèse de base qui stipule que la mesure est effectuée à une échelle permettant de négliger l'hétérogénéité du matériau est donc respectée.

La surface des pointes du micro-ohmmètre doit aussi être suffisamment grande pour injecter le courant et mesurer la tension sur plusieurs particules. Les pointes présentent un bout plat d'un diamètre supérieur à 350 μm tel qu'illustré à la figure 2.24 où l'image d'une pointe prise au microscope à faible grossissement est montrée.

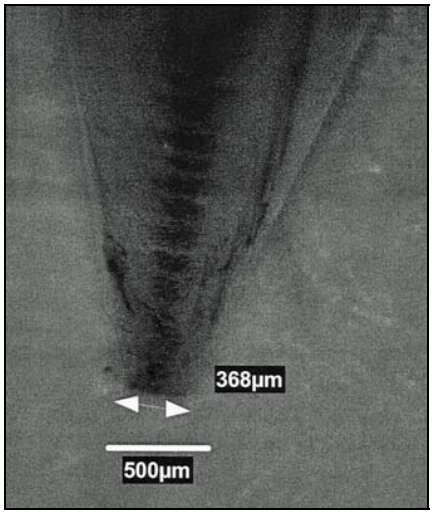


Figure 2.24 : Pointe du micro-ohmmètre

Les valeurs utilisées pour calculer le nombre approximatif de particules en contact avec une pointe du micro-ohmmètre sont présentées au tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Paramètres utilisés dans le calcul du nombre de particules en contact avec une pointe du micro-ohmmètre

Diamètre de particule d (*µm*)	**Diamètre de pointe D, (*µm*)**	**Rapport des surfaces D^2/d^2**	**Facteur de remplissage du matériau, (*%*)**	**Nombre de particules en contact avec la pointe**
30	350	136	93	127

Le nombre de particules en contact avec une pointe du micro-ohmmètre est donc suffisant pour éliminer l'effet de l'hétérogénéité du matériau.

2.5.1.1 Précision de la mesure de résistance électrique par le micro-ohmmètre

Ce paragraphe présente l'évaluation de la précision des mesures de résistivité faites à l'aide du micro-ohmmètre à quatre pointes. Afin de limiter l'influence de la géométrie, de l'inhomogénéité, de l'anisotropie et de l'état de surface sur l'évaluation de la précision, des échantillons du matériau fer-résine usinés dans un bloc plus grand sont utilisés. Ces conditions

expérimentales sont les meilleures que l'on puisse obtenir car les échantillons ne présentent pas de surface exposée aux poinçons lors du pressage, ni à l'oxydation lors du recuit.

La variabilité des mesures dépend principalement de quatre facteurs :

- la précision du micro-ohmmètre
- la lecture des valeurs sur le micro-ohmmètre (instrument à aiguille)
- l'état de surface de l'échantillon
- le placement des électrodes du micro-ohmmètre sur l'échantillon

La figure 2.25 présente un grand nombre de mesures de résistivité effectuées sur un même échantillon à l'aide du micro-ohmmètre afin d'étudier la reproductibilité des mesures. Pour chacun des points de mesure, l'incertitude due au micro-ohmmètre est présentée.

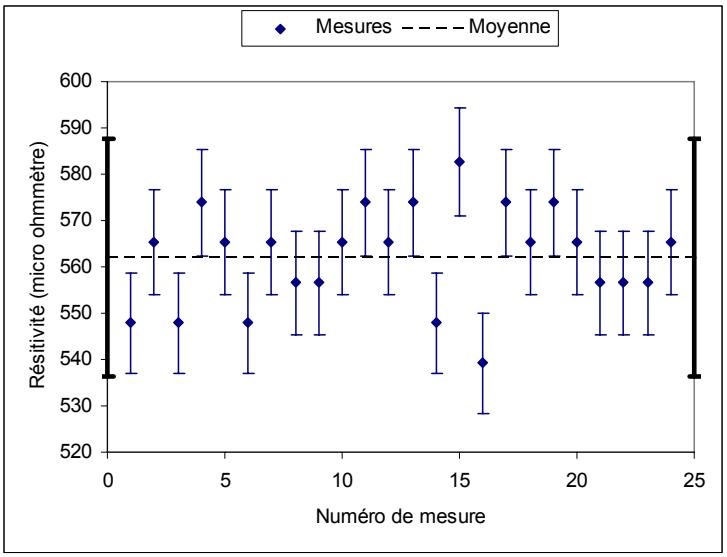


Figure 2.25 : Résistivité mesurée par la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes pour l'évaluation de la précision de la méthode

On remarque sur la figure 2.25 que certaines mesures sont significativement différentes des autres ce qui indique que les conditions expérimentales ont une influence significative sur la mesure. Pour prendre en compte la variabilité expérimentale, on calcule l'intervalle de confiance contenant 99 % des mesures à l'aide de la distribution de Student. Les limites de cet intervalle de confiance sont représentées par les barres d'erreur situées aux extrêmes gauche et droite du graphique qui sont centrées sur la moyenne. La précision totale de la mesure de résistivité au

micro-ohmmètre, incluant l'incertitude de l'instrument et la variabilité liée aux conditions expérimentales, est donc de 5.1 %. Cette précision est à la limite du critère d'acceptabilité pour le dimensionnement des machines électriques fixé dans cette thèse qui est de 5 %.

2.5.1.2 Influence de la géométrie de l'échantillon sur la résistivité mesurée

La résistivité d'un matériau est une caractéristique propre qui devrait être indépendante de la géométrie, si les contraintes sur les facteurs de formes des échantillons sont suffisantes pour assurer des propriétés uniformes à travers toute la section.

Dans le cas où l'échantillon présente une épaisseur ou une largeur importante par rapport à la distance entre les pointes du micro-ohmmètre, la répartition du courant n'est pas uniforme à travers sa section pour la portion située entre les électrodes de tension. La compensation de l'effet de la géométrie sur la résistivité mesurée a été étudiée par Smits [59]. Cette méthode de compensation développée par Smits a été utilisée par Lefebvre et Gélinas sur des barres de mesure de résistance à la rupture [54]. Ces travaux ne présentent qu'un seul facteur de forme, ce qui ne permet pas de déterminer si la valeur mesurée est indépendante de la géométrie. Les travaux présentés ici visent à mesurer l'influence de la géométrie sur la résistivité mesurée, corrigée par les coefficients développés par Smits.

2.5.1.3 Méthode de Smits pour la compensation de l'effet de la géométrie sur la valeur de résistivité mesurée à l'aide d'un micro-ohmmètre à quatre pointes

La méthode développée par Smits au cours des années 1950, pour la mesure de la résistivité des semi-conducteurs permet de compenser l'influence de la géométrie de l'échantillon sur la mesure de sa résistivité. Elle est basée sur la méthode des images pour le calcul de la distribution du potentiel électrique dans l'échantillon et donne les facteurs de correction à appliquer à la mesure de résistance électrique pour obtenir la résistivité.

Smits a étudié le cas des échantillons d'épaisseur e comparable à l'espacement s entre les pointes du micro-ohmmètre ; cet arrangement est illustré à la figure 2.26.

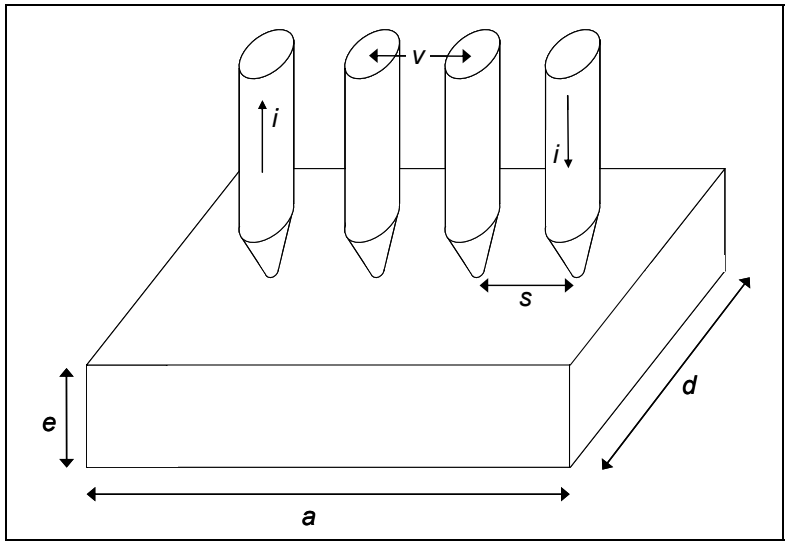


Figure 2.26 : Mesure de la résistivité à l'aide d'un micro-ohmmètre sur un échantillon épais

L'équation à utiliser dans ce cas est :

$$\rho = F\left(e/s\right)\frac{V}{I}\frac{S}{e} \tag{2-15}$$

ρ résistivité électrique (Ωm)
$F(e/s)$ facteur de correction pour l'épaisseur de l'échantillon
V tension aux bornes des électrodes de mesure de tension (V)
I courant traversant les électrodes d'injection de courant (A)
S section de l'échantillon (m^2)
e épaisseur de l'échantillon (m)

Les facteurs de correction calculés par Smits sont donnés au tableau 2.3.

Tableau 2.3 : Facteurs de correction développés par Smits pour la mesure de la résistivité à l'aide de la méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes sur des échantillons épais

Épaisseur / espacement	**Facteur de correction *F(e/s)***
0.4	0.9995
0.5	0.9974
0.5555	0.9948
0.6250	0.9898
0.7143	0.9798
0.8333	0.9600
1.0	0.9211
1.1111	0.8907
1.25	0.8490
1.4286	0.7398
1.6666	0.7225
2.0	1.6336

La validation de l'utilisation des facteurs de correction de Smits sur des échantillons issus de matrices présentant des formes différentes, pourrait induire une variabilité due aux conditions de mise en forme. Afin d'éviter ces problèmes, les mesures sont faites sur des barres de résistance à la rupture transverse, en plaçant les pointes du micro-ohmmètre successivement sur les faces larges et étroites de l'échantillon. Ces deux conditions de mesure présentent des rapports d'épaisseur sur espacement des électrodes différentes, tout en assurant des propriétés identiques du matériau.

Les dimensions des échantillons et les facteurs de correction utilisés sont présentés au tableau 2.4. Pour déterminer les facteurs de correction à utiliser à partir du tableau 2.3, l'interpolation linéaire a été utilisée pour le ratio *e/s*.

Tableau 2.4 : Dimensions des échantillons et facteurs de correction à appliquer pour la mesure de résistivité avec un espacement *s* de 10.5 *mm*

Échantillon	**Face de mesure**	**Largeur *d* *(mm)***	**Épaisseur *e* *(mm)***	**Ratio *e/s***	***F(e/s)***
Barre de résistance à la rupture transverse	Large	12.75	6.35	0.60	0.97
	Étroite	6.35	12.75	1.21	0.86

Les résultats de mesure pour deux conditions, après correction à l'aide des coefficients proposés par Smits, sont présentés à la figure 2.27.

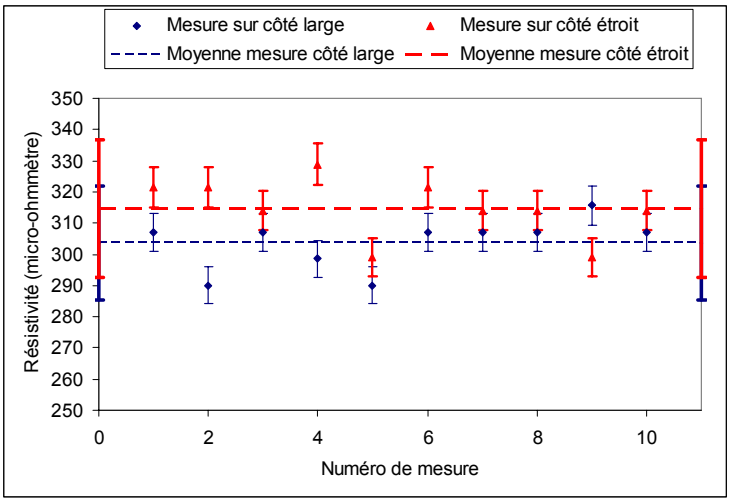


Figure 2.27 : Résistivité mesurée sur deux faces d'un échantillon de section rectangulaire pour valider l'influence du facteur de forme

Sur la figure 2.27, chacune des mesures est représentée par un point autour duquel l'intervalle de confiance dû à l'incertitude de l'instrument de mesure est indiqué par une barre d'erreur verticale. Les moyennes des mesures de résistivité sur le côté large et sur le côté étroit de l'échantillon sont aussi présentées avec l'intervalle de confiance à 99 % issu de la distribution de Student. Les résultats démontrent que ces intervalles de confiance se recoupent, les mesures sont donc jugées non significativement différentes.

2.5.1.4 Effet du traitement de surface sur la résistivité mesurée au micro-ohmmètre

La technique de production des matériaux magnétiques composites par pressage dans une matrice suivi d'un recuit pour lier le diélectrique, engendre une oxydation de surface qui modifie les propriétés du matériau. Les faciès de rupture des barres de résistance à la rupture transverse de matériau fer-diélectrique recuites à plus de 350 °*C* présentent une oxydation visible sur plus d'un millimètre à partir de la surface, alors que ceux des barres de matériau fer-résine ne présentent qu'une oxydation superficielle.

La problématique de mesure abordée ici consiste à déterminer si l'influence de la couche d'oxyde superficielle sur la valeur mesurée au micro-ohmmètre est significative.

Des mesures expérimentales sont effectuées avant puis après enlèvement de la couche d'oxyde par ponçage léger d'un échantillon de matériau fer-diélectrique recuit à 450 °*C* pendant 30 *min*. Ces conditions de recuit sont représentatives d'un traitement thermique optimal sur ce matériau.

L'enlèvement de la couche d'oxyde par une méthode chimique n'est pas utilisable car ce procédé risquerait de détériorer le revêtement des particules et de provoquer une erreur de mesure : le ponçage des surface est donc utilisé. Celui-ci est réalisé en utilisant des papiers de granulométrie fine en ne passant que dans la direction perpendiculaire à la circulation du courant dans l'échantillon, afin d'éviter la création de parcours conducteurs sur sa surface dans la direction de propagation du courant. La figure 2.28 présente l'état de surface des échantillons avant et après ponçage.

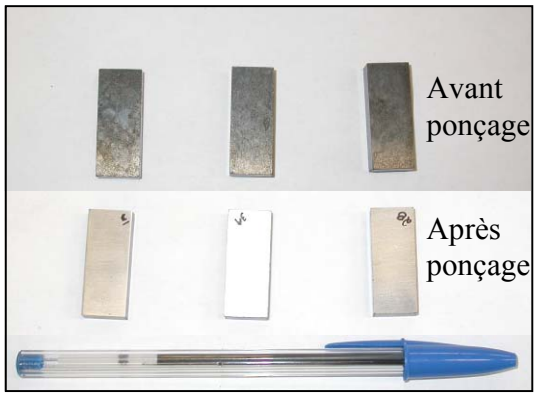


Figure 2.28 : État de surface d'échantillons de matériau fer-diélectrique avant et après ponçage

La figure 2.29 présente une photographie agrandie de la barre située au centre dans la partie supérieure de la figure 2.28. Cela permet de voir l'inhomogénéité de la couche d'oxyde avant le ponçage.



Figure 2.29 : Détail de surface d'une barre de matériau fer-diélectrique après recuit à 450 °*C*

La variation de la résistance due à la couche d'oxyde est donnée au tableau 2.5. Cinq mesures ont été prises sur chacune des faces avant et après ponçage ; chaque valeur est donc la moyenne de 10 lectures.

Tableau 2.5 : Résistance électrique mesurée au micro-ohmmètre avant et après ponçage de barres de matériau fer-diélectrique recuites à 450 °*C*

Échantillon	**Résistance avant ponçage (mΩ)**	**Résistance après ponçage (mΩ)**	**Variation (%)**
Barre 1	4.06	4.02	0.84
Barre 2	5.76	5.22	9.38
Barre 3	4.50	4.01	10.81

L'influence de l'enlèvement de la couche d'oxyde n'est pas constante et elle est supérieure à la variabilité de la méthode de mesure utilisée. L'inhomogénéité de la couche d'oxyde visible sur la figure 2.29 peut expliquer la variabilité de l'influence de la couche d'oxyde sur la valeur de résistance électrique mesurée.

L'effet du ponçage de surface de l'échantillon 3 est de près de 11 % sur la résistance et la résistivité mesurées, ce qui est considéré comme significatif pour le dimensionnement d'une machine électrique dont les pertes par courants de Foucault ne sont pas négligeables (généralement haute fréquence ou grande taille). Le ponçage des pièces est donc recommandé, lorsque la méthode du micro-ohmmètre est utilisée sur le matériau fer-diélectrique.

La résistivité mesurée par la méthode du micro-ohmmètre est suffisamment précise pour être utilisée pour le dimensionnement des machines électriques faites de matériaux magnétiques composites. L'influence de la géométrie des échantillons sous forme de barres peut être compensée par les facteurs de correction développés par Smits. Le respect des hypothèses associées à la méthode n'est toutefois pas assuré car nous n'avons pas comparé les valeurs de résistivité mesurées avec celles d'un échantillon de référence, qui n'existe pas pour les matériaux magnétiques composites. La validation de l'exactitude de la valeur mesurée sera effectuée au paragraphe 2.5.3 qui présente l'analyse comparative des résultats des cinq méthodes de mesure de résistivité présentées dans cette thèse.

2.5.2 Mesure de résistivité basée sur les courants induits

La technique développée dans cette partie consiste à effectuer une variation de flux magnétique à travers la fenêtre d'échantillons annulaires identiques à ceux utilisés pour la mesure de la caractéristique d'aimantation, afin d'induire des courants qui serviront à la mesure de la résistivité. Ce principe de mesure permet d'éliminer les problèmes de contact des électrodes sur le matériau, les problèmes de répartition de courant dans la section de l'échantillon et de chute de potentiel sur les contacts.

Afin de maximiser la quantité de flux traversant la fenêtre de l'échantillon annulaire, celui-ci est placé autour d'un circuit magnétique qui est alimenté par une source de tension. Le transformateur ainsi formé comprend un enroulement primaire pour l'alimentation, un enroulement secondaire en circuit ouvert pour la mesure de la quantité de flux traversant l'anneau et un enroulement tertiaire d'un tour en « court-circuit » constitué par l'anneau. Le flux magnétique traversant l'anneau est limité au flux de fuite du transformateur, son aimantation est donc très faible et ses pertes par hystérésis négligeables. Dans le cas où les courants induits dans l'anneau sont élevés, il peut apparaître un niveau d'induction non négligeable dans l'échantillon. L'évaluation de l'importance de ce phénomène est effectuée par calcul des champs au paragraphe 2.5.2.5.

Cette section présente d'abord l'utilisation de deux méthodes existantes basées sur l'utilisation des courants induits pour la mesure de résistivité [39, 44]. Deux autres méthodes dérivées du

même principe sont ensuite développées afin de contourner certaines difficultés inhérentes aux méthodes existantes.

Le principal montage expérimental est constitué d'un transformateur fait de matériau amorphe de la compagnie Metglas (matériau 2605SA1, noyau AMCC367S de la compagnie Metglas) autour duquel des bobinages primaire et secondaire sont insérés. L'échantillon est placé autour du noyau du transformateur tel que montré à la figure 2.30.

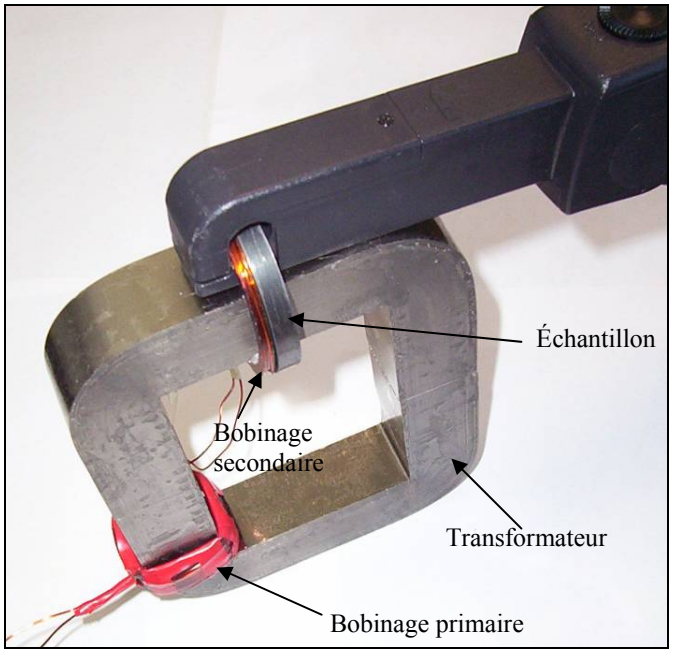


Figure 2.30 : Montage de mesure de résistivité par courant induit

On remarque sur la photo du dispositif expérimental à la figure 2.30 la présence d'une pince ampère-métrique autour de l'échantillon et du bobinage secondaire. Cette sonde est utilisée par la méthode de mesure basée sur la mesure directe de courant présentée à la section 2.5.2.3. Par ailleurs, l'inducteur est placé à l'écart de l'échantillon et de la sonde de courant de manière à minimiser le flux de fuite capté par cette dernière.

Un second montage expérimental est employé pour le développement d'une méthode de mesure spécifique de résistivité par calcul des champs. Cette méthode exige plusieurs simulations du dispositif expérimental : l'utilisation d'un dispositif axisymétrique est avantageuse car elle

permet la simulation en deux dimensions. Le second montage, présenté à la figure 2.31, est constitué d'un transformateur de type pot-core.

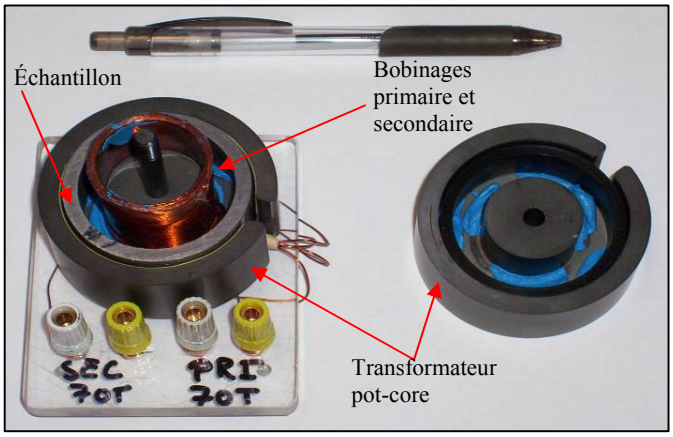


Figure 2.31 : Montage de caractérisation de la résistivité par courant induit spécifique à l'identification par calcul des champs

Le matériau du transformateur dans ce dernier montage est une ferrite (matériau 3C81, noyau P66/56 de la compagnie Ferroxcube) qui a le désavantage de présenter une induction à saturation de 0.43 T, beaucoup plus faible que celle du matériau amorphe utilisé dans le premier montage (1.56 T).

Quatre échantillons sont utilisés pour les mesures de résistivité par courants induits. Leurs dimensions exactes sont données au tableau 2.6.

Tableau 2.6 : Dimensions des anneaux utilisés pour la mesure de résistivité basée sur les courants induits

Échantillon	**Diamètre externe (*mm*)**	**Diamètre interne (*mm*)**	**Épaisseur (*mm*)**	**Longueur électrique (*mm*)**	**Section (mm^2)**
1	52.55	43.67	6.44	150.71	28.59
2	52.55	43.64	6.40	150.66	28.51
3	52.50	43.63	6.35	150.57	28.16
4	52.50	43.63	6.40	150.57	28.38

Les échantillons ont été obtenus par pressage direct aux dimensions finales. Leurs paramètres de mise en forme et de recuit ont été choisis de manière à représenter la gamme de matériaux magnétiques composites fer-résine et fer-diélectrique actuels.

2.5.2.1 Détermination de la fréquence maximale utilisable en fonction de l'effet de peau

Lors de l'utilisation des courants induits pour la mesure résistivité, il est intéressant d'augmenter la fréquence d'alimentation du transformateur afin de maximiser les pertes dans les échantillons et d'augmenter la précision des mesures. Effectivement, le champ électrique est proportionnel au taux de variation du flux traversant la fenêtre de l'anneau et les pertes par courants induits sont donc proportionnelles au carré de cette fréquence. La fréquence maximale utilisable est limitée par la validité de l'hypothèse qui stipule que la profondeur de pénétration est négligeable devant la taille des échantillons.

La profondeur de pénétration est donnée par :

$$d = \sqrt{\frac{\rho}{\pi f \mu_0 \mu_r}} \tag{2-16}$$

d profondeur de pénétration (m)
ρ résistivité électrique (Ωm)
f fréquence d'alimentation (Hz)
μ_0 perméabilité du vide (H/m)
μ_r perméabilité relative du matériau

Les profondeurs de pénétration en fonction de la fréquence ont été calculées selon l'équation 2-16 pour deux matériaux magnétiques composites extrêmes, en utilisant l'approximation de leurs caractéristiques électriques : résistivité de 500 $\mu\Omega m$ et perméabilité relative de 225 pour le fer-résine, résistivité de 70 $\mu\Omega m$ et perméabilité relative de 500 pour le fer-diélectrique. Les résultats des calculs sont présentés à la figure 2.32.

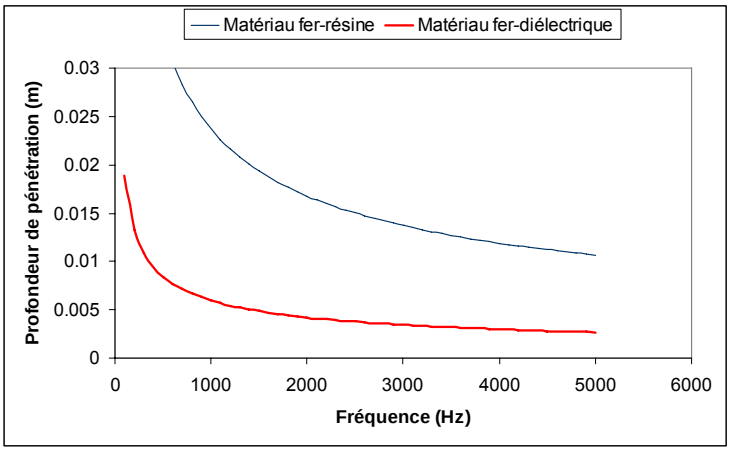


Figure 2.32 : Profondeur de pénétration pour les matériaux magnétiques composites courants

La figure 2.32 montre que, pour le matériau fer-diélectrique, la profondeur de pénétration à 5 *kHz* est inférieure à 5 *mm*. La largeur de la section de l'échantillon dans la direction radiale est de 4.4 *mm*, ce qui indique qu'une variation significative de la densité de courant se produira dans la section de l'échantillon à cette fréquence. La fréquence maximale de la source disponible, qui est de 5 *kHz*, ne peut pas être utilisée pour tous les échantillons si on veut respecter l'hypothèse que l'effet pelliculaire est négligeable. Il est effectivement nécessaire de supposer que la répartition du courant est homogène.

Comme la résistivité de chacun des échantillons est inconnue *a priori*, il est impossible de déterminer à quelle fréquence la répartition du courant sera significativement perturbée par l'effet de peau. Par ailleurs, la température de l'échantillon doit être maintenue constante durant l'essai car ce paramètre influence la résistivité du matériau. Un calcul simple d'échauffement adiabatique permet de déterminer que pour limiter à 15 °*C* la variation de température d'un anneau de 30 grammes lors d'une expérimentation durant 10 secondes, les pertes dans l'échantillon doivent être inférieures à 20 *W*. La résistivité du matériau fer-résine passe de 312 à 308 $\mu\Omega m$ entre 25 et 40 °*C* selon l'article de Gaworska et al. [58]. Une variation de la résistivité de moins de 1.5 % est donc attendue pour une élévation de température de 15 °*C*.

Lors de l'expérimentation, la technique utilisée consiste à augmenter la fréquence d'alimentation du transformateur jusqu'à obtenir au maximum 20 *W* de dissipation dans l'échantillon. Par la

suite, l'analyse de la variation de la résistivité mesurée en fonction de la fréquence permet de déterminer si la valeur mesurée est indépendante de la fréquence.

2.5.2.2 Mesure de résistivité par mesure des pertes

Une première méthode consiste à mesurer les pertes magnétiques dans le transformateur fait de matériau amorphe en présence et en absence de l'anneau. Cette méthode a été utilisée par Lange [39] pour mesurer la résistivité des matériaux magnétiques composites dans le cadre du développement d'un moteur de traction pour autobus. Elle présente l'avantage de nécessiter l'équipement le plus réduit de toutes les méthodes de mesures par courants induits présentées dans ce travail : une source de tension et un wattmètre, en plus d'un noyau ferromagnétique.

La source alimente le dispositif à l'aide du bobinage primaire. La tension appliquée sur l'anneau est calculée en mesurant la tension aux bornes du secondaire en circuit ouvert puis en divisant par le nombre de tours du secondaire.

La conductivité est donnée par l'équation :

$$\rho = \frac{\left(V_{\sec} \middle/ N_{\sec}\right)^2}{P_{ech}} \frac{S_{ech}}{l_{moy}} \tag{2-17}$$

ρ résistivité (Ωm)
V_{sec} tension efficace au secondaire (V)
N_{sec} nombre de tours du secondaire
P_{ech} pertes magnétiques dans l'anneau (W)
S_{ech} section de l'anneau (m^2)
l_{moy} longueur moyenne du parcours du courant (m)

Les pertes magnétiques totales dans le transformateur et dans l'échantillon, en induction sinusoïdale, sont calculées selon :

$$P_{mag} = I_{pri} V_{\sec} \cos(\varphi) \frac{N_{pri}}{N_{\sec}} \tag{2-18}$$

P_{mag} pertes magnétiques totales dans le transformateur et dans l'anneau (W)
I_{pri} courant efficace au primaire (A)
V_{sec} tension efficace au secondaire (V)
φ déphasage entre la tension et le courant (rad)
N_{pri} nombre de tours du bobinage primaire
N_{sec} nombre de tours du bobinage secondaire

Cette méthode de mesure des pertes magnétiques totales permet d'éliminer les pertes Joule au primaire, elle est détaillée à la section 2.6. Elle inclut les pertes dans le transformateur et dans l'anneau :

$$P_{fer} = P_{transfo} + P_{ech} \tag{2-19}$$

$P_{transfo}$ pertes magnétiques du transformateur (W)
P_{ech} pertes par courants induits dans l'échantillon (W)

Les mesures sont réalisées en maintenant la valeur de tension au secondaire égale pour les deux essais, avec et sans échantillon annulaire dans le transformateur, de manière à obtenir la même induction, et donc les mêmes pertes magnétiques dans le transformateur. Les pertes dans l'anneau sont déduites de la soustraction des pertes totales mesurées en son absence, des pertes en sa présence à l'aide de la relation 2-19.

La validité de cette méthode repose sur plusieurs hypothèses :

- Le montage et démontage du dispositif pour insérer ou retirer l'anneau n'entraîne pas de variation significative de pertes magnétiques dues à la différence d'assemblage
- L'anneau dans le montage est suffisamment éloigné du noyau de manière à ne pas causer de fuite de flux significative, ce qui aurait pour effet de diminuer les pertes dans le noyau et de causer des pertes magnétiques dans l'anneau.

Afin d'étudier l'influence du niveau d'induction dans le circuit magnétique et de la fréquence, des essais ont été réalisés à deux niveaux d'induction et trois fréquences. La différence maximale de tension au secondaire, et donc d'induction dans le transformateur, entre l'essai avec

l'échantillon et l'essai sans l'échantillon est de 0.7 %. Dans le pire des cas, les pertes magnétiques varient avec le carré de l'induction, ce qui engendre une variation de 1.4 % des pertes dans le transformateur entre les deux essais. Les puissances dans les échantillons lors des mesures sont présentées à la figure 2.33.

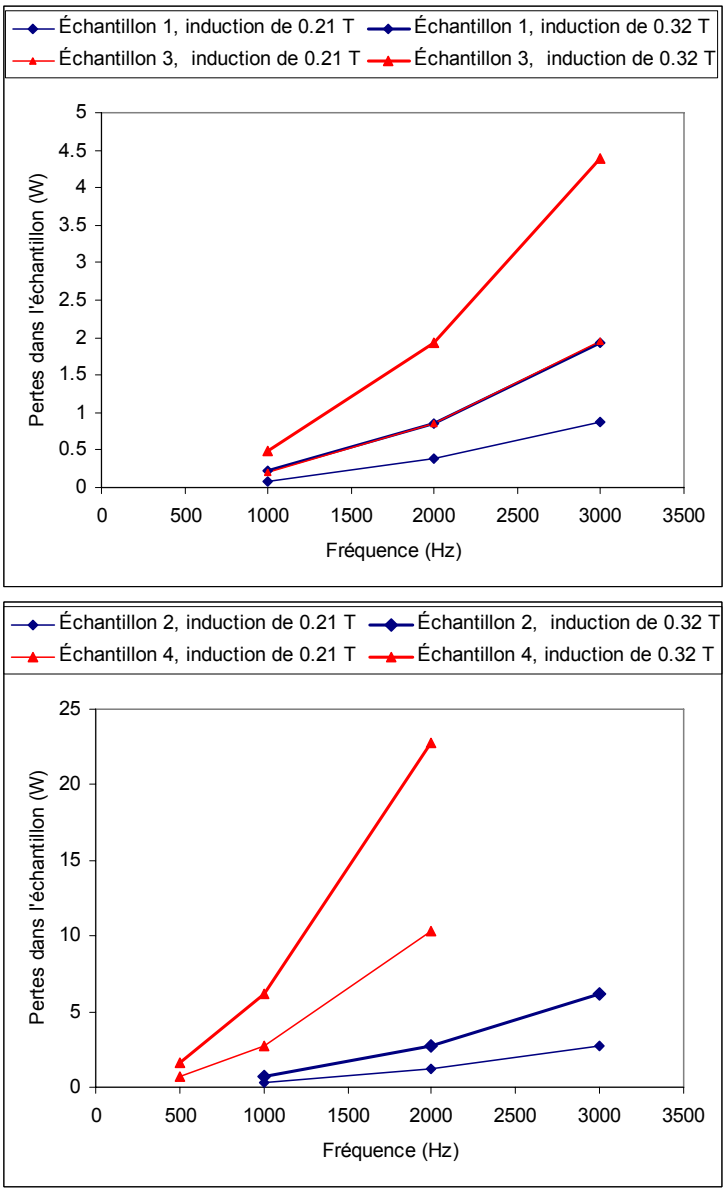


Figure 2.33 : Pertes dans l'échantillon pour la mesure de résistivité à l'aide de la méthode de mesure des pertes

Sur la figure 2.33, deux points par fréquence sont présentés, ils démontrent l'influence du niveau d'induction sur la valeur de pertes magnétiques. L'incertitude sur la valeur de puissance calculée dans l'échantillon est, dans le pire des cas, de 1 % puisque chacune des mesures présente 0.5 % d'incertitude, selon la spécification du wattmètre utilisé. La taille des barres d'erreur est de l'ordre de la taille des points sur les graphiques de la figure 2.33, c'est pourquoi elles ne sont pas présentées.

Les résultats des mesures pour les quatre échantillons et les incertitudes issues des instruments sont présentés à la figure 2.34.

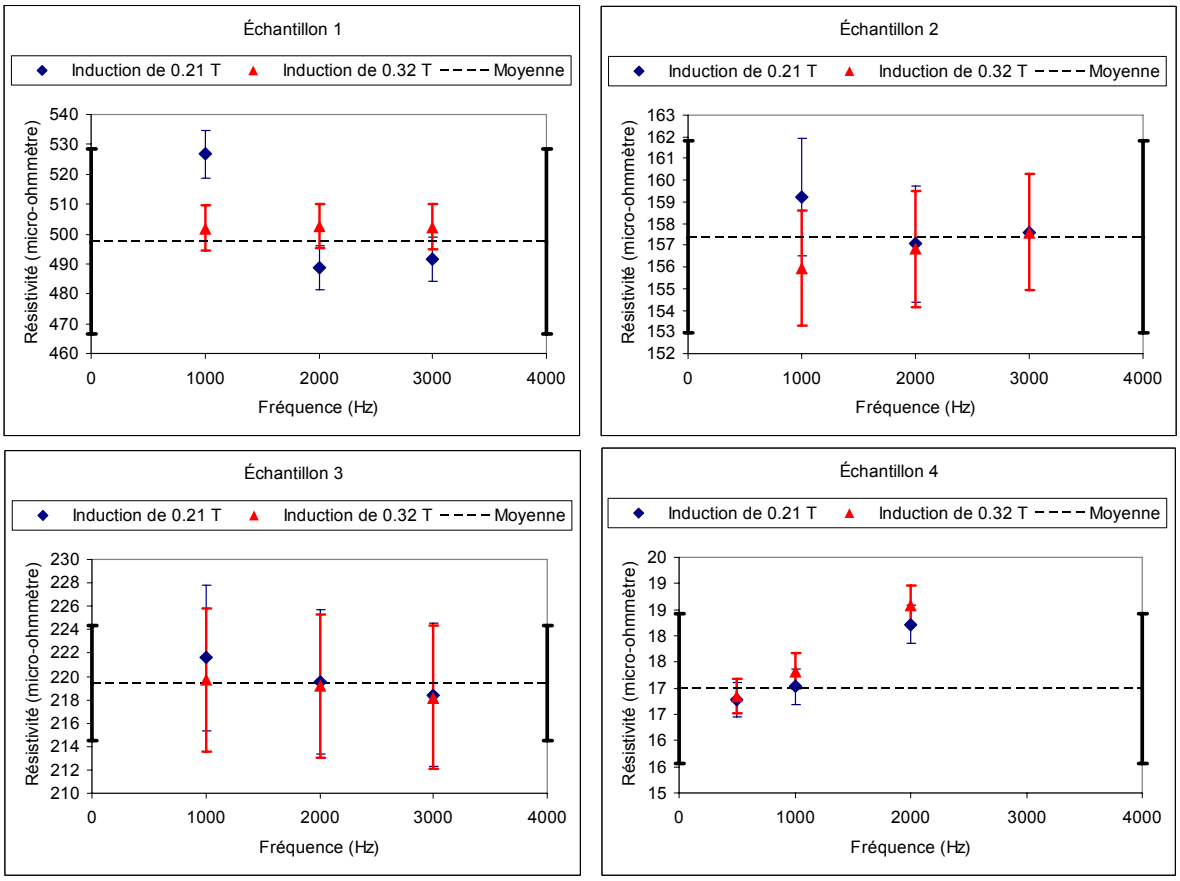


Figure 2.34 : Résistivité mesurée à l'aide de la méthode de mesure des pertes

On remarque sur la figure 2.34 que les intervalles de confiances dus aux instruments de mesure, qui sont représentés autour de chacun des points, se recoupent pour les échantillons 2 et 3. Pour

le premier échantillon, la mesure à la plus basse fréquence est hors de la zone de recoupement de l'intervalle de confiance avec les autres mesures. La mesure est plus difficile pour cet échantillon à basse fréquence car c'est le plus résistif : les pertes sont donc faibles et difficiles à mesurer avec précision. La situation inverse se produit dans le cas de l'échantillon 4 pour lequel la mesure à la plus haute fréquence s'éloigne hors de l'intervalle de confiance des mesures aux deux fréquences plus basses. Cet échantillon est le plus conducteur et l'utilisation d'une fréquence de 3 *kHz* pourrait mener à un effet de peau non négligeable. Les conditions expérimentales utilisées sont donc jugées acceptables pour tous les cas, sauf pour la mesure à basse induction à 1 *kHz* pour l'échantillon 1 et les mesures à 3 *kHz* pour l'échantillon 4. La moyenne des mesures est présentée sur chacun des graphiques pour les conditions d'opération jugées acceptables. L'intervalle de confiance à 99 % autour de cette moyenne, calculé en excluant les mesures dont les conditions sont jugées inacceptables, est donné à gauche et à droite des graphiques. Cet intervalle de confiance, basé sur la variance réelle des mesures et non sur l'incertitude des instruments, sera utilisé pour déterminer au paragraphe 2.5.3, consacré à l'analyse comparative des différentes méthodes de mesure, si les valeurs sont significativement différentes.

2.5.2.3 Mesure de résistivité basée sur la mesure directe de courant

Cette méthode utilise une mesure directe du courant circulant dans l'anneau à l'aide d'une pince ampère-métrique, ainsi qu'une mesure de tension appliquée sur l'anneau à l'aide d'un bobinage en circuit ouvert. Elle a été développée au L2EP par Benabou [44].

La validité de la méthode de mesure de résistivité basée sur la mesure de puissance, décrite au paragraphe précédent, repose sur deux hypothèses qui peuvent être éliminées en effectuant la mesure de courant circulant dans l'échantillon à l'aide d'une pince ampère métrique. Effectivement, la mesure avec la sonde de courant se fait en un seul essai : l'hypothèse que le démontage et le remontage du dispositif n'entraînent pas de variation mécanique significative peut être abandonnée. De plus, cette méthode permet de s'affranchir de l'hypothèse que la présence de l'échantillon ne modifie pas les pertes magnétiques dans le transformateur (ici le transformateur fait de matériau amorphe a été utilisé). La résistance peut être déduite directement

de la division de la tension efficace par le courant efficace, à condition que le déphasage entre les signaux soit nul.

La résistivité en fonction de la tension, du courant et des dimensions est donnée par :

$$\rho = \frac{RS_{ech}}{l_{moy}} = \frac{V_{\sec}}{N_{\sec} I} \frac{S_{ech}}{l_{moy}} \tag{2-20}$$

R résistance de l'échantillon (Ω)
S_{ech} section de l'échantillon (m^2)
l_{moy} longueur de parcours du courant dans l'échantillon (m)
V_{sec} tension efficace mesurée sur le bobinage secondaire (V)
N_{sec} nombre de tours du bobinage secondaire utilisé
I courant efficace dans l'échantillon (A)

Deux niveaux d'induction ont été choisis, 0.14 et 0.26 T, et les essais ont été effectués en utilisant une tension au secondaire proportionnelle à la fréquence de manière à maintenir ces niveaux d'induction indépendants de la fréquence. La relation entre la tension mesurée et la fréquence est présentée à la figure 2.35.

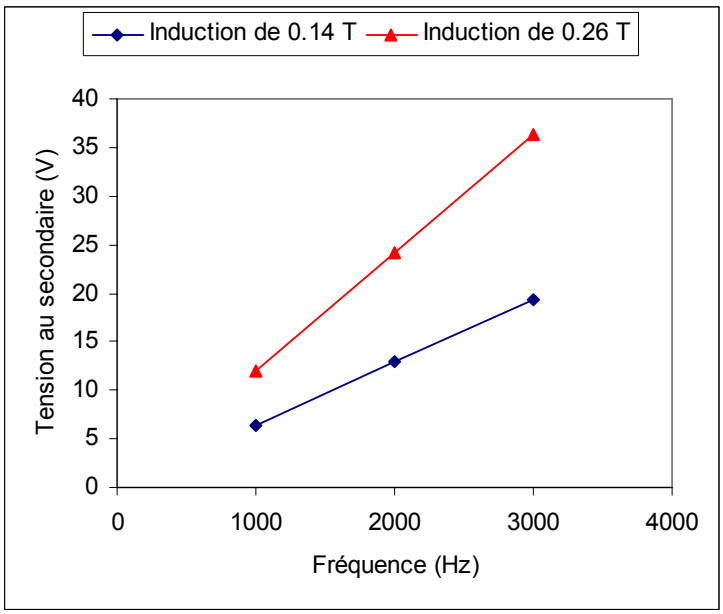


Figure 2.35 : Tension sur les échantillons lors de la mesure de résistivité à l'aide de la méthode de mesure directe de courant

Sur la figure 2.35, les barres d'erreur n'ont pas été représentées car elles sont plus petites que la taille des points. La précision de la mesure de tension est de 0.2 *%*.

Le courant mesuré le plus faible est de 0.25 *A* pour l'échantillon 1 à 1000 *Hz* et 0.14 *T*. La précision de la sonde de courant est de +/-3 *%* +/-50 *mA* de 50 *mA* à 10 *A*, ce qui mène à une incertitude relative de 23 *%* dans le pire cas. Pour les mesures sur les échantillons 2 à 4, qui présentent des courants plus élevés à cause de leur résistivité plus faible, l'incertitude sur la mesure de courant due à la sonde est d'environ 10 %.

Le déphasage entre la tension et le courant mesurés sur l'échantillon a permis de détecter la prise en compte du flux de fuite du transformateur par la sonde ampère-métrique. Lorsque le flux de fuite du transformateur traverse la sonde ampère-métrique, le courant mesuré présente un déphasage significatif par rapport à la tension. Cette situation a été observée lorsque la sonde est placée près d'un joint du circuit magnétique. Lors des essais sur le dispositif avec la disposition finale, la mesure de ce déphasage à l'oscilloscope était impossible car il était trop faible (moins de 1 degré).

Bien que théoriquement cette méthode puisse être utilisée pour des tensions et des courants non sinusoïdaux, le flux de fuite capté par la sonde de courant pour des niveaux d'induction élevés cause une erreur significative sur la mesure, ce qui explique les faibles niveaux d'induction utilisés.

Les courants mesurés dans les échantillons lors des essais sont présentés à la figure 2.36.

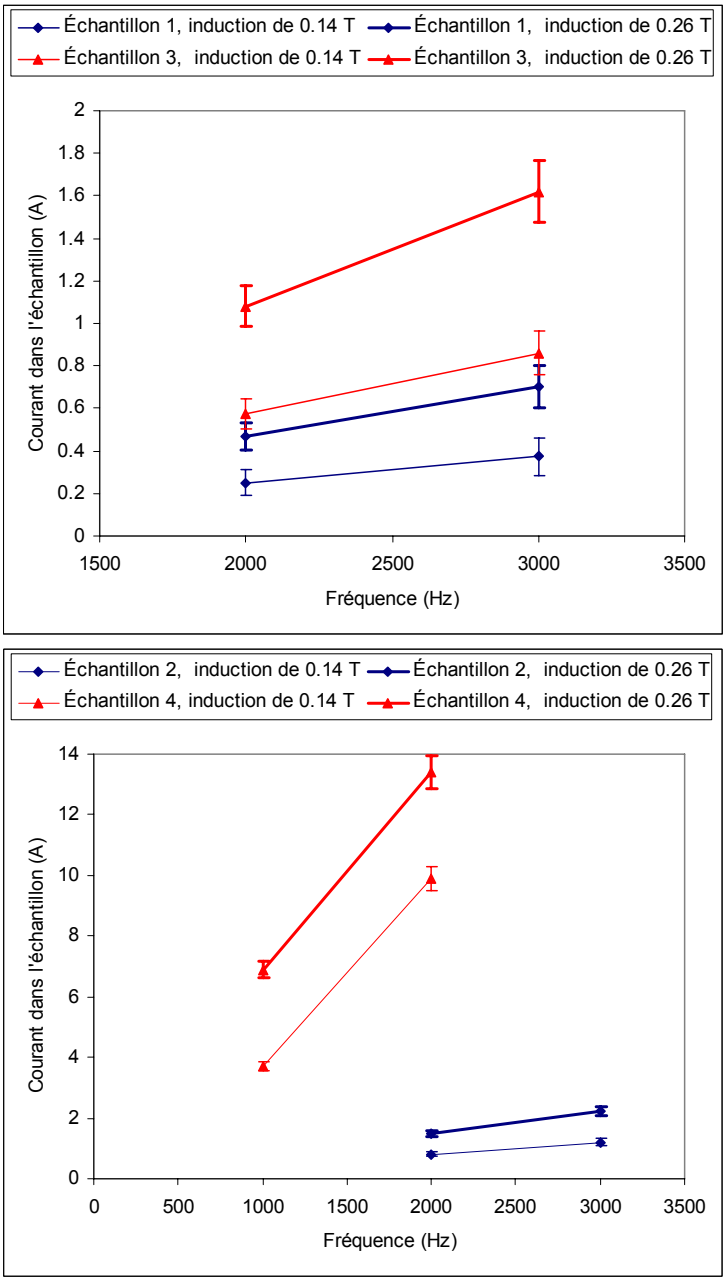


Figure 2.36 : Courant dans les échantillons lors de la mesure de résistivité à l'aide de la méthode de mesure directe de courant

La méthode des valeurs extrêmes est utilisée pour le calcul de l'incertitude sur la résistivité mesurée. La valeur maximale de résistivité contenue dans l'intervalle de confiance donné par la précision des instruments de mesure est calculée en additionnant l'incertitude du voltmètre à la

valeur de tension mesurée et en soustrayant l'incertitude de l'ampèremètre à la valeur de courant mesurée, puis en calculant la résistivité avec ces valeurs modifiées. Comme le calcul de résistivité implique la division de la tension par le courant, on obtient la valeur maximale de résistivité en divisant la tension maximale par le courant minimal. Les résistivités obtenues ainsi que les incertitudes expérimentales sont présentées à la figure 2.37.

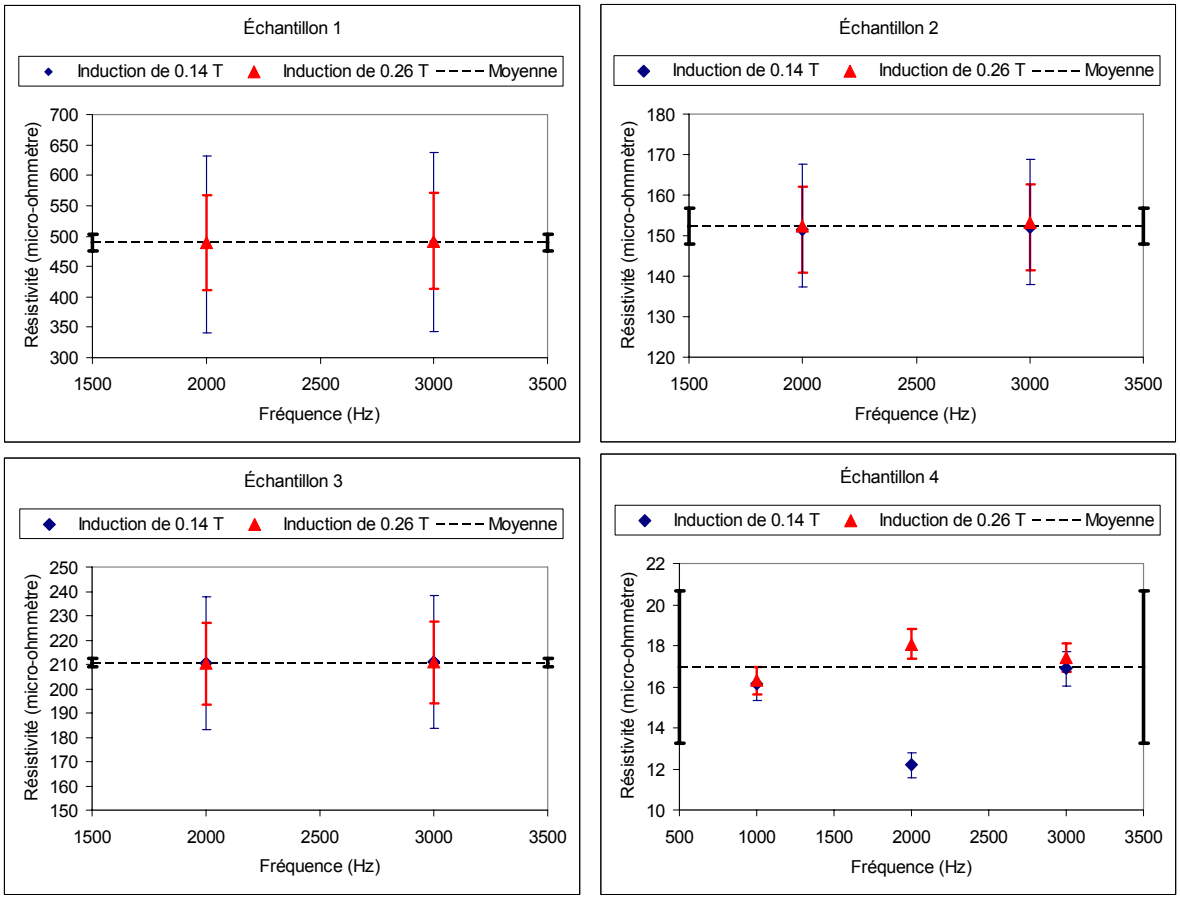


Figure 2.37 : Résistivité mesurée à l'aide de la méthode de mesure directe de courant

On constate que les résultats de mesure de résistivité sur les échantillons 1, 2 et 3 présentent une variation beaucoup plus faible que l'incertitude sur les instruments de mesure. On constate aussi que l'incertitude sur la valeur mesurée diminue avec la réduction de la résistivité de l'échantillon, à cause de la précision de la mesure de courant qui augmente. L'échantillon 4 est beaucoup plus conducteur, la mesure de sa résistivité à 2 *kHz* pour un faible niveau d'induction

se détache des autres mesures. Les conditions expérimentales utilisées pour les échantillons 1 à 3 sont donc jugées satisfaisantes.

2.5.2.4 Mesure de résistivité basée sur la détermination d'une résistance équivalente à celle de l'échantillon

Une troisième méthode, qui est originale, est proposée pour la mesure de résistance d'un anneau de matériau magnétique composite à l'aide de courants induits. La technique consiste à mesurer les pertes magnétiques totales en présence de l'échantillon annulaire puis à le remplacer par un bobinage de cuivre de même section branché sur une résistance variable. En utilisant lors d'un second essai la même fréquence et la même tension au secondaire du transformateur, donc la même induction dans le transformateur, la résistance est ajustée de manière à reproduire les pertes magnétiques obtenues avec l'échantillon de matériau magnétique composite. La valeur de la résistance équivalente est mesurée à l'aide d'un ohmmètre, puis la résistivité de l'échantillon est calculée à l'aide de ses dimensions.

Cette méthode nécessite le montage et le démontage du dispositif (mesures faites avec le noyau de matériau amorphe), qui entraîne une variabilité de la mesure due aux tolérances mécaniques. Par ailleurs, il est préférable de ventiler le montage de manière à éviter un échauffement du bobinage de cuivre et de la résistance variable, qui pourrait causer une variation de la résistance mesurée. L'induction n'a cependant pas à être sinusoïdale dans le transformateur, ce qui permet d'utiliser une induction plus élevée et d'améliorer la précision des mesures.

L'anneau de cuivre utilisé pour remplacer l'anneau de matériau magnétique composite est présenté sur la figure 2.30 où il est nommé bobinage secondaire. Il possède la même surface que l'échantillon de matériau magnétique composite, il capte donc la même quantité de flux. L'utilisation d'un tertiaire en circuit ouvert pour la mesure de pertes magnétiques à l'aide de l'équation 2-18 est nécessaire.

L'incertitude sur la mesure provient d'une part des instruments, mais aussi de l'ajustement de la résistance variable pour obtenir les mêmes pertes lors du second essai. La différence maximale de tension au secondaire, entre les deux essais à une même fréquence, est de 0.5 %. Un essai de mesure des valeurs extrêmes de résistance qui fournissent la même valeur de puissance mesurée sur le wattmètre a été réalisé pour l'échantillon 1 à la fréquence de 1 *kHz*, pour un niveau

d'induction de 0.26 *T* dans le transformateur. Une variation de 3.2 *%* de la valeur de la résistance ne conduit à aucune variation de la puissance mesurée sur le wattmètre, dans ces conditions qui sont les pires car la puissance mesurée est la plus faible de tous les essais. La précision de la mesure de résistance est de 0.05 *%*. Nous considérons donc dans la suite que l'incertitude sur la résistance est la somme des incertitudes sur l'induction dans le transformateur et sur l'ajustement de la résistance variable, ce qui nous conduit à une erreur de 3.7 *%* que nous arrondissons à 4 *%*.

Les tensions au secondaire et les puissances sont les mêmes que celles utilisées pour la méthode basée sur la mesure des pertes magnétiques du paragraphe 2.5.2.2.

La résistance totale composée du bobinage et de la résistance variable en fonction de la fréquence est présentée à la figure 2.38.

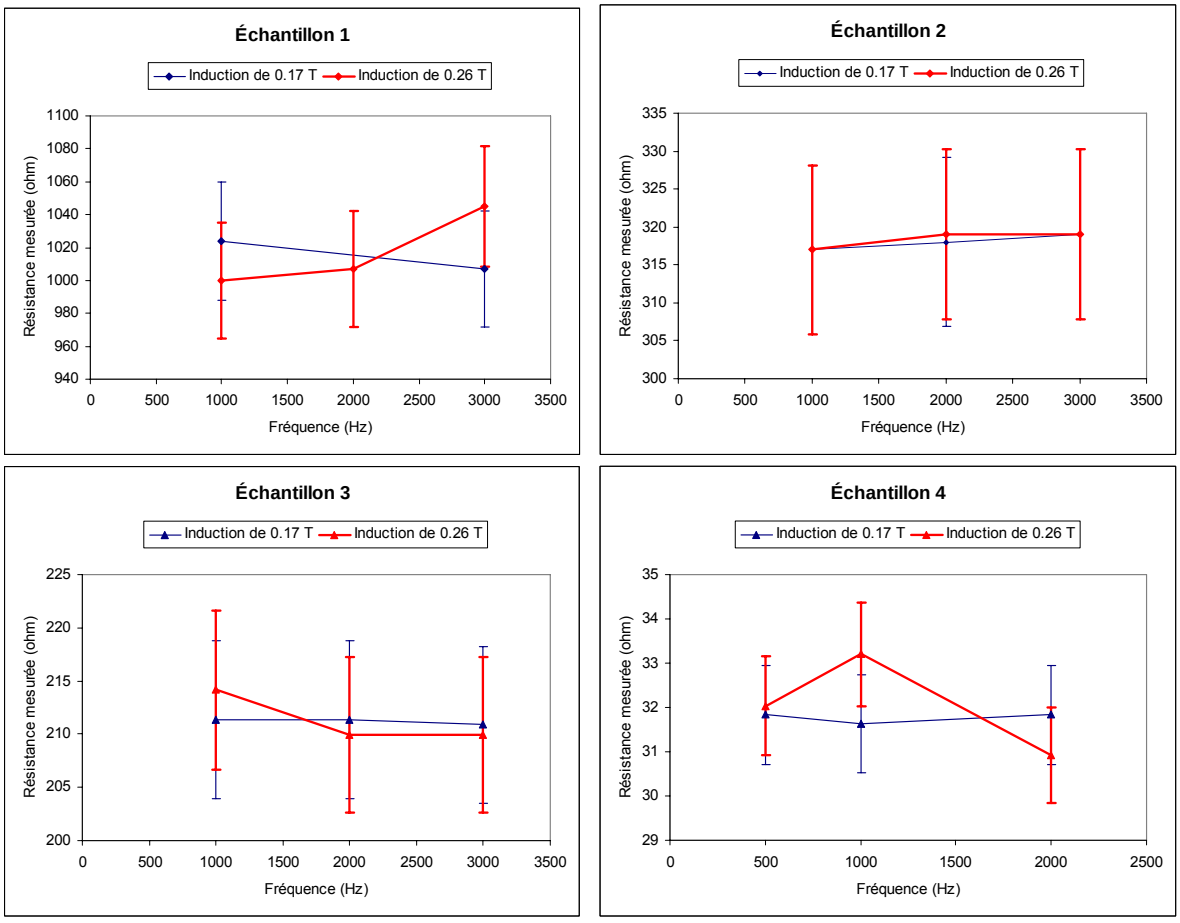


Figure 2.38 : Résistance mesurée lors de la mesure de résistivité basée sur la résistance équivalente

Les résultats de mesure de résistivité sont présentés à la figure 2.39.

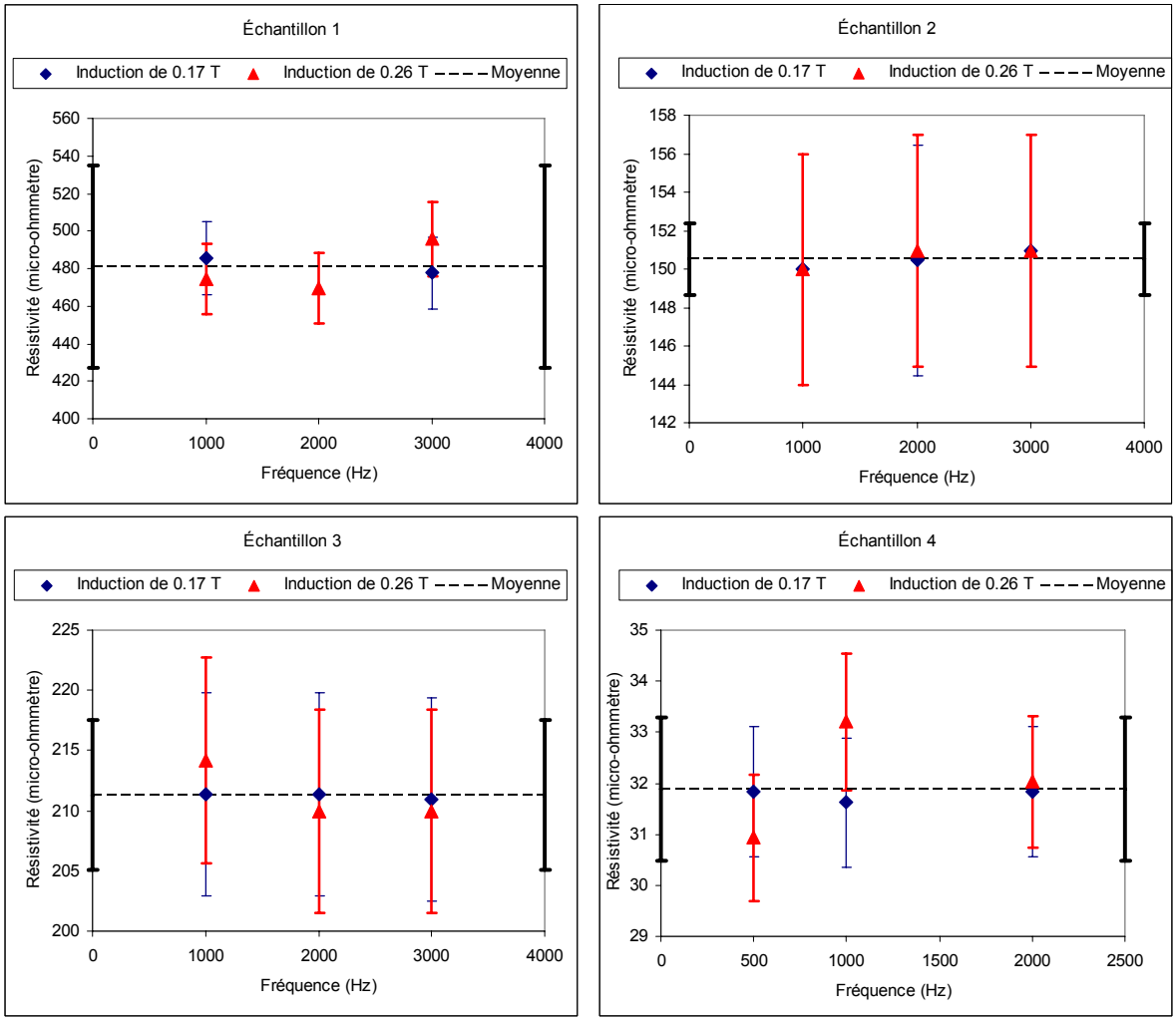


Figure 2.39 : Résistivité mesurée à l'aide de la méthode de mesure basée sur la résistance équivalente

Les intervalles de confiance de toutes les mesures de résistivité par une résistance équivalente se recoupent pour chacun des échantillons. Ceci indique que les échantillons ou conditions expérimentales ne sont pas significativement différentes en regard de la précision des instruments de mesure et des incertitudes sur les manipulations énoncées ci-haut.

L'exactitude de la méthode de mesure basée sur la résistance équivalente sera comparée aux résultats des autres méthodes au paragraphe 2.5.3.

2.5.2.5 Mesure de résistivité basée sur le calcul des champs

La méthode de mesure de la caractéristique d'aimantation en calcul des champs présentée à la section 2.4.2 peut être appliquée à l'identification de la résistivité du matériau. Cette méthode que nous avons développée permet la prise en compte de l'effet de peau dans l'échantillon et limite donc la possibilité d'erreur due à une répartition non uniforme de courant à travers sa section. Elle permet aussi de prendre en compte la perturbation du flux magnétique dans le transformateur par la présence de l'échantillon annulaire, qui peut modifier les lignes de flux et les pertes magnétiques dans le transformateur (pot-core fait de ferrite). Ce phénomène peut induire une erreur dans le cas des méthodes utilisant la soustraction des pertes en présence de l'échantillon à celles du transformateur seul (mesure basée sur les pertes magnétiques et mesure basée sur la résistance équivalente).

La procédure expérimentale est la même que celle utilisée pour la méthode de mesure de résistivité basée sur la mesure de puissance présentée au paragraphe 2.5.2.2. Dans un premier temps, des mesures de courant au primaire, de tension au secondaire et de pertes magnétiques sont effectuées sur le transformateur de type pot-core, de manière à identifier les pertes et la caractéristique d'aimantation du circuit magnétique. Par la suite, la mesure du courant au primaire, de la tension au secondaire et de la puissance est réalisée en présence de l'échantillon. L'identification de la résistivité s'effectue en minimisant l'écart entre la puissance mesurée sur le dispositif expérimental selon l'équation 2-18 et la puissance obtenue en simulation par calcul des champs en magnétodynamique, en ajustant la résistivité du matériau magnétique composite. L'algorithme d'identification de la résistivité par calcul des champs est présenté à la figure 2.40.

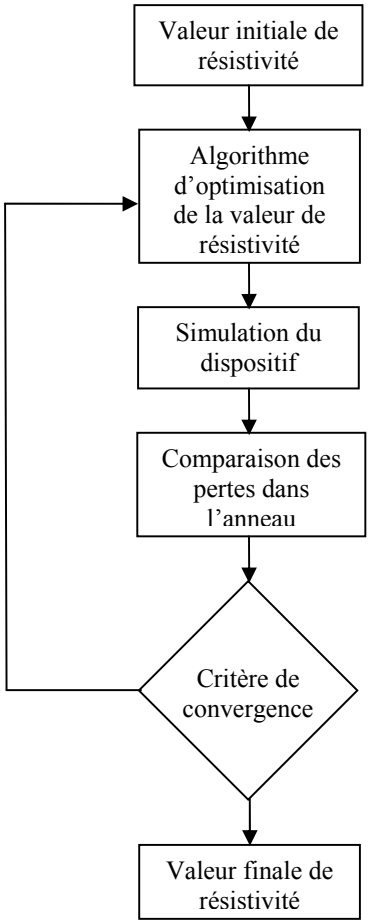


Figure 2.40 : Algorithme de mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs

Le montage expérimental (cf. figure 2.31) est dessiné en deux dimensions dans le logiciel de calcul par éléments finis grâce à sa structure axisymétrique. Pour que l'expérimentation simulée puisse prendre en compte l'effet pelliculaire dans l'échantillon, le maillage de celui-ci doit présenter plusieurs éléments dans l'épaisseur de peau. La structure et le maillage du dispositif expérimental sont présentés à la figure 2.41.

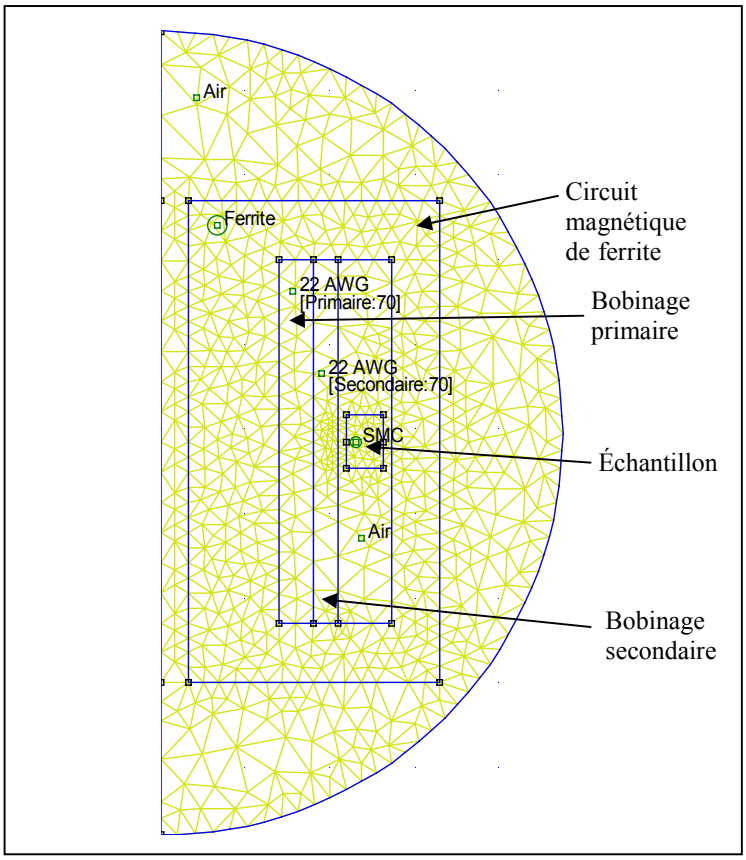


Figure 2.41 : Maillage du dispositif axisymétrique utilisé pour la mesure de résistivité par calcul des champs

Sur la figure 2.41, la taille d'une maille dans l'échantillon de matériau magnétique composite est au maximum d'un millimètre.

La méthode d'identification de la résistivité par calcul des champs présente plusieurs sources d'incertitude. Au niveau expérimental, elle utilise une mesure de courant au primaire et de tension au secondaire à l'oscilloscope qui est précis à +/- 2 % et une mesure de pertes magnétiques à l'aide d'un wattmètre précis à +/- 0.5 %. Elle nécessite aussi la mesure de pertes magnétiques en présence et en absence de l'anneau, ce qui implique une incertitude sur l'assemblage mécanique du montage. Au niveau de l'expérimentation simulée, l'incertitude provient d'une part de l'identification de la caractéristique d'aimantation et des pertes magnétiques du noyau de ferrite et d'autre par de l'incertitude inhérente à la méthode de calcul qui dépend de la discrétisation spatiale et temporelle du problème. Cette erreur peut être évaluée

en effectuant une simulation avec un maillage beaucoup plus fin (9380 nœuds) et en comparant les résultats avec ceux obtenus avec le maillage utilisé (833 nœuds). Pour l'échantillon 4 à une fréquence de 2 *kHz* et une induction de 0.23 *T*, les différences de puissance pour les deux maillages sont de 0.2 *%*, ce qui indique que le maillage utilisé est suffisamment fin pour éviter une erreur significative due à la discrétisation.

L'utilisation du calcul des champs présente aussi une incertitude sur l'identification de la caractéristique d'aimantation et les pertes magnétiques du transformateur de ferrites, qui par surcroît est dépendante de l'hypothèse de linéarité de la caractéristique d'aimantation. Le logiciel de calcul par éléments finis utilisé FEMM de la compagnie Foster-Miller [60], pour la résolution d'un problème en magnétodynamique utilise la formulation en complexe. Le comportement du matériau est alors supposé linéaire. L'aimantation dans le noyau de ferrite a donc été limitée à la région supposée linéaire de la caractéristique d'aimantation. Cette hypothèse de linéarité cause une incertitude sur le résultat qu'il est difficile de quantifier.

L'incertitude totale sur la mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs, qui est la somme des incertitudes sur les mesures de tension, de courant et de puissance (5 %), et sur la méthode de calcul des champs et de discrétisation du domaine est estimée à 10 %.

Les résultats de mesures de résistivité obtenus en calcul des champs sont présentés à la figure 2.42.

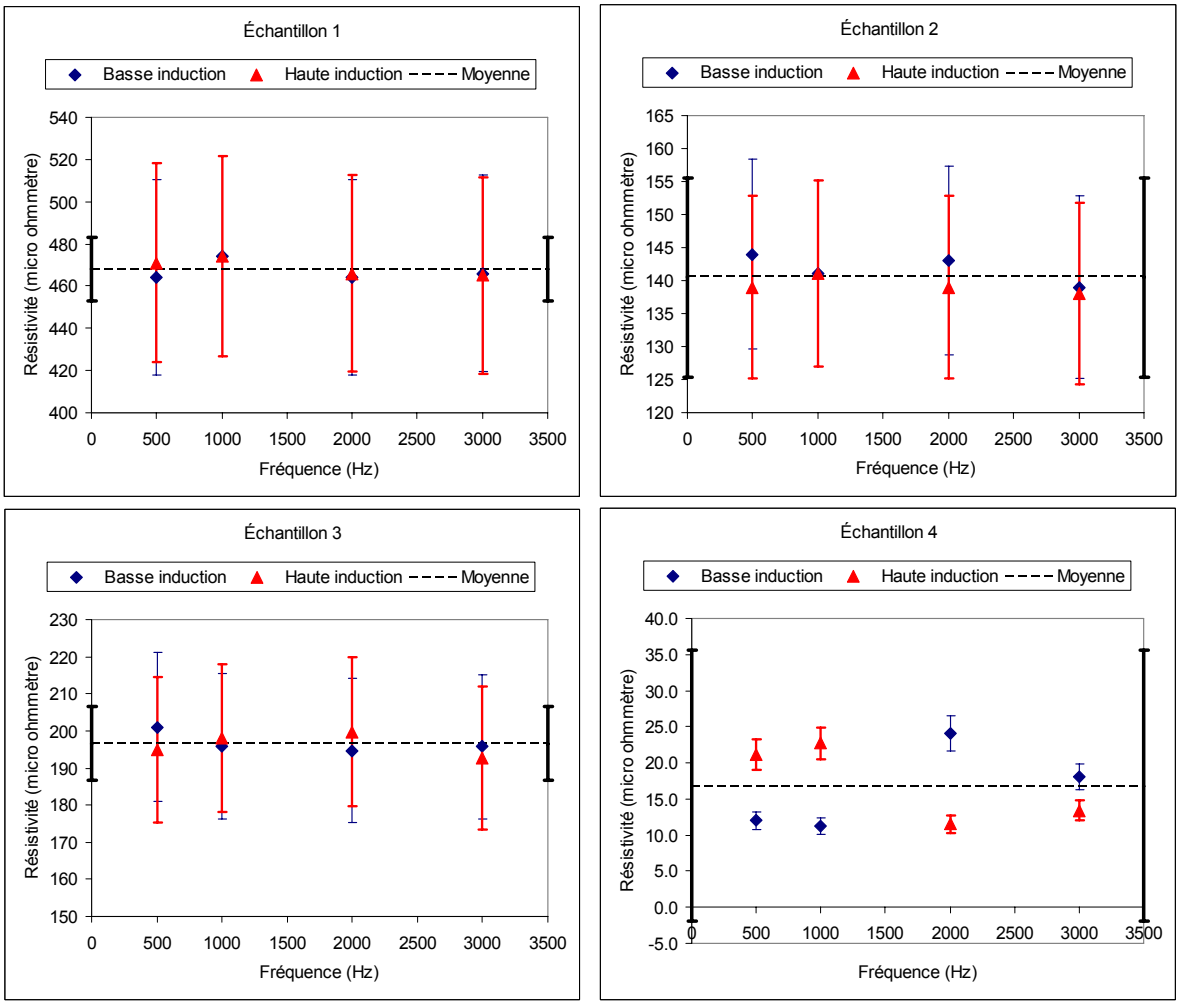
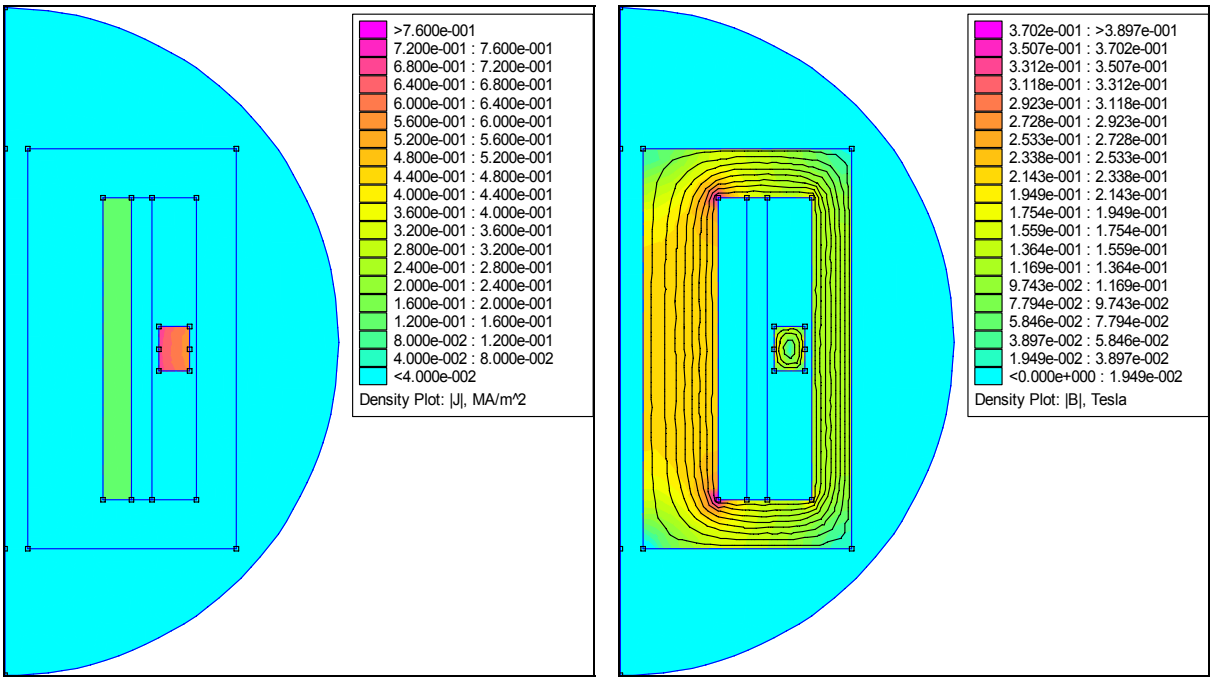


Figure 2.42 : Résistivité mesurée par la méthode d'identification par calcul des champs

On remarque sur la figure 2.42 que toutes les conditions expérimentales sont similaires au sens de l'incertitude sur les instruments et le calcul des champs pour les échantillons 1 à 3. L'échantillon 4 présente des variations de résistivité mesurée qui sont importantes et non systématiques en fonction de l'induction et de la fréquence. Les mesures de résistivité sur les échantillons 1 à 3 sont donc considérées valides alors que celles de l'échantillon 4 sont l'objet d'une étude plus approfondie.

Les résultats de l'expérimentation simulée pour l'échantillon 4, qui est le plus conducteur, à la fréquence de 2 *kHz*, sont étudiés afin de déterminer l'influence de l'effet pelliculaire sur la

répartition de courant et les pertes par hystérésis à l'intérieur de l'échantillon annulaire. Dans un premier temps, les cartes de densité de flux et de densité courant sont présentées à la figure 2.43.



a) b)

Figure 2.43 : Carte de densité de courant (a) et carte de densité de flux (b) lors de la mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs dans l'échantillon 4 à la fréquence de 2 *kHz*

Le niveau d'induction à l'intérieur de l'échantillon est significatif à la fréquence de 2 *kHz*, tel que démontré à la figure 2.43. Le niveau d'induction dans l'échantillon en fonction du rayon est présenté à la figure 2.44.

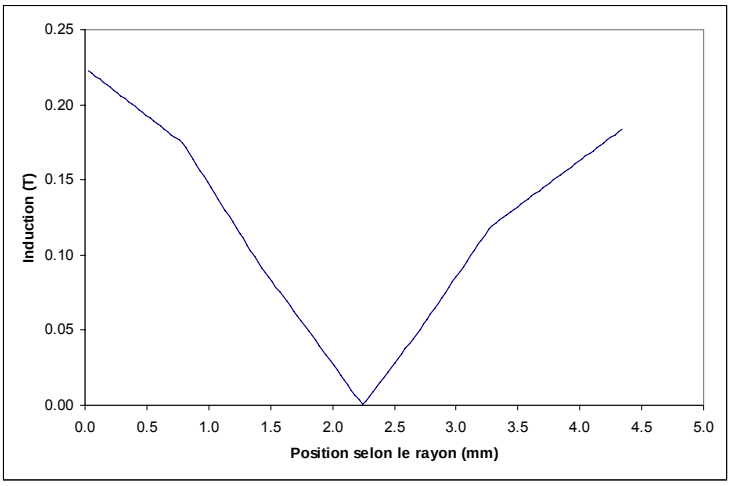


Figure 2.44 : Densité de flux magnétique en fonction du rayon dans l'échantillon 4 lors de la mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs

Avec un niveau d'induction moyen dans le matériau magnétique de 0.11 *T*, les pertes par hystérésis à la fréquence de 2 *kHz* sont de 0.33 *W*, selon l'expression 2-30. Les pertes causées par la circulation du courant dans l'échantillon sont de 32.3 W, les pertes par hystérésis ne représentent donc que 1 *%* des pertes totales, ce qui ne permet pas d'expliquer les écarts de mesure constatés.

On remarque sur la figure 2.43-*a* une variation importante de la densité de courant dans l'échantillon. Cette variation en fonction du rayon existe même en l'absence d'effet pelliculaire car la résistance de l'échantillon augmente avec le rayon à cause de l'augmentation de la longueur du parcours électrique. Cette dernière est prise en compte dans le calcul de la longueur moyenne de parcours à l'aide de l'équation 2-5. Afin de déterminer si la variation de la densité de courant est due à l'effet pelliculaire, une simulation est effectuée à très basse fréquence (10 *Hz*) puis les densités de courant relatives en fonction du rayon sont tracées. Pour que les distributions de densités de courant soit comparables, elles ont été normalisées par rapport à la valeur maximale de courant retrouvée sur le rayon intérieur de l'échantillon. Les distributions de densité de courant sont présentées à la figure 2.45.

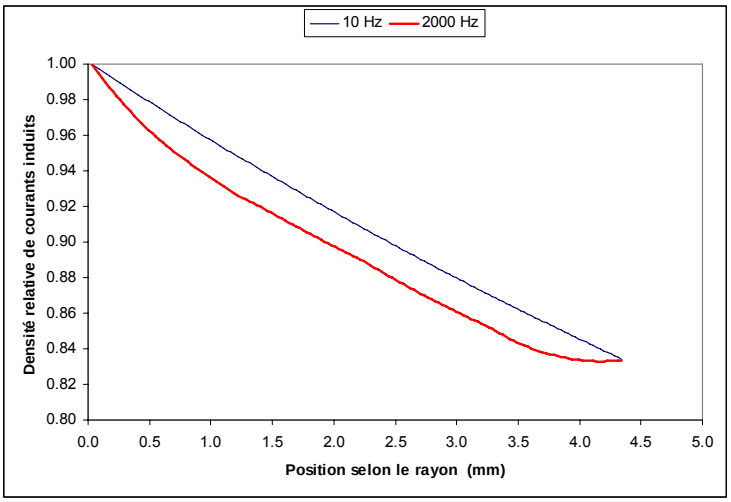


Figure 2.45 : Densité de courant en fonction de la position dans l'échantillon 4 lors de la mesure de résistivité par la méthode d'identification par calcul des champs

La différence de courant total entre la fréquence de 10 *Hz* et la fréquence de 2 *kHz*, calculée en ne prenant en compte que la variation dans la direction radiale, est de 1.86 *%*, l'effet pelliculaire existe aussi dans la direction axiale, tel que démontré à la figure 2.43-*a*. La mesure de perméabilité pourrait donc être perturbée significativement si on faisait l'approximation que l'effet pelliculaire est négligeable, comme dans les mesures n'étant pas basées sur le calcul des champs.

L'identification en calcul des champs, bien qu'elle soit lourde, présente des résultats qui sont acceptables par rapport à l'incertitude totale estimée pour trois des quatre échantillons. L'identification de la résistivité d'un échantillon très conducteur, par rapport aux valeurs rencontrées couramment pour les matériaux magnétiques composites, mène à des écarts importants qui n'ont pu être expliqués par la présence de pertes par hystérésis dans l'échantillon. Même si nous avons pris en compte l'effet pelliculaire dans l'échantillon, nous ne pouvons déterminer si les propriétés sont homogènes à travers sa section. Il se peut que l'effet pelliculaire, qui concentre les courants induits à la surface de l'échantillon, modifie la valeur mesurée si la résistivité varie en fonction de la profondeur.

L'analyse de l'exactitude des résultats obtenus est effectuée par comparaison avec les résultats des autres méthodes sur les mêmes échantillons à la section suivante.

2.5.3 Analyse comparative des résultats des différentes méthodes de mesure de résistivité

L'analyse de l'incertitude basée sur les instruments a permis d'éliminer certaines conditions expérimentales menant à des valeurs s'écartant significativement des autres. Les écarts sont principalement dus à l'utilisation de fréquences trop faibles, qu'on associe à une difficulté à mesurer les grandeurs physiques, ou de fréquences trop élevées, qu'on associe à l'effet pelliculaire.

Cette partie a pour objectif de déterminer si les résultats des méthodes de mesure de résistivité pour un même échantillon sont significativement différents. La durée et la difficulté de mise en œuvre sont discutées en fonction de la précision des résultats obtenus.

Les mesures faites à l'aide des quatre méthodes basées sur les courants induits et sur la méthode du micro-ohmmètre sont présentées à la figure 2.46.

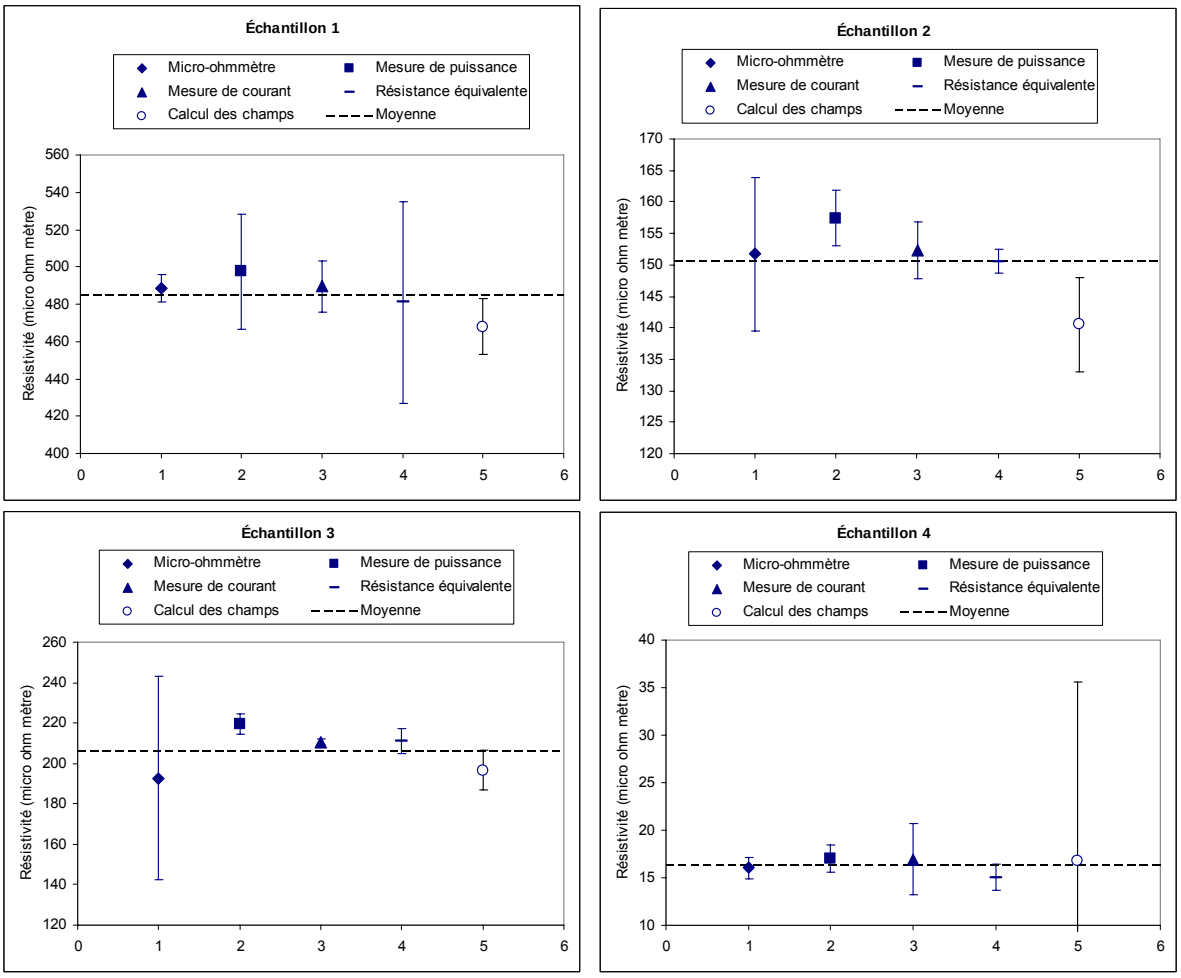


Figure 2.46 : Résistivité mesurée pour quatre échantillons sous forme d'anneaux selon les cinq différentes méthodes

On remarque sur la figure 2.46 que les méthodes de mesure donnent des résultats similaires sauf pour la méthode d'identification par calcul des champs qui délivre des résistivités systématiquement plus faibles, à l'exception du cas de l'échantillon 4 pour lequel la mesure présente un intervalle de confiance très étendu.

On observe le fait suivant en comparant les méthodes de mesure : la valeur la plus élevée est issue de la méthode de mesure de puissance, la seconde plus élevée provient de la méthode de mesure de courant, la plus faible est issue de la méthode d'identification par calcul des champs. Il existe donc un biais lié à la méthode de mesure.

Le meilleur estimé de la valeur exacte de la résistivité de chacun des échantillons est donné par la moyenne issue des cinq méthodes de mesure, tant que la distribution de toutes les mesures ne présente qu'un seul pic centré et que toutes les méthodes sont indiscernables au sens du test d'hypothèse basé sur la loi de Student. Il est donc recommandé de choisir la méthode dont les résultats s'approchent le plus possible de la valeur moyenne obtenue sur toutes les méthodes de mesure. L'utilisation d'une pince ampère-métrique mène à des valeurs qui sont situées près de la moyenne pour tous les échantillons, elle représente donc la méthode dont l'utilisation est la plus appropriée au niveau de l'exactitude.

Le temps requis pour réaliser les mesures dépend de plusieurs facteurs dont les principaux sont :

- la mesure s'effectue en un seul essai
- la mesure nécessite l'ajustement d'un ou de deux paramètres pendant son exécution
- la mesure demande un traitement complexe des données

La méthode la plus rapide, qui ne nécessite qu'un seul essai, est celle basée sur la mesure directe de courant à l'aide d'une pince ampère-métrique. La méthode de mesure de puissance est plus longue à réaliser à cause des deux essais à effectuer. La méthode de la résistance équivalente est encore plus longue car en plus de demander deux essais, elle nécessite l'ajustement précis d'une résistance variable. Enfin, la méthode d'identification par calcul des champs demande deux essais, l'identification de la perméabilité et des pertes magnétiques du transformateur en plus de la résistivité de l'échantillon à l'aide d'algorithmes d'optimisation. Elle est la plus difficile à mettre en œuvre.

En résumé, cette partie a permis de valider la mesure de résistivité des matériaux magnétiques composites à partir des courants induits dans les échantillons par une variation de champ magnétique. Ces méthodes présentent, par rapport à celle du micro-ohmmètre à quatre pointes, l'avantage d'éviter les problèmes de contacts entre les électrodes et l'échantillon.

La mesure de résistivité à l'aide d'une pince ampère-métrique est préférée parmi les quatre méthodes utilisant des courants induits car elle est simple à réaliser. Pour les échantillons 1 à 3, 99 % des mesures devraient se trouver à moins de 3 % de la valeur moyenne, ce qui représente

une précision acceptable pour le dimensionnement des machines électriques. Au niveau de l'exactitude, elle mène à des résultats qui sont similaires à la moyenne des cinq méthodes de mesure utilisées, ce qui représente la meilleure estimation de la valeur exacte de résistivité des échantillons.

2.5.4 Mesure d'homogénéité et d'isotropie de la résistivité des matériaux magnétiques composites

La précision des méthodes de mesure ayant été confirmée, la principale piste qui demeure pour expliquer les variations de résistivité mesurées sur un même matériau est celle des variations de propriétés à l'intérieur des échantillons, dues aux différents facteurs de forme. La différence de propriétés entre deux matériaux possédant les mêmes paramètres de mise en forme mais présentant des géométries différentes est *à priori* considérée anormale car l'objectif est d'obtenir des propriétés les plus isotropes possibles.

Les limites de facteur de forme présentées à la section 1.6.1 sont issues de la mise en forme de pièces mécaniques par métallurgie des poudres. Elles représentent un point de départ pour la fabrication de circuits magnétiques faits de matériaux magnétiques composites. Dans le cas où les limitations de facteur de forme et les tolérances sur les paramètres de fabrication issus de la fabrication de pièces mécaniques mèneraient à des variations de propriétés non négligeables pour le dimensionnement, il faudrait modifier ces contraintes ou adapter la conception des machines électriques pour en tenir compte.

Dans cette partie, on s'intéresse à la mesure de l'homogénéité et de l'isotropie des matériaux magnétiques composites afin de déterminer si les variations de résistivité selon la direction de propagation du courant et la position à l'intérieur de l'échantillon sont suffisamment faibles pour être négligées.

L'expérience acquise lors de la conception de plusieurs machines électriques au cours des dernières années montre que, dans le cas du matériau fer-résine utilisé aux fréquences industrielles pour de petites machines, la valeur de résistivité mesurée n'a pas à être précise car les pertes par courant de Foucault sont négligeables. Le développement du matériau fer-diélectrique et son optimisation ont mené à une augmentation significative de sa perméabilité

mais également à une diminution de sa résistivité qui ne permet plus de négliger les pertes par courants de Foucault.

Cette partie comporte deux approches qui sont utilisées chacune sur un type de matériau spécifique. La première consiste à mesurer la variation de la résistivité en fonction de la profondeur dans l'échantillon et en fonction de la direction de circulation du courant dans le matériau fer-résine. Ce matériau présente une résistivité élevée et a l'avantage au niveau de l'homogénéité d'être recuit à une température de 200 °*C*, ce qui limite la réaction du matériau avec l'air du four. La technique utilisée consiste à usiner des barres similaires à celles utilisées pour la mesure de résistance à la rupture transverse dans un cylindre plus grand. On peut ainsi découper des barres suivant la direction de pressage et dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage. L'anisotropie des deux types de matériaux, fer-résine et fer-diélectrique, devrait être similaire car on la croit due à la déformation plastique des particules durant le processus de compaction qui est le même (cf. § 3.6).

La seconde approche consiste à amincir une barre de mesure de résistance à la rupture transverse formée de matériau fer-diélectrique et pressée aux dimensions finales puis à mesurer la résistivité pour plusieurs épaisseurs. Comme ce matériau est recuit à des températures entre 350 et 500 °*C*, il présente une réaction significative avec l'air du four qui cause une oxydation visible. Les résultats de cet essai sont représentatifs de l'inhomogénéité d'une pièce de matériau fer-diélectrique utilisée pour les applications magnétiques telle que le procédé industriel la produit.

Il est bien connu en métallurgie des poudres que la densité des pièces diminue dans la direction de pressage en fonction de la distance à la surface (cf. figure 2.21). Pour le pressage uniaxial à double action, la densité la plus faible se trouve au centre de l'échantillon. La mesure de Gélinas [19] montre une augmentation de la résistivité pour une augmentation de la pression de compaction, ce qui indique que plus la résistivité est proportionnelle à la densité. La résistivité devrait donc être supérieure en surface.

L'expérience sur la mesure d'homogénéité consiste à diviser un échantillon sous forme de cylindre en barres de mesures plus petites, puis à mesurer la résistivité de chacune d'elles. Le

cylindre original possède un diamètre extérieur de 12.7 *cm* et une épaisseur de 3.8 *cm*. Des barres de mesure de résistance à la rupture transverse sont usinées dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage et selon la direction de pressage tel que démontré à la figure 2.47. Les noms des échantillons retrouvés sur la figure correspondent à ceux utilisés sur les graphiques de résistivité mesurée des figures 2.48 et 2.49.

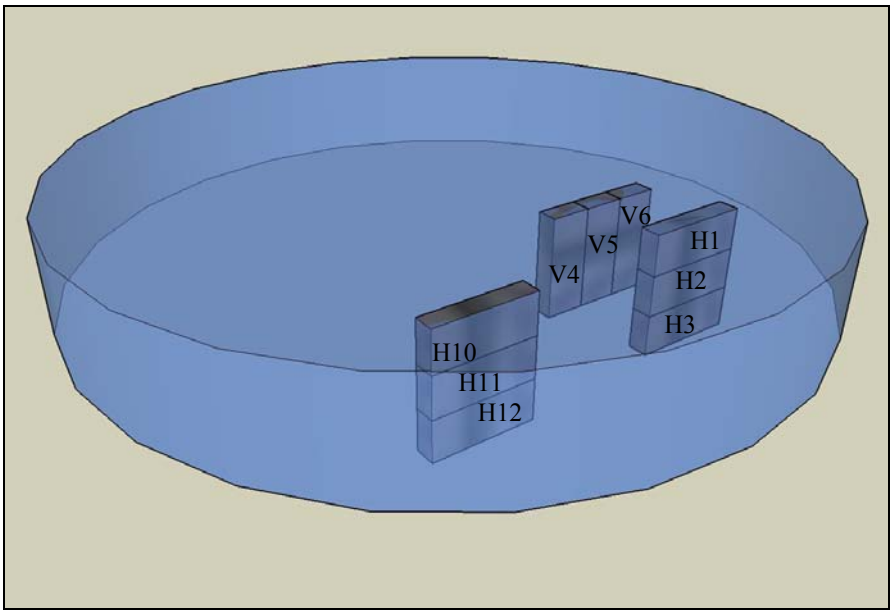


Figure 2.47 : Usinage des échantillons pour la mesure d'anisotropie et d'homogénéité de la résistivité du matériau fer-résine

Les résultats de mesure obtenus avec le micro-ohmmètre à quatre pointes sur les échantillons découpés dans le cylindre de manière à ce que le courant circule dans la direction perpendiculaire à la direction de pressage sont présentés à la figure 2.48. Ce choix de direction représente les courbes iso-densité dans le matériau. La découpe des échantillons permet d'en usiner trois dans la profondeur du cylindre.

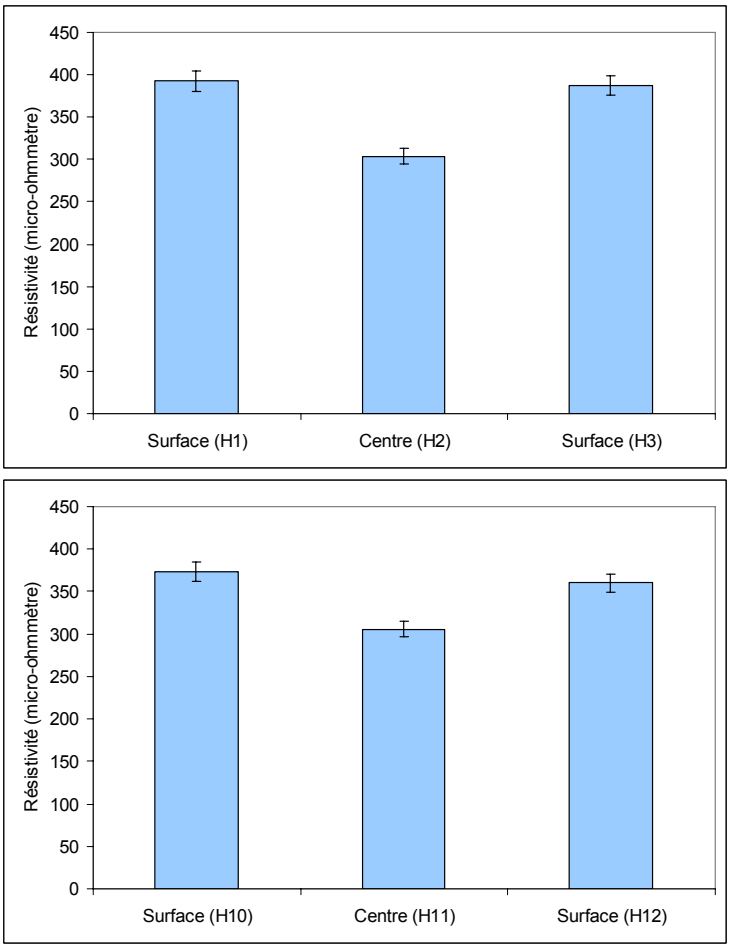


Figure 2.48 : Résistivité mesurée sur le matériau fer-résine pour des échantillons usinés dans un cylindre à différentes hauteurs

Il est clair, selon les mesures présentées à la figure 2.48, que l'inhomogénéité de la résistivité est importante. La résistivité croît avec la densité, car la densité est toujours plus faible au centre des pièces produites par métallurgie des poudres.

La comparaison entre des barres usinées suivant la direction de pressage et dans un plan perpendiculaire à la direction de pressage est présentée à la figure 2.49.

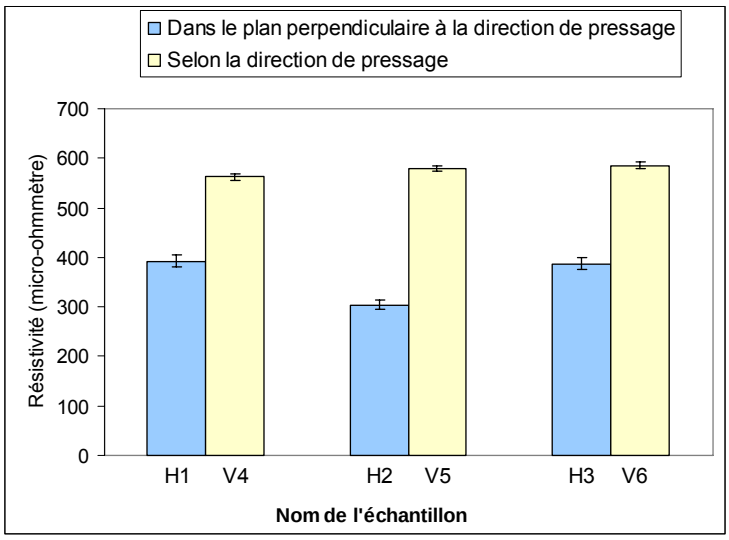


Figure 2.49 : Résistivité mesurée sur le matériau fer-résine pour des échantillons usinés dans un cylindre dans un plan normal ou parallèle à la direction de compaction

On remarque à la figure 2.49 l'anisotropie significative de la résistivité du matériau fer-résine. La différence de résistivité entre les échantillons usinés en surface dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage et selon la direction de pressage est de 31 %, ce qui est significatif pour la conception des machines électriques.

Pour la mesure spécifique de l'influence de l'oxydation en surface (cf. § 2.5.1.4), des échantillons de matériau fer-diélectrique recuit à des températures comprises entre 350 et 450 °*C* ont été utilisés. Ces températures causent une oxydation significative jusqu'à une profondeur de quelques millimètres à l'intérieur de la pièce. On réalise maintenant un essai visant la détermination des variations de la résistivité en fonction de la profondeur dans un matériau fer-diélectrique.

L'expérimentation consiste à amincir progressivement une barre à l'aide d'un ponçage et à mesurer sa résistivité en fonction de son épaisseur. Les résultats pour le matériau fer-diélectrique recuit à 350 °*C* ou 450 °*C* sont présentés à la figure 2.50.

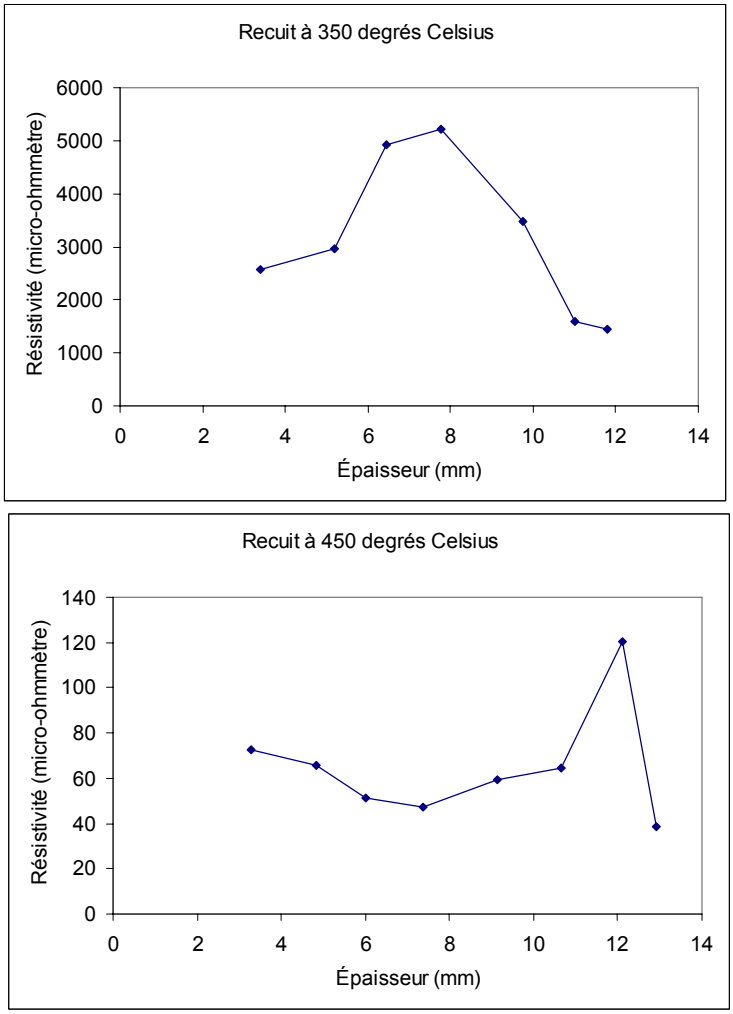


Figure 2.50 : Résistivité mesurée en fonction de l'épaisseur d'une barre de matériau fer-diélectrique pour deux températures de recuit

Les résistivités mesurées en fonction de l'épaisseur fluctuent de plus de 100 %, ce qui indique que les variations de résistivité à l'intérieur des pièces sont significatives. Ces variations ne sont pas nécessairement symétriques par rapport au centre. Ce comportement peut être expliqué par la différence d'oxydation due à la position dans le four de recuit : l'échantillon reposant sur une de ses faces, celle-ci aura un contact moins étendu avec l'atmosphère du four et l'oxydation devrait y être moins élevée.

Les différences de résistivité mesurées pour des matériaux ayant une composition et des paramètres de mise en forme identiques, mais pour des géométries de pièces différentes peuvent être expliquées par l'inhomogénéité et l'anisotropie des matériaux magnétiques composites.

L'inhomogénéité et l'anisotropie de la résistivité du matériau fer-résine ne sont pas négligeables, même pour un échantillon respectant les contraintes de mise en forme utilisées pour la fabrication de pièces mécaniques. Ces variations de propriétés doivent être prises en compte lors du dimensionnement d'une machine électrique.

L'anisotropie de la résistivité du matériau fer-diélectrique n'a pas été mesurée. Elle devrait être similaire à celle du matériau fer-résine car le procédé de mise en forme est le même. L'inhomogénéité de la résistivité du matériau fer-diélectrique est importante, elle ne peut donc pas être négligée pour le dimensionnement des machines électriques.

2.6 Mesure des pertes magnétiques des matériaux magnétiques composites

La conception d'une machine électrique nécessite trois informations au niveau du matériau magnétique : sa caractéristique d'aimantation, sa résistivité et ses pertes magnétiques. Les pertes magnétiques peuvent être calculées à partir de la caractéristique d'aimantation hystérétique et de la résistivité mais ce calcul est lourd. Il est possible, dans le cas des matériaux magnétiques composites, d'utiliser une caractéristique d'aimantation univoque et une formule analytique pour le calcul des pertes en calcul des champs à l'aide d'un post-processeur [42], ce qui réduit le temps de calcul. La connaissance des pertes magnétiques est requise non seulement pour calculer le rendement de la machine, mais aussi pour s'assurer que le dispositif possède une capacité de dissipation thermique suffisante pour le maintenir à une température acceptable pour tous les matériaux qui le composent, notamment pour l'isolation des bobinages de cuivre.

Nous avons vu au paragraphe 1.3.2 que les pertes magnétiques sont issues du mécanisme de dissipation de chaleur lors du passage d'un courant dans un matériau résistif. Ce mécanisme agit à trois échelles spatiales et temporelles différentes, on sépare donc les pertes totales en trois types différents : les pertes par hystérésis, les pertes par courants de Foucault et les pertes excédentaires. Cette partie présente la mesure des pertes totales et la séparation des pertes magnétiques dans deux types de matériau magnétiques composites que sont les fer-résine et les fer-diélectrique.

Pour le dimensionnement d'une machine électrique faite de matériaux magnétiques composites, les pertes par courants de Foucault dépendent de la structure et des dimensions de la machine. Il n'est donc pas possible de mesurer les pertes totales en fonction de la fréquence d'alimentation et de l'induction d'opération sur une structure donnée et d'en déduire les pertes dans une structure différente. Cette procédure est pourtant possible dans le cas des tôles car les dimensions de la machine sont beaucoup plus grandes que l'épaisseur d'une tôle et les courants de Foucault sont limités par l'épaisseur des tôles.

Un dimensionnement prenant en compte tous les phénomènes électromagnétiques dans un matériau magnétique composite nécessite donc la mesure et la séparation des pertes. Lors du dimensionnement, les pertes par hystérésis sont calculées en fonction du volume, de la fréquence et de l'induction et les pertes par courants de Foucault sont calculées à partir de la résistivité, de la géométrie, de la fréquence et de l'induction.

L'aimantation d'un matériau magnétique peut être unidirectionnelle ou tournante en deux ou trois dimensions. La première réfère à une aimantation alternative dont l'amplitude varie mais dont l'orientation ne change pas. La deuxième et la troisième réfèrent respectivement à des aimantations dont l'amplitude peut être constante ou variable et dont l'orientation varie en deux ou trois dimensions.

Ce travail s'intéresse à l'aimantation unidirectionnelle des matériaux magnétiques composites. Il nous semble important d'élucider les difficultés rencontrées pour l'aimantation linéaire avant d'aborder l'étude des méthodes à deux et trois dimensions. D'autre chercheurs ont élaboré des méthodes de caractérisation d'aimantation et de pertes rotationnelles en deux et trois dimensions pour les matériaux magnétiques composites [53, 61, 62].

D'un point de vue pratique, la mesure des pertes magnétiques se fait en utilisant la tension au secondaire et le courant au primaire d'un échantillon bobiné. Les pertes magnétiques sont données selon l'équation :

$$E = \int_{B(t=0)}^{B(t=T)} \vec{H} \cdot d\vec{B} \tag{2-21}$$

E énergie dissipée par cycle et par unité volume (J/m^3)
T période du champ magnétique appliqué (s)
H champ magnétique appliqué (A/m)
B induction mesurée (T)

Il est cependant inutile de mesurer le champ magnétique et l'induction pour trouver les pertes magnétiques car :

$$v_2(t) = N_2 \frac{d\varphi}{dt} = N_2 A_e \frac{dB}{dt} \tag{2-22}$$

$v_2(t)$ tension au secondaire (V)
N_2 nombre de tours au secondaire
φ flux magnétique (Wb)
A_e section du circuit magnétique (m^2)
B induction (T)

donc

$$dB = \frac{v_2(t)}{N_2 A} dt \tag{2-23}$$

et

$$H = \frac{N_1 i_1(t)}{l_m} \tag{2-24}$$

N_1 nombre de tours au primaire
$i_1(t)$ courant au primaire (A)
l_m longueur moyenne du circuit magnétique (m)

L'équation 2-21 devient donc :

$$E = \int_{B(t=0)}^{B(t=T)} \vec{H} \cdot d\vec{B} = \int_0^T \frac{N_1 i_1(t)}{l_m} \frac{v_2(t)}{N_2 A_e} dt = \frac{N_1}{N_2} \frac{1}{l_m A_e} \int_0^T i_1(t) v_2(t) dt \tag{2-25}$$

Et comme la puissance instantanée est :

$$p(t) = i_1(t) v_2(t) \tag{2-26}$$

p(t) puissance instantanée (*W*)

et que le volume est donné par :

$$V = l_m A_e \tag{2-27}$$

on obtient :

$$\frac{E}{T} = \frac{N_1}{N_2} \frac{1}{V} P \tag{2-28}$$

Ceci nous permet de déduire directement les pertes par cycle de la mesure des pertes à partir du courant au primaire et de la tension au secondaire.

Suivant le paragraphe 1.3.2, les pertes magnétiques sont souvent séparées selon la relation :

$$P_{tot} = P_{hys} + P_{Fouc} + P_{exc} \tag{2-29}$$

P_{tot} pertes magnétiques totales (*W/kg*)
P_{hys} pertes par hystérésis (*W/kg*)
P_{Fouc} pertes par courants de Foucault (*W/kg*)
P_{exc} pertes excédentaires (*W/kg*)

L'équation 2.30 est utilisée pour le calcul des pertes magnétiques à l'aide d'une formule analytique, à partir de l'induction crête et de la fréquence d'alimentation :

$$P_{tot} = C_{hys} B^x f + C_{Fouc} B^2 f^2 + C_{exc} B^{1.5} f^{1.5} \tag{2-30}$$

Le paragraphe suivant présente l'identification des paramètres de cette formule pour le matériau fer-résine et pour le matériau fer-diélectrique. L'importance relative de chacun des types de pertes est quantifiée.

2.6.1 Séparation des pertes magnétiques en aimantation unidirectionnelle dans les matériaux magnétiques composites

L'objectif de cette section est de démontrer la séparation des pertes magnétiques dans le cas des deux types de matériaux magnétiques composites entre 0 et 5 *kHz*. La première approche est basée sur un calcul analytique. La seconde approche consiste à utiliser la méthode des moindres carrés simple pour identifier les coefficients de pertes de l'équation 2-30 à l'aide de plusieurs mesures à des fréquences et inductions différentes.

La première méthode de séparation des pertes utilisée consiste à diviser l'équation 2-30 par la fréquence. Les pertes par hystérésis dépendant linéairement de la fréquence, elles sont donc constantes si on divise par la fréquence. À l'aide de plusieurs mesures, en extrapolant la courbe de pertes divisées par la fréquence jusqu'à la fréquence nulle, les pertes par hystérésis par cycle sont obtenues. Par exemple, pour le matériau fer-résine, les mesures de pertes magnétiques en fonction de la fréquence et de l'induction sont présentées à la figure 2.51, ces pertes ont été mesurées sur un anneau dont les dimensions sont données au tableau 2.1.

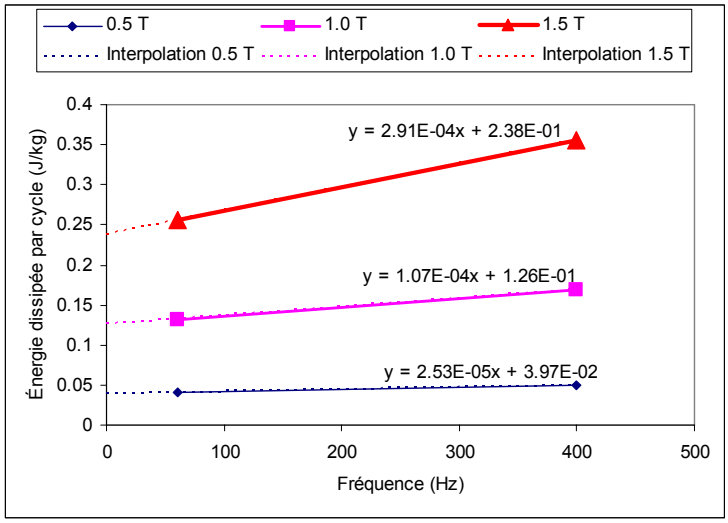


Figure 2.51 : Énergie dissipée par cycle pour l'identification du coefficient de pertes par hystérésis du matériau fer-diélectrique

Sur la figure 2.51, une droite de tendance a été utilisée pour extrapoler les mesures jusqu'à la fréquence nulle, ce qui permet de lire directement les pertes par hystérésis par cycle.

Pour déterminer l'exposant de l'induction, il faut disposer de deux autres mesures à une induction différente. En connaissant le coefficient d'hystérésis C_{hys}, il est alors possible de déterminer la dépendance des pertes envers le niveau d'induction. Enfin, pour déterminer le coefficient de courants de Foucault, il faut soustraire les pertes par hystérésis des pertes totales puis diviser par la fréquence et l'induction au carré :

$$C_{fouc} = \frac{P_{tot} - P_{hyst}}{f^2 B^2} \tag{2-31}$$

La technique de détermination des coefficients des pertes magnétiques en calcul analytique ne permet pas d'identifier les pertes excédentaires. Cette méthode d'identification est souvent utilisée pour les matériaux magnétiques composites car les pertes excédentaires y sont généralement considérées comme négligeables [42]. Le tableau 2.7 présente la comparaison des résultats du modèle et les mesures pour le matériau fer-résine et le matériau fer-diélectrique.

Tableau 2.7 : Comparaison des pertes magnétiques mesurées et modélisées, avec des coefficients identifiés par un calcul analytique

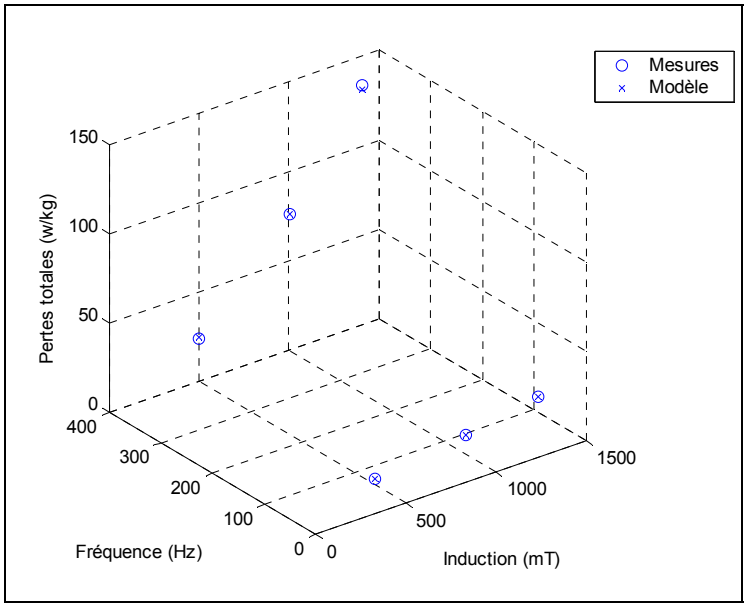
Fréquence (*Hz*)	**Induction efficace (*T*)**	**Pertes totales mesurées (*W/kg*)**	**Pertes par hystérésis calculées (*W/kg*)**	**Pertes par courants de Foucault calculées (*W/kg*)**	**Résidu (*W/kg*)**
Matériau fer-résine					
59.99	0.36	3.49	3.42	0.04	0.04
59.99	0.71	10.64	10.24	0.15	0.25
60.00	1.00	17.16	17.47	0.29	-0.61
400.01	0.35	23.88	22.73	1.65	-0.49
400.01	0.71	75.76	68.24	6.64	0.87
399.98	1.00	133.97	116.14	13.02	4.81
Matériau fer diélectrique					
59.99	0.35	2.47	2.37	0.10	0.01
59.99	0.71	7.93	7.43	0.40	0.10
59.99	1.07	15.35	14.64	0.92	-0.21
399.94	0.35	19.93	15.75	4.49	-0.31
400.01	0.71	67.45	49.49	17.98	-0.02
400.01	1.07	141.98	97.61	40.96	3.41

La différence entre les pertes mesurées et celles calculées à l'aide du modèle est de 3.6 % dans le pire des cas, ce qui montre que les pertes excédentaires sont négligeables dans le dispositif étudié.

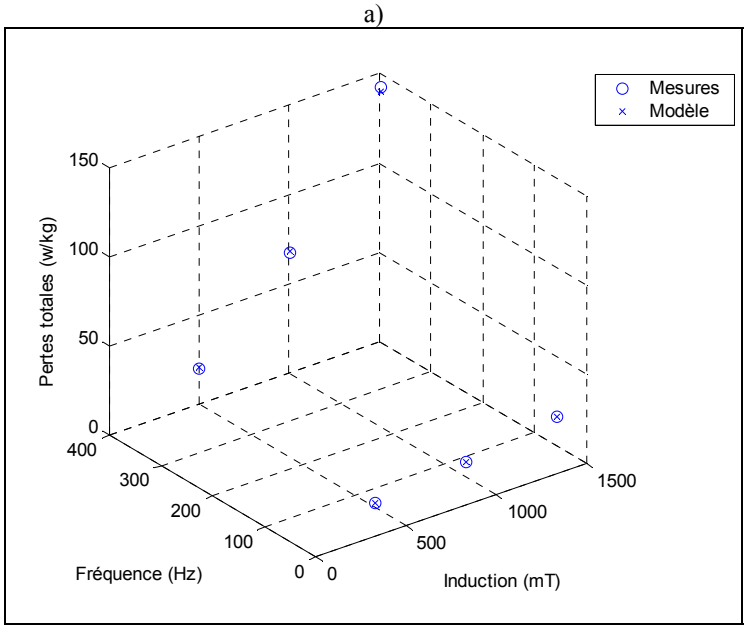
La seconde approche utilisée pour séparer les pertes magnétiques consiste à implanter la relation 2.31 et à en identifier les paramètres pour plusieurs inductions et plusieurs fréquences à l'aide de la minimisation du résidu selon la méthode des moindres carrés simples. Le résidu est calculé suivant :

$$R = P_{tot} - C_{hys} B^x f + C_{Fouc} B^2 f^2 + C_{exc} B^{1.5} f^{1.5} \tag{2-32}$$

Le solveur d'Excel est utilisé pour minimiser la somme des résidus mis au carré. Les pertes magnétiques mesurées et modélisées en fonction de l'induction et de la fréquence sont présentées à la figure 2.52.



a)



b)

Figure 2.52 : Comparaison des pertes magnétiques issues du modèle et mesurées pour le matériau fer-résine (a) et le fer-diélectrique (b)

Les paramètres utilisés dans le modèle pour obtenir ces résultats sont :

Tableau 2.8 : Paramètres du modèle de pertes magnétiques pour les matériaux fer-résine et fer-diélectrique

Matériau	**Coefficient d'hystérésis (C_{hys})**	**Exposant hystérésis (x)**	**Coefficient Foucault (C_{fouc})**	**Coefficient excédentaires (C_{exc})**
Fer- résine	0.168	1.58	4.97e-5	0
Fer-diélectrique	0.123	1.66	1.14e-4	0

Dans les deux cas, l'identification fait apparaître un coefficient nul pour les pertes excédentaires. Guo et ses collaborateurs rapportent dans un article [53] avoir mesuré des pertes excédentaires similaires aux pertes par courants de Foucault sur un échantillon de 1.5 mm d'épaisseur fait du matériau SOMALOY 500, qui est un matériau magnétique composite fabriqué par la compagnie Hoganas. Ces pertes représentent cependant moins de 2 % des pertes totales.

La mesure de pertes en aimantation unidirectionnelle confirme qu'il est possible de négliger les pertes excédentaires sans entraîner d'erreur importante dans le calcul des pertes magnétiques totales. Il est donc possible d'effectuer le dimensionnement d'une machine électrique en prenant en compte uniquement les pertes par hystérésis et les pertes par courants de Foucault.

La section suivante étudie la mesure des pertes magnétiques en fonction de la direction de propagation du flux magnétique.

2.6.2 Mesure d'isotropie des pertes magnétiques dans les matériaux magnétiques composites

L'anisotropie constatée sur la résistivité à la section 2.5.4 devrait mener à une influence de la direction de circulation du flux magnétique sur les pertes par courants de Foucault. Le travail présenté dans cette section vise à valider cette hypothèse et à déterminer si les pertes par hystérésis sont dépendantes de la direction de propagation du flux.

Les pertes magnétiques totales sont mesurées sur les anneaux destinés à la mesure d'anisotropie de l'aimantation (cf. § 2.4.4.1) afin de déterminer si elles dépendent de la direction de propagation du flux. Les mesures de pertes par cycle pour des fréquences de 60 et 400 *Hz* et une induction de 1 *T* sont présentées à la figure 2.53.

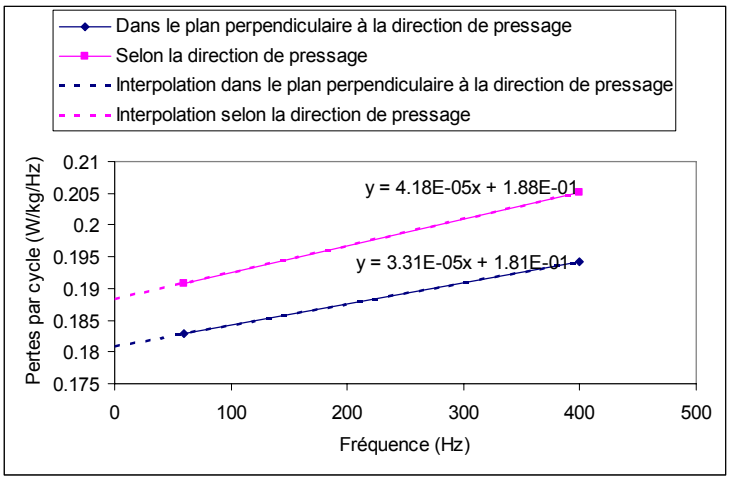


Figure 2.53 : Pertes magnétiques mesurées en fonction de la direction de propagation du flux pour le matériau fer-résine

On remarque sur la figure 2.53 que les pertes magnétiques sont plus importantes pour l'échantillon présentant la moitié du parcours du flux selon la direction de pressage. La droite de tendance des pertes magnétiques en fonction de la fréquence a été interpolée jusqu'à la fréquence nulle sur la figure 2.53. Elle permet de conclure que les pertes par hystérésis sont plus importantes de 3.7 % pour l'échantillon présentant une composante dans la direction de pressage, ce qui est considéré significatif. Enfin, la pente des pertes par cycle en fonction de la fréquence, qui est proportionnelle aux pertes par courants de Foucault, montre que celles-ci sont plus importantes pour l'échantillon présentant une composante dans la direction de pressage. Cette relation était prévisible car lorsque le flux magnétique se propage selon la direction de pressage, les courants de Foucault circulent dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage qui présente une résistivité plus faible que celle suivant la direction de pressage. L'influence de l'anisotropie des pertes par courant de Foucault sur le dimensionnement d'une machine électrique dépend de l'importance relative de ces dernières, qui est dictée par la taille du circuit magnétique et la fréquence d'opération.

2.7 Conclusion

Ce chapitre a présenté l'étude de la mesure des trois caractéristiques nécessaires au dimensionnement des machines électriques : caractéristique d'aimantation, résistivité et pertes magnétiques. Ces mesures sont également nécessaires pour les échanges commerciaux entre le

producteur de matériaux et le producteur de machines électriques, pour la modélisation de la caractéristique d'aimantation présentée au chapitre suivant et pour l'optimisation de cette caractéristique à l'aide du modèle qui sera développé.

Les mesures de caractéristique d'aimantation antérieures à cette thèse faites à l'aide d'un hystérésigraphe et réalisées à l'aide du calcul des champs pour un matériau donné présentaient des différences significatives. Celles-ci étaient suffisamment importantes pour influencer le dimensionnement d'une machine électrique de manière significative. La mesure de la caractéristique d'aimantation sur deux échantillons présentant des parcours de flux différents par rapport à la direction de pressage de l'échantillon a démontré que l'anisotropie est la source des différences observées lors de la mesure utilisant l'hystérésigraphe et le calcul des champs. La perméabilité est inférieure lorsque le flux circule selon la direction de pressage par rapport à lorsqu'il circule dans le plan normal à la direction de pressage. La simulation de l'écoulement du flux magnétique à travers la structure microscopique du matériau présentée au paragraphe 3.6 permet de conclure que cette différence est liée à une variation de la structure en fonction de la direction. Les deux méthodes de mesure de la caractéristique d'aimantation sont donc équivalentes et prennent en compte l'anisotropie du matériau. Lors du dimensionnement d'une machine électrique, la prise en compte de l'anisotropie est nécessaire pour l'obtention de résultats précis.

Il a été observé que les mesures de résistivité à l'aide d'un micro-ohmmètre à quatre pointes précédant nos travaux pouvaient donner jusqu'à 33% de différence dans les résultats pour des échantillons du même matériau, ce qui n'est pas acceptable pour la conception des machines électriques pour lesquelles les pertes par courants de Foucault ne sont pas négligeables. L'utilisation de facteurs de correction pour l'épaisseur des échantillons sous forme de barres mène à une erreur acceptable par rapport à la précision désirée pour le dimensionnement des machines électriques, tant que ces mesures sont faites sur le même échantillon et que la surface des échantillons est exempte d'oxyde. Quatre méthodes de mesure de résistivité sur des échantillons en forme d'anneaux basées sur l'induction de courants de Foucault ont été utilisées, deux d'entre elles étant nouvelles. La méthode du micro-ohmmètre à quatre pointes a aussi été utilisée sur ces échantillons. Les résultats démontrent que la mesure par courants induits donne

une précision acceptable pour le dimensionnement des machines électriques. Ces méthodes ont l'avantage d'éviter les problèmes de contacts électriques des pointes du micro-ohmmètre, qui peuvent êtres dus à une oxydation de la surface lors du recuit, et de répartition du courant à travers la section de l'échantillon.

La mesure d'homogénéité et d'isotropie de la résistivité établit que les deux types de matériaux, fer-résine et fer-diélectrique, présentent des différences de résistivité importantes en fonction de la position dans l'échantillon et de la direction de circulation du courant. La résistivité est supérieure à la surface des échantillons à cause de la densité plus élevée. Elle est aussi plus élevée dans la direction de pressage par rapport au plan normal à la direction de pressage. Ces variations expliquent la différence obtenue lors de la mesure de résistivité d'un matériau donné sur des échantillons ayant des formes différentes. L'anisotropie et l'inhomogénéité de la résistivité doivent être prises en compte pour le dimensionnement d'une machine électrique si les pertes par courants de Foucault ne sont pas négligeables, ce qui est généralement le cas pour des machines de grande dimension ou alimentées à haute fréquence.

La mesure de pertes magnétiques dans les matériaux magnétiques composites vise à déterminer quels phénomènes doivent être pris en compte lors du dimensionnement d'une machine électrique et quels phénomènes peuvent être négligés. Il a été démontré que les pertes excédentaires sont très faibles dans les matériaux magnétiques composites et qu'elles peuvent généralement être négligées dans les matériaux actuels. La mesure de pertes magnétiques en fonction de la direction de circulation du flux démontre que les pertes par hystérésis et les pertes par courants de Foucault sont plus grandes lorsque le flux s'écoule selon la direction de pressage que lorsqu'il s'écoule dans le plan normal à la direction de pressage.

3 Modélisation de l'aimantation des matériaux magnétiques composites

3.1 Introduction

L'objectif général poursuivi par cette thèse est l'utilisation des matériaux magnétiques composites pour la réalisation de machines électriques. La fabrication avec ces matériaux peut mener à des innovations technologiques intéressantes au niveau des performances et des coûts des machines électriques.

La perméabilité relative des matériaux magnétiques composites actuels est limitée à environ 500. Cette valeur est significativement plus faible que celle des autres matériaux magnétiques doux classiques qui est généralement supérieure à trois mille. Pour certains types de machines, comme les machines à aimants par exemple, cette limitation a relativement peu d'influence sur les performances globales, alors que dans d'autre cas, comme celui des machines asynchrones, elle limite les performances de manière significative. Il importe donc de poursuivre l'optimisation de la perméabilité afin d'étendre le domaine d'application des matériaux magnétiques à un plus grand nombre de machines.

Les matériaux magnétiques composites peuvent être optimisés en adoptant, pour chaque application, un compromis spécifique entre la perméabilité et la résistivité, sachant que ces deux caractéristiques sont en général antagonistes. L'obtention de propriétés spécifiques dépend des principaux paramètres de mise en forme du circuit magnétique qui sont la granulométrie de la poudre, la quantité de diélectrique, la pression de compaction et la température de recuit.

Plusieurs auteurs ont tenté de lier les propriétés électromagnétiques globales des matériaux magnétiques composites à leur structure microscopique, afin de permettre l'optimisation de leurs propriétés. Ces travaux peuvent être classés selon deux types d'approche suivant qu'ils ont été réalisés par des ingénieurs métallurgistes ou par des ingénieurs en électromécanique.

Du point de vue de l'ingénieur métallurgiste, l'optimisation est effectuée en liant les paramètres de mise en forme aux propriétés électromagnétiques selon un modèle phénoménologique. Par exemple, l'observation la plus simple sur la composition des matériaux magnétiques composites,

sachant que le diélectrique n'est pas ferromagnétique, montre que la perméabilité est inversement proportionnelle à la concentration en diélectrique [63]. Un contenu élevé en diélectrique favorise plutôt une résistivité et une résistance mécanique plus élevées [2, 17, 20]. Les efforts des métallurgistes se sont donc rapidement tournés vers le développement d'un revêtement de particule possédant de bonnes propriétés diélectriques et mécaniques, tout en étant utilisé en de très faibles proportions [64].

En génie électrique, l'approche consiste à déterminer les propriétés électromagnétiques globales en fonction des propriétés des constituants et de la structure du matériau à l'échelle microscopique. L'ingénieur en électromécanique tente de construire un modèle de matériau équivalent qui soit représentatif de sa structure fine et qui permette d'en retrouver les propriétés macroscopiques. Les modèles rencontrés dans la littérature [65-67] sont basés sur un agencement d'unités structurelles, par exemple des hexagones en deux dimensions, qui représentent les particules de fer revêtues de diélectrique. Le calcul de la réluctance du parcours du flux à travers ces structures simplifiées permet de retrouver la caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites. Il appartient alors aux ingénieurs métallurgistes de réaliser ces structures microscopiques en ajustant les principaux paramètres de mise en forme.

Ce chapitre a pour objectif de proposer une modélisation la plus complète possible des phénomènes d'aimantation des matériaux magnétiques composites à l'échelle des particules. Le travail présenté vise l'obtention d'un modèle de propriétés magnétiques globales du matériau basé sur sa structure à l'échelle des particules et sur les propriétés de ses constituants. Ce modèle est validé par des mesures expérimentales sur plusieurs matériaux ayant des propriétés différentes.

La connaissance des relations entre la structure du matériau, ses constituants et la caractéristique d'aimantation globale, associée au savoir faire des ingénieurs métallurgistes pour la réalisation de structures données, mène à l'optimisation des propriétés des matériaux magnétiques composites pour chaque application visée.

Dans un premier temps, les principaux modèles de matériaux magnétiques composites doux retrouvés dans la littérature sont présentés. Les hypothèses utilisées et les résultats obtenus sont

étudiés. Un modèle basé sur la simulation de l'écoulement du flux magnétique dans la structure réelle du matériau est proposé. Par la suite, les propriétés des constituants du matériau, notamment celles du fer constituant les particules, sont déterminées. La caractérisation de la structure du matériau à l'échelle microscopique est faite à l'aide des techniques de microscopie électronique à balayage, puis par simulation de l'écoulement du flux dans la structure réalisée par calcul des champs. La comparaison des caractéristiques d'aimantation obtenues à l'aide du modèle avec celles mesurées sur le circuit magnétique à l'aide d'un hystérésigraphe est effectuée pour quatre matériaux ayant des paramètres de mise en forme et des proportions de constituants différents. Une analyse comparative des résultats des modèles retrouvés dans la littérature et du modèle développé est faite afin de déterminer la capacité de reproduire la caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites.

3.2 Modèles d'aimantation des matériaux magnétiques composites

Cette section présente les principaux modèles disponibles dans la littérature qui permettent de relier la perméabilité des matériaux magnétiques composites à leur structure microscopique et à leurs constituants.

Nous allons d'abord classifier les matériaux magnétiques composites par densité car ce paramètre a une influence importante sur leur modélisation. Cette classification est retrouvée dans un article pionnier du développement des matériaux magnétiques composites par Weglinski [20]. La première catégorie, appelée « magnétodiélectrique » par Weglinski est constituée de matériaux comportant un contenu diélectrique élevé (fraction massique de diélectrique supérieure à 2 %) et dont les densités et les perméabilités sont faibles. Le modèle de Lin et al. [66] s'applique bien à de tels matériaux. La seconde catégorie de matériaux, celle qui nous intéresse particulièrement dans cette thèse, appelée « dielectromagnétique » par Weglinski regroupe les matériaux dont la fraction massique de diélectrique est inférieure à 2 %. Leurs densités et perméabilités sont relativement élevées.

Un seul article significatif sur la modélisation du matériau en fonction de la structure microscopique est disponible dans la littérature, il a été écrit par Yanhong et Kliman [67]. Il s'agit d'un modèle de la structure du matériau utilisant des hexagones pour représenter les particules de fer. Cet article ne comporte pas de validation expérimentale.

Cette section reprend d'abord les structures de matériau retrouvées dans les articles de Johnson et Visser et de Yanhong et Kliman. Par la suite, un modèle basé sur la simulation de l'écoulement du flux magnétique à travers la structure réelle des matériaux magnétiques composites est proposé. La comparaison des caractéristiques d'aimantation au niveau des différents modèles entre eux et au niveau des mesures réalisées sur des matériaux réels est présentée à la section 3.7.

3.2.1 Modèle de matériaux magnétiques composites à basse densité

Les matériaux magnétiques composites à basse densité sont formés de particules de matériaux ferromagnétiques immergées dans une matrice de matériau non ferromagnétique. Ils sont généralement utilisés aux fréquences élevées. L'étude de Lin et al. présente un modèle de matériaux aux basses densités pour des particules en forme de sphères, d'ellipses, d'aiguilles et de flocons. La perméabilité issue de ce modèle dépend de la perméabilité des particules ferromagnétiques, de la fraction massique de diélectrique et d'un facteur lié au champ démagnétisant interne aux particules. Le modèle est dérivé pour des tailles de particules faibles par rapport aux distances qui les séparent. Les résultats présentés dans l'article sont issus de matériaux dont la fraction volumique de composant ferromagnétique est de 30 %, ce qui mène à des valeurs de perméabilités relatives faibles, typiquement de l'ordre de quelques dizaines. Ce modèle est inapproprié pour la représentation des matériaux magnétiques composites à haute densité qui nous intéressent dans cette thèse.

3.2.2 Modèles de matériaux magnétiques composites à haute densité

La structure des matériaux magnétiques composites à haute densité observée au microscope électronique à balayage a été présentée à la figure 1.10. Nous allons maintenant nous intéresser, dans les modèles issus de la littérature et dans celui que nous allons développer, à la représentation de trois types d'objets de la structure du matériau : les particules de fer, leur revêtement diélectrique et la porosité. Le revêtement des particules de fer crée un entrefer minimal non ferromagnétique entre des particules adjacentes. La porosité représente des espaces d'air dans le matériau qui résultent de la mise en forme par pressage. La figure 1.10 est présentée à nouveau à la figure 3.1 pour illustrer ces différents objets.

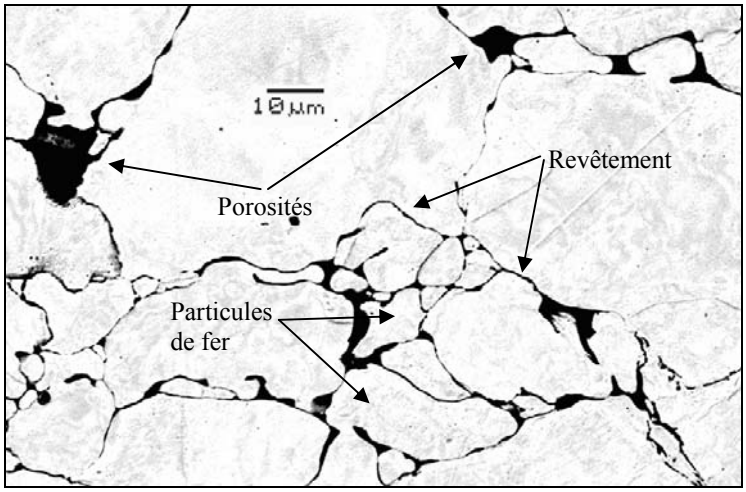


Figure 3.1 : Identification de particules de fer, de porosités et du revêtement de particules sur une micrographie de la structure d'un matériau magnétique composite

3.2.2.1 Modèle de perméabilité des ferrites de Johnson et Visser

Un modèle simple de perméabilité du matériau ne tenant pas compte de la porosité est présenté par Johnson et Visser [65]. Ce modèle s'applique à des matériaux présentant des distances entre particules plus petites que la taille de celles-ci. Il a été développé pour prédire la caractéristique d'aimantation des ferrites polycristallines. La structure géométrique utilisée est présentée à la figure 3.2.

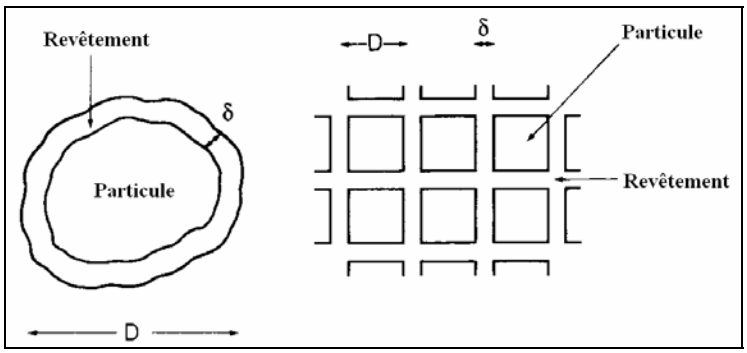


Figure 3.2 : Structure de matériau magnétique composite du modèle de Johnson et Visser [65]

La perméabilité équivalente d'une telle structure est donnée par :

$$\mu_e = \frac{\mu_i D}{\mu_i \delta + D} \tag{3-1}$$

μ_e perméabilité relative effective du matériau
μ_i perméabilité relative intrinsèque des particules
D taille des particules (m)
δ distance entre les particules (m)

Dans ce modèle on fait les hypothèses suivantes :

- la distance entre les particules est négligeable devant la taille des particules ($\delta << D$), ce qui est généralement vrai pour les matériaux magnétiques composites à haute densité,
- l'effet de la porosité est négligeable, ce qui n'a pas été validé dans le cas des matériaux magnétiques composites.

En appliquant l'équation 3-1 à des particules de fer de 30 μm séparés par des épaisseurs de revêtements de particules de 50 et 100 nm, on obtient les caractéristiques d'aimantation de la figure 3.3.

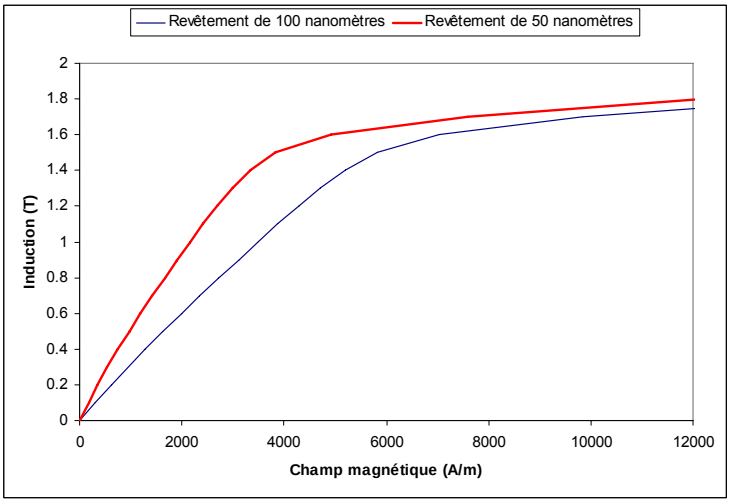


Figure 3.3 : Caractéristiques d'aimantation issues du modèle de Johnson et Visser pour un matériau constitué de particules de 30 μm avec des épaisseurs de revêtement de 50 et 100 nm

On observe sur la figure 3.3 que la perméabilité prédite à l'aide du modèle de Johnson et Visser pour une induction de 1 *T* est de 228 pour une épaisseur de revêtement de 100 *nm*, ce qui est représentatif des matériaux magnétiques usuels. La saturation magnétique survient cependant autour de 1.5 *T*, ce qui constitue une surestimation par rapport aux valeurs normalement rencontrées qui sont autour de 1 *T*.

La comparaison détaillée des caractéristiques d'aimantation issues du modèle de Johnson et Visser avec celles des autres modèles développés dans cette thèse et des caractéristiques d'aimantation mesurées sur des échantillons réels est présentée à la section 3.7.

3.2.2.2 Modèle de perméabilité des matériaux magnétiques composites de Yanhong et Kliman

L'article de Yahnong et Kliman présente un modèle de matériaux magnétiques composites dérivé de l'observation d'une micrographie de matériau magnétique à très haute densité. Les auteurs proposent d'abord un modèle similaire à celui de Johnson et Visser, dont l'unité structurale de base est une particule de fer hexagonale revêtue d'une couche uniforme de diélectrique (cf. figure 3.4).

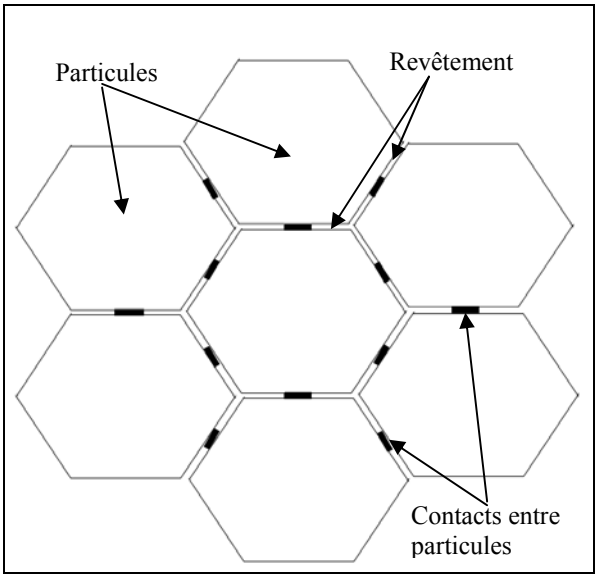


Figure 3.4 : Structure de base du modèle de Yanhong et Kliman pour la simulation de l'aimantation à l'échelle des particules [67]

La structure de base est par la suite modifiée par les auteurs pour ajouter des porosités résultant de la mise en forme par pressage. L'observation des micrographies permet de constater que les porosités se retrouvent souvent à l'interface de plusieurs particules. Ce fait a été utilisé pour introduire les porosités aux intersections entre trois particules en arrondissant les pointes des hexagones. La structure obtenue est présentée sous une forme réduite pour la mise en œuvre du calcul des champs à la figure 3.5. On peut y voir les lignes de flux magnétique issues d'une simulation de l'écoulement du flux dans la structure proposée.

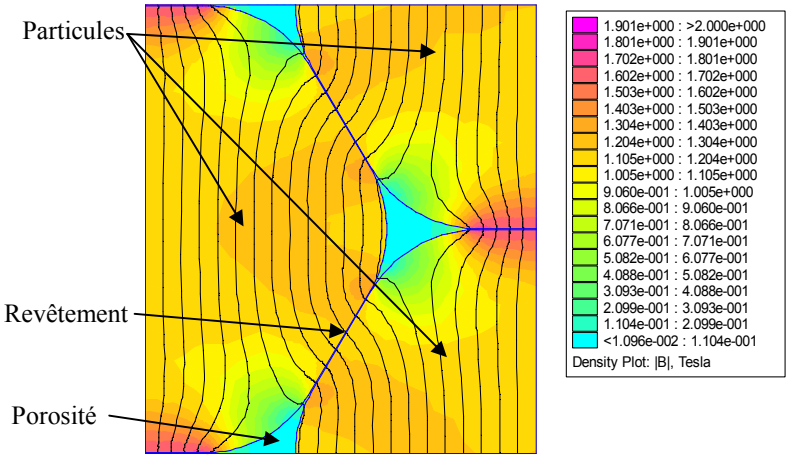


Figure 3.5 : Simulation de l'écoulement du flux à l'échelle des particules de fer selon le modèle d'aimantation de Yanhong et Kliman

Les auteurs ont utilisé une taille de particule de 100 μm et une épaisseur de revêtement de 0.1 μm pour déterminer l'influence de l'introduction de porosités en arrondissant les arrêtes des hexagones selon un arc de cercle.

La simulation de la structure présentant des porosités a été refaite pour une taille de particules de 50 μm et des entrefers de 75 et 150 nm, les résultats sont présentés à la figure 3.6.

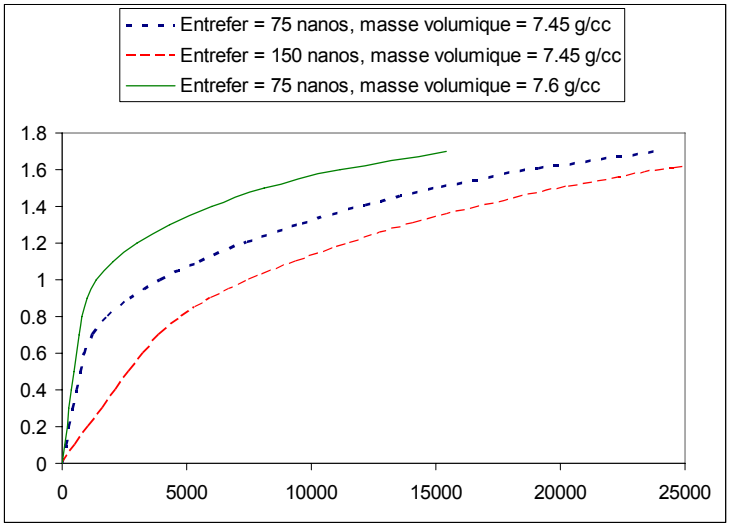


Figure 3.6 : Caractéristiques d'aimantation issues du modèle de Yanhong et Kliman pour un matériau constitué de particules de 50 μm

On observe sur la figure 3.6 que, pour des tailles de particules et d'entrefer typiques pour les matériaux magnétiques composites, le modèle de perméabilité de Yanhong et Kliman mène à des perméabilités et des inductions à saturation représentatives des matériaux magnétiques composites usuels.

Les résultats obtenus par Yanhong et Kliman sont basés sur plusieurs hypothèses qu'ils n'ont pas validées :

1. Au niveau des propriétés des constituants, la caractéristique d'aimantation des particules est similaire à celle d'un laminé recuit, ce qui implique que :
   a. le niveau d'écrouissage est faible
   b. le nombre de domaines magnétiques par particule est suffisant pour considérer que l'aimantation est similaire à celle d'un matériau massif
2. Au niveau de la structure, il est possible de faire un matériau équivalent en utilisant une taille unique de particules

La comparaison de la caractéristique d'aimantation obtenue à l'aide du modèle de Yanhong et Kliman avec celle des autres modèles développés dans cette thèse et des caractéristiques d'aimantation réelles est présentée à la section 3.7.

3.2.2.3 Modèle basé sur l'utilisation d'une micrographie

Lin et Zhu ont publié un article sur la mesure des propriétés magnétiques tridimensionnelles des matériaux magnétiques composites [61] qui utilise des observations de la surface du matériau au microscope pour justifier la différence de perméabilité selon la direction de propagation dans le matériau. Les images retrouvées dans l'article de Lin et Zhu sont présentées à la figure 3.7.

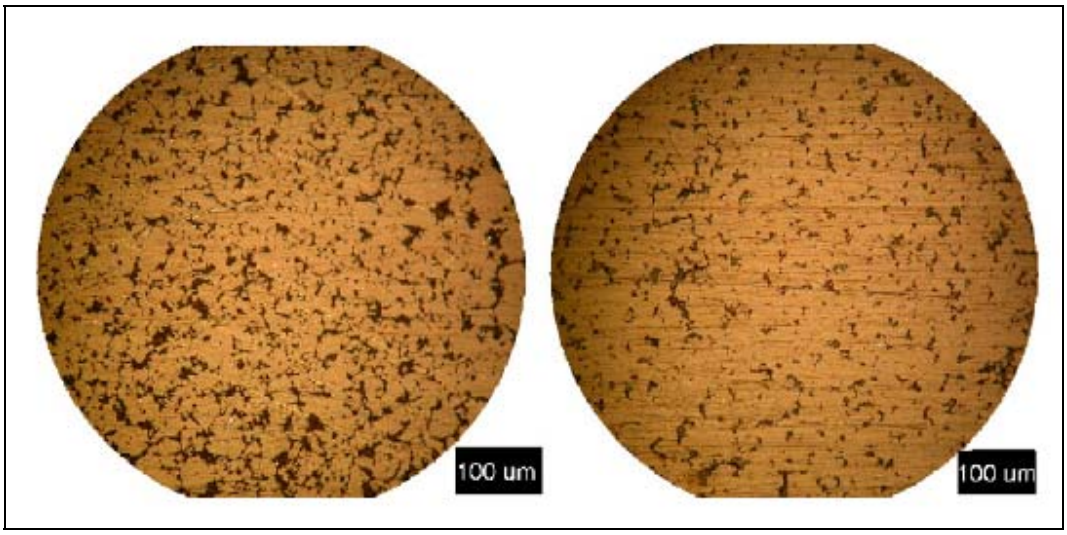


Figure 3.7 : Micrographie de la surface d'un matériau magnétique composite utilisée pour la modélisation de l'aimantation par Lin et Zhu [61]

L'image de gauche de la figure 3.7 présente la surface de compression en contact avec le poinçon alors que celle de droite présente le côté de la pièce en contact avec la matrice.

Les auteurs justifient les différences de caractéristiques d'aimantation obtenues en fonction de la direction de circulation du flux magnétique par l'observation de la structure du matériau au microscope, qui présente une fraction plus élevée d'air dans la direction où la perméabilité est la plus faible. Cette conclusion suppose un modèle de matériau qui n'est pas explicité dans l'article.

Par rapport aux modèles présentés jusqu'ici, plusieurs critiques peuvent être présentées à propos de cette utilisation d'images de la structure du matériau :

- les auteurs associent la différence de perméabilité à la différence de fraction de porosité mesurée sur la surface de l'échantillon. Suivant la modélisation de Johnson et Visser et

de Yanhong et Kliman, seule la fraction relative de l'épaisseur de revêtement par rapport à la taille des particules est responsable de la perméabilité du matériau aux faibles inductions. Lin et Zhu associent la valeur de la perméabilité à la fraction de porosité, ce qui n'est pas réaliste aux faibles inductions car le flux magnétique peut contourner les porosités sans jamais les traverser. Une image prise à une échelle où les entrefers ne sont pas visibles présente des parcours non rectilignes qui ne comportent que du fer, ce qui permet de conclure que la perméabilité à bas champ des matériaux magnétiques composites est égale à celle du fer massif.

- l'observation de la surface d'un matériau au microscope ne peut pas être utilisée pour l'étude de phénomènes principalement influencés par les conditions au cœur de la pièce, comme la perméabilité moyenne d'un matériau magnétique composite par exemple. La fraction de porosité en surface d'une pièce compactée n'est pas représentative de la structure au cœur de la pièce, notamment à cause du retour élastique subi lors de l'éjection de la pièce hors de la matrice.

- on peut noter, dans les figures présentées dans l'article, que les stries causées par la compression dans la matrice sont visibles, ce qui peut influencer la fraction de porosité mesurée.

Bien qu'elle puisse comporter des erreurs de réalisation importantes, l'approche basée sur l'utilisation de l'analyse d'une image de la structure du matériau pour modéliser la caractéristique d'aimantation présente cependant une approche féconde qui mérite d'être étendue et exploitée. Les paragraphes suivants illustrent la démarche de modélisation adoptée dans cette thèse.

3.2.3 Modèle de matériaux magnétiques composites basé sur la reproduction de la structure microscopique en calcul des champs

Les modèles de matériaux magnétiques composites présentés jusqu'à maintenant sont basés sur l'approximation de la structure du matériau à l'aide d'un assemblage d'unités structurelles identiques. Ces modèles permettent de relier des grandeurs moyennes, comme la taille des particules et l'épaisseur de revêtement, aux caractéristiques magnétiques globales du matériau.

La modélisation proposée est basée sur l'étude de l'écoulement du flux magnétique dans la structure réelle du matériau obtenue par microscopie électronique. Cette technique est exigeante en temps de calcul et lourde à mettre en œuvre, mais elle permet de s'affranchir de plusieurs hypothèses utilisées dans les modèles basés sur un agencement d'unités structurelles identiques qui ont été présentés jusqu'ici :

1. Les particules de fer sont identiques et de taille unique
2. L'épaisseur de revêtement est uniforme
3. La taille des porosités est uniforme
4. La position des porosités par rapport aux particules de fer est constante

La modélisation proposée comprend en contrepartie un certain nombre d'hypothèses dont les principales sont :

1. l'approximation bidimensionnelle de la circulation du flux magnétique dans un matériau tridimensionnel est représentative de la réalité
2. la surface analysée est représentative du volume du matériau :
    a. sa place dans l'échantillon est bien choisie
    b. elle n'a pas été altérée significativement
    c. sa taille est suffisante

Les étapes détaillées de la modélisation proposée sont présentées dans les sections suivantes :

1. détermination des propriétés des constituants du matériau
2. choix et préparation d'échantillons représentatifs de la gamme de matériaux magnétiques composites actuels
3. acquisition au microscope d'images de la structure du matériau
4. détection des contours des particules, des entrefers et des porosités dans les images
5. dessin et maillage de la structure dans un environnement de calcul des champs
6. simulation de l'écoulement du flux magnétique à travers la structure en calcul des champs
7. traitement des résultats de calcul des champs (trajets du flux magnétique) pour déterminer la perméabilité du matériau

Les caractéristiques d'aimantation obtenues à l'aide du modèle sont comparées à celles obtenues à l'aide des autres modèles présentés précédemment et à celles mesurées à l'aide d'un hystérésigraphe sur des échantillons réels afin de déterminer la capacité de chacun des modèles à représenter l'aimantation réelle des matériaux magnétiques composites.

3.2.3.1 Approximation d'une structure tridimensionnelle par une image bidimensionnelle pour l'étude des écoulements de flux magnétique

L'écoulement du flux magnétique dans la structure réelle du matériau s'effectue en trois dimensions. Cette section traite de la possibilité d'étudier cet écoulement à partir d'images bidimensionnelles de la structure du matériau, obtenues par microscopie sur un plan de coupe situé au centre de l'échantillon.

La technique la plus précise pour obtenir la structure tridimensionnelle d'un matériau consiste à observer des images bidimensionnelles de sa structure espacées d'une certaine distance selon la troisième dimension. Ces plans peuvent être obtenus en polissant plusieurs fois l'échantillon et en faisant une micrographie pour chaque épaisseur. Il est alors possible de reconstituer l'image tridimensionnelle à partir de plusieurs images bidimensionnelles.

L'observation de la structure des matériaux magnétiques composites demande un grossissement d'au moins 1000X, tel que démontré au paragraphe 3.4.2.2 ; un polissage soigné est donc indispensable afin d'éviter de créer des artéfacts sur la micrographie. L'acquisition de plusieurs images bidimensionnelles successives pour retrouver la structure tridimensionnelle du matériau représente un gros investissement expérimental et un travail de traitement des données qui dépassait les moyens disponibles dans ce travail de recherche. Elle n'a pas été retenue ici.

La relation entre les tailles d'objets visualisés sur des images bidimensionnelles et les tailles réelles de ces objets tridimensionnels concerne le domaine de la stéréologie. Nous utilisons les relations connues en stéréologie afin de justifier l'utilisation d'une image bidimensionnelle pour représenter l'écoulement du flux magnétique dans la structure tridimensionnelle du matériau.

La fraction de points d'un constituant sur l'image bidimensionnelle est liée à la fraction volumique réelle de ce constituant [68] selon l'expression suivante:

$$V_V = P_P \tag{3-2}$$

V_V fraction volumique du constituant (sans unité)
P_P fraction de points dans l'image correspondant au constituant

La fraction de points correspondant à un constituant spécifique P_P est en pratique obtenue en divisant le nombre de pixels dans l'image correspondant à ce constituant par la quantité totale de pixels dans l'image. Par exemple, si la fraction de pixels correspondant au fer dans l'image est de 90 %, alors la fraction volumique de fer est de 90 %.

L'approximation bidimensionnelle d'une structure tridimensionnelle utilisée en calcul des champs suppose l'invariance de la structure dans la troisième dimension, ce qui revient à considérer que le flux ne circule pas dans la troisième dimension. Le flux magnétique circule dans les trois directions dans un matériau magnétique composite de manière à emprunter la trajectoire présentant la réluctance la plus faible. Il n'est donc pas possible *à priori* d'utiliser une simulation en deux dimensions pour déterminer le parcours réel du flux magnétique dans le matériau.

L'utilisation du calcul de l'écoulement du flux magnétique pour la modélisation de la caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites ne vise pas la détermination précise de l'écoulement du flux réel dans la structure tridimensionnelle du matériau mais plutôt la représentation d'un parcours équivalent présentant une réluctance la plus proche possible de la réalité.

La perméabilité du matériau est obtenue en divisant l'induction moyenne sur la surface de l'échantillon par le champ moyen appliqué entre les deux côtés de l'image perpendiculaires à l'écoulement de flux magnétique.

En étudiant le flux magnétique sur une image bidimensionnelle du matériau représentant un grand nombre de particules, la somme des flux magnétiques circulant dans la troisième dimension devrait être nulle. Les résultats de la circulation du flux magnétique dans une image bidimensionnelle sont donc erronés à l'échelle locale mais ils sont en moyenne représentatifs du niveau de saturation dans la structure tridimensionnelle.

Aux faibles niveaux d'induction, le parcours du flux pourrait présenter des parcours dont la réluctance est plus faible dans la troisième dimension. Dans ce cas, la réluctance du parcours est surestimée et la perméabilité est sous estimée.

Plus l'induction est élevée dans les sections réduites du matériau et plus les lignes de champs magnétiques (lignes d'équiflux) sont droites. Il est donc raisonnable en première approximation de négliger la circulation du flux magnétique dans la troisième dimension pour les grandes valeurs d'inductions.

Les articles de Lin et al., de Johnson et Visser et de Yanhong et Kliman ne présentent pas de discussion de l'hypothèse d'utilisation d'une structure bidimensionnelle pour la représentation d'un écoulement de flux dans une structure tridimensionnelle.

L'analyse des hypothèses sera effectuée lors de l'analyse comparative entre les résultats obtenus par analyse d'image et par simulation numérique et ceux obtenus à l'aide de l'hystérésigraphe à la section 3.5.3.4.

3.3 Constituants des matériaux magnétiques composites

La modélisation d'un matériau hétérogène repose sur la connaissance des propriétés de ses constituants et de sa structure. Dans cette section, les propriétés magnétiques des constituants des matériaux magnétiques composites sont présentées.

La problématique de détermination des propriétés des constituants réside dans le changement de celles-ci lors du processus de mise en forme du matériau. Il n'est pas possible avec les moyens disponibles de caractériser les constituants à l'échelle microscopique sur la pièce finale, il faut donc estimer les changements sur les propriétés des constituants engendrés par la mise en forme. Pour le diélectrique, des changements de structure chimique sont induits durant le recuit, ce qui résulte en une augmentation de la tenue mécanique de la pièce. Un autre changement important de propriétés lors de la mise en forme du matériau est la variation de la caractéristique d'aimantation du fer qui subit un fort écrouissage lors du pressage [13] et une très faible relaxation des contraintes du fait d'un court recuit à température peu élevée [23].

3.3.1 Propriétés physiques des constituants non ferromagnétiques

Les phases non ferromagnétiques dans le matériau sont le diélectrique, les oxydes et l'air. Parmi les deux types de matériaux présentés au chapitre 1, le type fer-résine est utilisé pour ces expériences. Du point de vue magnétique, le type de revêtement n'a pas d'influence car sa

perméabilité relative est unitaire. Les caractéristiques physiques du diélectrique sont présentées au tableau 3.1. Ces propriétés sont celles d'une résine coulée sans renforcement, semblable à celle utilisée pour l'élaboration du matériau fer-résine.

Tableau 3.1 : Propriétés physiques de la résine utilisée pour la fabrication d'un matériau magnétique composite

Propriété physique	**Valeur**	**Unité**
Masse volumique	1.2	g/cm^3
Perméabilité magnétique relative	1	Sans unité
Résistivité	1×10^{13}	Ωm
Coefficient d'allongement thermique (@20 °C)	100	$\mu m/m/°C$

Le matériau comporte aussi des espaces d'air que le procédé de compaction ne permet pas d'éliminer complètement. Les caractéristiques physiques de l'air sont présentées au tableau 3.2.

Tableau 3.2 : Propriétés physiques de l'air

Propriété physique	**Valeur**	**Unité**
Masse volumique	0.0012	g/cm^3
Perméabilité magnétique relative	1	Sans unité
Résistivité	2 à 4 x 1013	Ωm

Comme l'air et la résine possèdent une perméabilité unitaire, il n'est donc pas nécessaire de les différencier pour la modélisation du comportement magnétique.

Le procédé d'atomisation du fer dans l'eau cause inévitablement la formation d'une couche d'oxyde sur la surface des particules. Malgré un recuit sous hydrogène visant à l'enlever, il peut rester une couche d'oxyde sur les particules lors du mélange avec la résine. Lefebvre et al. [56] ont réalisé une étude sur les oxydes dans les matériaux magnétiques composites après la mise en forme en utilisant la technique de spectroscopie de photoélectrons (« X-ray photoelectron spectrometry »).

Les oxydes de fer pouvant se retrouver sur les particules sont, selon Lefebvre et al., la magnétite (Fe_3O_4), la wüstite (FeO) et l'hématite (Fe_2O_3). Ces trois types d'oxydes ont une masse volumique située entre 5.25 et 6 g/cm^3. La magnétite est la seule qui présente un caractère ferromagnétique bien que sa perméabilité soit faible par rapport à celle du fer.

L'épaisseur exacte des couches d'oxydes est inconnue, mais puisque leurs propriétés magnétiques sont similaires à celles de la résine, on les traite indifféremment dans notre analyse.

3.3.2 Propriétés physiques du fer

La caractéristique d'aimantation du fer dépend de sa pureté et de son état d'écrouissage. La pureté du fer utilisé par les producteurs de poudre est connue et a été mesurée par analyse chimique. Cette donnée est cependant confidentielle. Le procédé de fabrication par pressage engendre un écrouissage important dans le fer. La mesure de la densité de dislocations peut être faite à l'aide d'une analyse par diffraction des rayons X. Cette technologie a été utilisée dans l'article de Hemati et al. [23]. Les résultats présentés démontrent que le recuit aux basses températures que subissent les matériaux magnétiques composites ne permet pas de réduire significativement l'écrouissage engendré par le pressage.

La caractéristique d'aimantation du fer en fonction de l'historique de la force appliquée en compression sur un échantillon de fer a été étudiée par Makar et Tanner [13]. Du fer avec 0.003 % de carbone a été étudié à l'état recuit, après application puis retrait d'une force de 160 *MPa* sur l'échantillon. Entre l'état recuit et l'état existant après l'application de 160 *MPa*, la perméabilité relative mesurée à 1.25 *T* est passée d'environ 3700 à 770, ce qui représente une diminution importante. La coercivité est passée de 85 à 185 *A/m* après pressage, selon les données de l'article de Makar et Tanner. Rappelons que les matériaux magnétiques composites sont compactés à des pressions généralement comprises entre 600 et 800 *MPa*, ce qui est encore plus élevé. La coercivité des matériaux magnétiques composites est est de l'ordre de 250 à 350 *A/m*, ce qui est conforme avec les mesures de Makar extrapolées pour des pressions plus élevées. La perméabilité du matériau est donc, au plus, égale à celle mesurée par Makar et Tanner après pressage à 160 *MPa*. La figure 3.8 présente l'aimantation du fer après recuit et après avoir été soumis à une pression de 160 *MPa*.

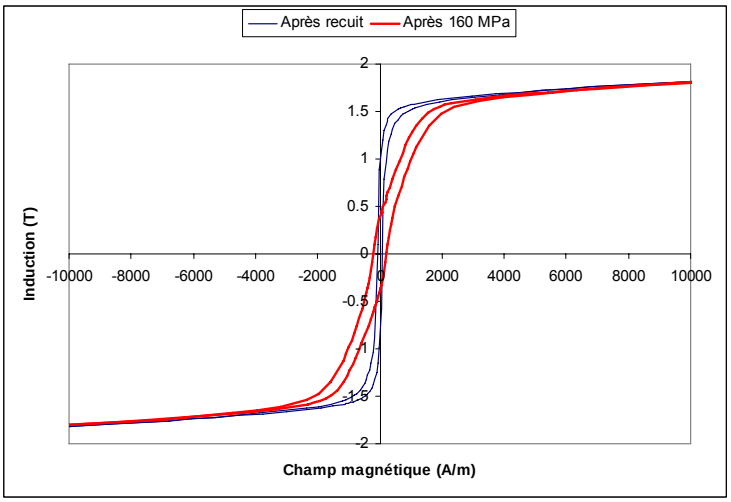


Figure 3.8 : Caractéristique d'aimantation du fer après recuit et après application d'une compression de 160 *MPa* selon Makar et Tanner [13]

Dans la suite, nous aurons besoin d'une caractéristique *B(H)* univoque. Sur la base du cycle hystérétique *B(H)* obtenu après l'application d'une pression de 160 *MPa*, nous avons donc construit la caractéristique *B(H)* que nous utiliserons pour nos travaux : elle est obtenue en effectuant pour chaque induction la moyenne des champs magnétiques (cf. figure 3.9).

Après avoir fait la moyenne du cycle d'aimantation selon les inductions, la courbe d'aimantation univoque est obtenue et présentée à la figure 3.9.

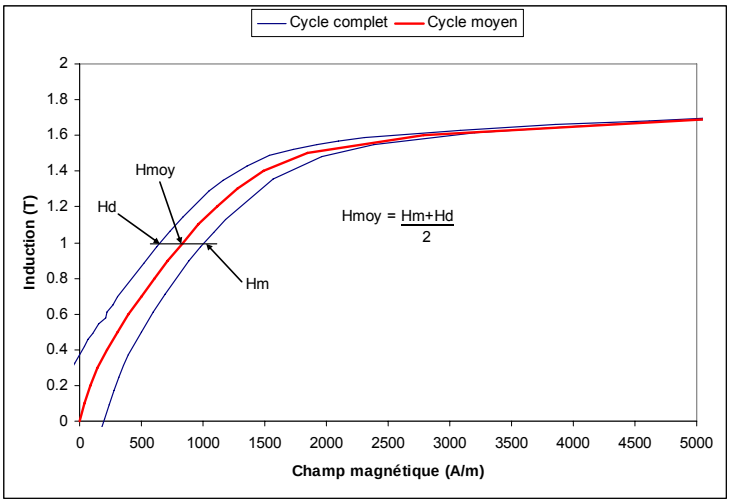


Figure 3.9 : Courbe d'aimantation univoque du fer après compression à 160 *MPa*

La caractéristique d'aimantation utilisée par Yanhong et Kliman pour la modélisation des matériaux magnétiques composites est comparée à celle obtenue par Makar et Tanner à la figure 3.10.

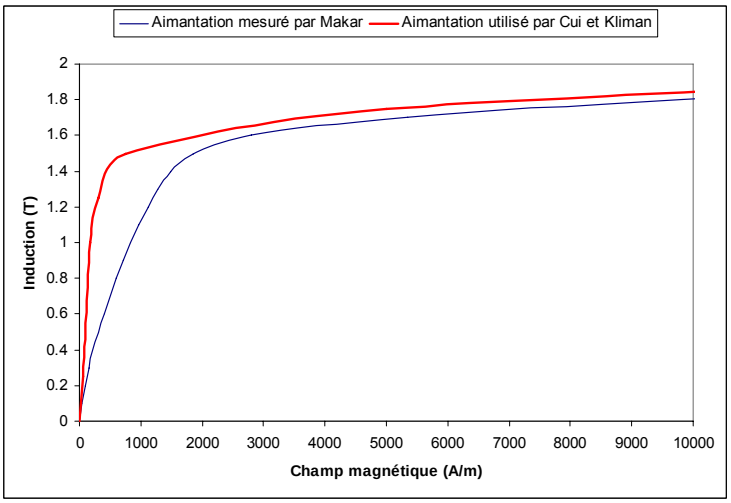


Figure 3.10 : Comparaison de la caractéristique d'aimantation utilisée par Yanhong et Kliman [67] et celle mesurée par Makar et Tanner [13]

La caractéristique d'aimantation utilisée par Yanhong et Kliman surestime donc beaucoup la perméabilité du fer utilisé dans les matériaux magnétiques composites.

Les autres propriétés physiques du fer sont présentées au tableau 3.3.

Tableau 3.3 : Propriétés physiques du fer

Propriété physique	**Valeur**	**Unité**
Masse volumique	7.87	g/cm^3
Résistivité	8.9×10^{-8}	Ωm
Coefficient d'allongement thermique (@20 °C)	12.2	$\mu m/m/°C$

3.3.2.1 Mesure de la taille des domaines magnétiques dans les particules de fer

L'hypothèse que l'aimantation des particules est similaire à celle observée à l'échelle macroscopique repose sur le fait qu'elles contiennent un grand nombre de domaines magnétiques. Jusqu'à présent, aucune observation directe de domaines magnétiques n'avait été réalisée dans les matériaux magnétiques composites. Dans le cadre de cette thèse, une collaboration a été établie avec le Dr Georg Krismanic du Technische Universität Wien pour la mesure de la taille des domaines magnétiques dans un échantillon de matériau fer-résine. La technique utilisée consiste à disposer un ferrofluide sur l'échantillon poli. Le ferrofluide est une suspension colloïdale de particules magnétiques (généralement Fe_3O_4). En l'absence de champ magnétique externe, les particules du ferrofluide se positionnent sur les parois des domaines de Weiss. L'observation des domaines magnétiques dans une particule effectuée par l'équipe du Dr Krismanic est présentée à la figure 3.11.

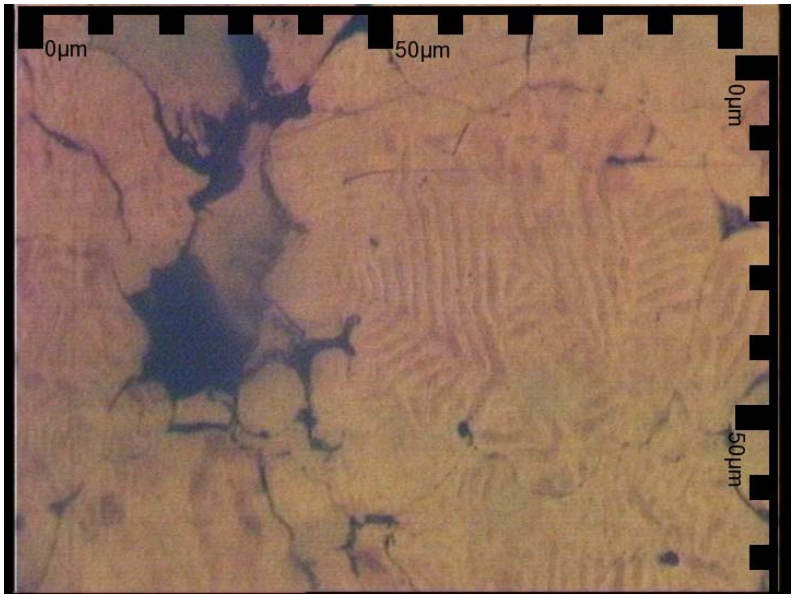


Figure 3.11 : Observation des domaines magnétiques dans un matériau fer-résine (Dr G. Krismanic, Technische Universität Wien).

Cette figure demande une interprétation pour discerner les contours des particules des domaines métallurgiques et des artefacts créés par le polissage. Le contour approximatif d'une particule a été mis en évidence à la figure 3.12.

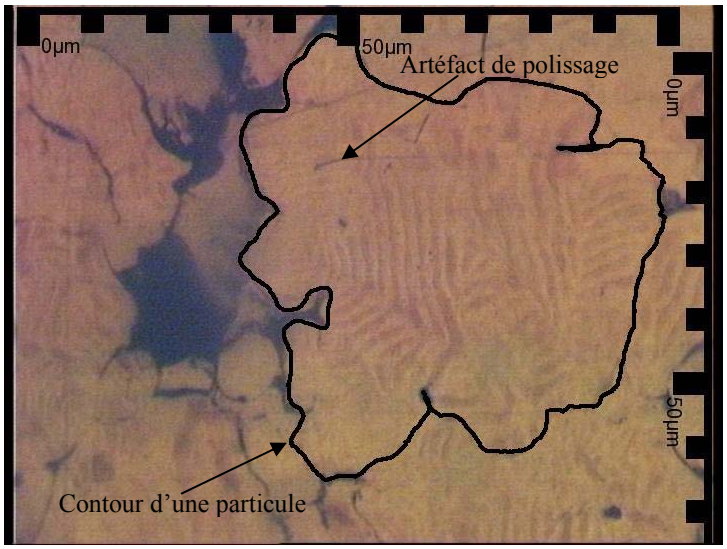


Figure 3.12 : Observation des domaines magnétiques dans un matériau fer-résine avec mise en évidence du contour d'une particule de fer de grande taille

Sur la figure 3.12, les domaines contenus dans la particule sont visualisés par la variation du ton due à la concentration des particules magnétiques contenues dans le ferrofluide sur les parois de domaines. Chacune des particules de taille moyenne présente donc un grand nombre de domaines magnétiques. Plusieurs régions ayant des orientations de domaines différentes peuvent être visualisées à l'intérieur de la particule. On constate la forme allongée des domaines magnétiques.

Les particules de fer des matériaux magnétiques composites comportent donc un nombre élevé de domaines magnétiques, ce qui devrait rapprocher leur comportement magnétique de celui des matériaux classiques observés à l'échelle macroscopique.

3.4 Caractérisation de la structure des matériaux magnétiques composites par microscopie

La structure du matériau à l'échelle des particules dépend des processus d'atomisation de la poudre et d'application du revêtement diélectrique ainsi que du pressage de la pièce dans la matrice. L'atomisation sous jets d'eau permet d'obtenir une poudre dont les particules sont approximativement sphériques (cf. figure 1.9) avec une granulométrie qui répond à une distribution log-normale [16]. Le pressage mène à une déformation plastique qui procure un certain niveau d'adaptation entre les particules, en minimisant l'espace entre chacune d'elles. Il reste cependant des espaces d'air dans le matériau. Le recuit modifie peu la structure du matériau car il est effectué à des températures beaucoup plus basses que la température de fusion du fer.

À la fin du processus de mise en forme, le matériau comporte des particules de fer recouvertes d'une couche d'oxyde et de diélectrique : sa masse volumique est supérieure à 90 % de la masse volumique du fer.

L'analyse d'images de la structure du matériau est utilisée pour obtenir les contours des particules et des porosités qui seront représentées dans l'environnement de calcul des champs. Le paragraphe suivant décrit les échantillons choisis pour représenter la gamme des matériaux composites de type fer-résine et la préparation de ceux destinés à l'observation au microscope électronique à balayage.

3.4.1 Choix et préparation des échantillons pour l'observation au microscope électronique

Quatre échantillons ont été choisis pour l'étude de la structure du matériau, afin de représenter les deux principaux facteurs qui influencent les propriétés magnétiques macroscopiques : la pression de compaction et la quantité de diélectrique. Le troisième facteur influant sur les propriétés magnétiques globales est la température et la durée du recuit. Ce dernier modifie les propriétés des constituants, comme la tenue mécanique de la résine, plutôt que la structure du matériau. Son influence sur la structure n'est donc pas étudiée ici.

Le jeu d'échantillons comporte trois quantités différentes de diélectrique associées à quatre valeurs de pression de compaction, qui permettent de mettre en relief l'influence de ces paramètres de mise en forme. Le tableau 3.4 présente les conditions de mise en forme et la masse volumique des matériaux utilisés pour l'étude.

Tableau 3.4 : Paramètres de mise en forme et propriétés physiques des échantillons de type fer-résine utilisés pour la simulation de l'écoulement du flux magnétique en calcul des champs

Échantillon	**Pression de compaction *(MPa)***	**Quantité de diélectrique (*%*)**	**Masse volumique finale (*g/cm^3*)**
1	414	0.2	6.79
2	621	0.6	7.13
3	695	0.2	7.28
4	552	0	7.13

Tous les échantillons ont été recuits pendant 30 *min* à 200 °*C* dans l'air. Deux types d'échantillons sont utilisés : des barres de mesure de résistance à la rupture transverse (6.35 x 12.75 x 31.85 mm) pour l'analyse d'image et des anneaux (diamètre extérieur 52.5 mm, diamètre intérieur 43.6 mm, épaisseur 6.4 mm) pour la mesure de la caractéristique d'aimantation à l'hystérésigraphe. Ces derniers ont les mêmes dimensions que ceux utilisés pour la mesure d'aimantation et de résistivité au chapitre 2. Les caractéristiques d'aimantation des quatre échantillons mesurées à l'hystérésigraphe sont présentées à la figure 3.13.

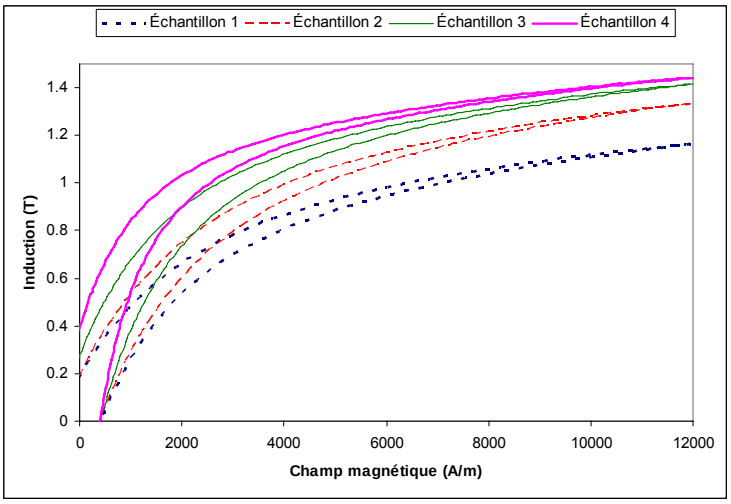


Figure 3.13 : Caractéristiques d'aimantation mesurées à l'hystérésigraphe pour les échantillons utilisés pour la simulation de l'écoulement du flux en calcul des champs

On observe à la figure 3.13 que les échantillons ont une perméabilité et une induction à saturation significativement différentes. La perméabilité maximale dépend à la fois de la concentration de résine et de la pression de compaction appliquée. On remarque aussi que la coercivité de tous les échantillons est similaire.

L'observation du matériau est faite au centre d'un échantillon de type barre de mesure de résistance à la rupture transverse. La barre pressée et recuite est coupée en son centre selon la direction transversale à l'aide d'une scie, puis montée sur un support de bakélite pour subir un polissage. L'échantillon est monté de telle sorte que la surface polie est parallèle à l'axe de pressage. Donc sur cette face polie, on retrouve les directions parallèle et perpendiculaire à l'axe de pressage.Un échantillon préparé pour l'observation est présenté à la figure 3.14.

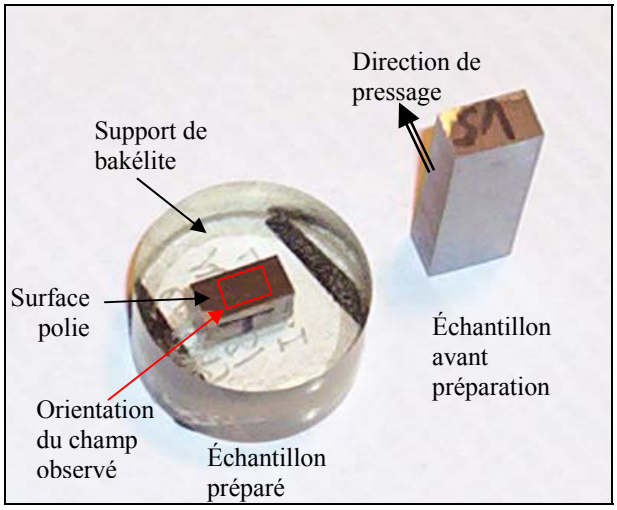


Figure 3.14: Échantillon utilisé pour l'analyse d'image tel que pressé et après préparation

Les échantillons doivent être polis avant d'être observés au microscope électronique à balayage. Une description des différentes techniques de polissage est disponible dans les techniques de l'ingénieur [69]. Cette opération doit être réalisée avec grand soin, car elle peut changer significativement les résultats du calcul de la perméabilité du matériau basé sur sa structure. Effectivement, l'épaisseur d'entrefer doit être observée de manière précise, car ce paramètre a une grande influence sur la perméabilité du matériau.

Le polissage est réalisé sur des tapis ayant des rugosités de plus en plus fines. Le problème de ce procédé réside dans la différence de dureté entre le diélectrique et le fer. Le diélectrique possède une dureté plus faible (dureté Rockwell *M* de 95) que celle du fer (dureté Rockwell *B* de 79), ce qui cause une différence d'érosion lors du polissage, tel que présenté à la figure 3.14.

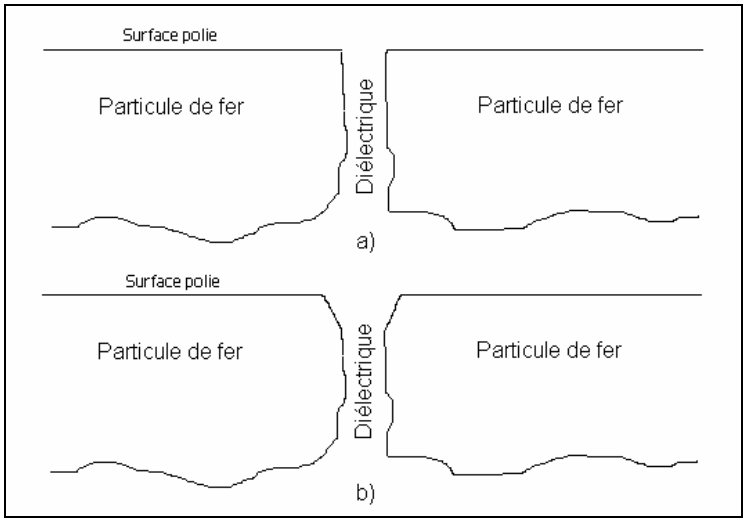


Figure 3.15 : Polissage de la surface d'échantillon : a) polissage parfait, b) polissage réel

Sur la figure 3.15, la situation attendue est celle présentée en *b* alors que le polissage parfait est présenté en *a*. Le polissage est rendu imparfait par l'ouverture des entrefers et par l'érosion des bords de particules, parce qu'il est plus efficace sur le diélectrique que sur le fer.

La discrimination des entrefers pour les matériaux polis est difficile, compte tenu de leur petitesse. L'analyse d'image a été tentée avec les échantillons polis où une fraction importante des entrefers était perdue. Un retour à l'étape de préparation des échantillons a été effectué afin d'opérer une attaque chimique d'une durée de 20 *min* dans un mélange d'acide nitrique et d'éthanol (un produit connu sous le nom commercial de « Nital » à 2 % de concentration). Après l'attaque, les entrefers sont légèrement élargis et le taux d'entrefer non détecté autour d'une particule diminue significativement. L'influence de l'ouverture des entrefers due à ce procédé chimique est prise en compte lors de l'analyse des résultats au paragraphe 3.5.3.

3.4.2 Acquisition et analyse d'images de la structure des matériaux magnétiques composites

L'acquisition d'images doit représenter avec le plus de contraste possible les phases ferromagnétiques et diélectriques du matériau afin de faciliter la détection des contours des particules et des porosités. L'analyse d'image comporte deux étapes principales: la détection des

phases (types d'objets) et la détection des contours. Chacune de ces deux étapes est réalisée séparément en utilisant un logiciel différent.

3.4.2.1 Choix de la méthode d'observation de la structure du matériau

Plusieurs méthodes d'observation du matériau s'offrent afin d'obtenir une image du matériau à l'échelle microscopique [70]. L'objectif principal consiste à observer un nombre suffisant de particules dans chaque image, de manière à obtenir après traitement numérique une caractéristique d'aimantation moyenne représentative de l'échelle macroscopique. Deux techniques viennent naturellement à l'esprit et sont mises à notre disposition : la microscopie optique et la microscopie électronique à balayage.

La microscopie optique présente l'avantage d'être facile à mettre en œuvre mais le grossissement maximal faisable ne dépasse guère $1000\,X$. Le taux de contraste obtenu dépend du taux de contraste optique des phases de l'échantillon et de la profondeur de champ. La résolution atteignable est de $0.2\ \mu m$ dans les meilleures conditions. Le second dispositif d'observation mis à notre disposition est le microscope électronique à balayage. Deux techniques peuvent alors être utilisées : celle des électrons secondaires ou celle des électrons rétrodiffusés. La technique des électrons rétrodiffusés permet de discriminer les matériaux à l'aide de leur numéro atomique, ce qui devrait être très efficace compte tenu que les constituants du matériau possèdent des numéros atomiques éloignés. Nous avons cependant utilisé la technique des électrons secondaires car l'utilisation de la technique des électrons rétrodiffusés n'a pas été envisagée à temps.

Un moyen simple de démontrer la possibilité d'utilisation des deux méthodes consiste à observer le contraste obtenu entre les particules, les entrefers et les porosités. Une image acquise par microscopie optique est comparée à une image acquise par microscopie électronique à balayage par électrons secondaires sur la figure 3.16. L'échantillon présenté est celui qui est le plus difficile à observer : les entrefers sont effectivement les plus petits possibles car cet échantillon ne comporte aucun diélectrique.

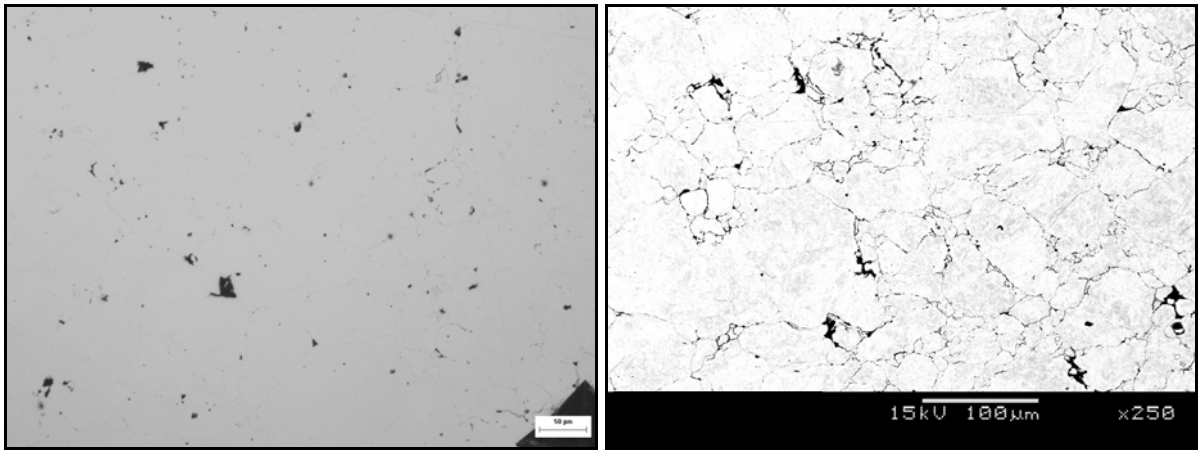


Figure 3.16 : Observation d'un échantillon de matériau magnétique composite par microscopie optique et par microscopie électronique

Il apparaît évident à l'œil que la technique d'observation au microscope électronique à balayage possède un taux de contraste plus élevé et qu'elle devrait conduire à des résultats plus intéressants. En conséquence, seule l'observation au microscope électronique à balayage à l'aide des électrons secondaires a été utilisée.

3.4.2.2 Choix du grossissement du microscope

Une fois la méthode d'observation choisie, il faut déterminer le grossissement. Les possibilités du microscope électronique à balayage permettent de mettre en évidence un groupe de particules ou des parties d'entrefers isolés. Il faut adopter un compromis entre la quantité d'informations à traiter et la précision. Plus le grossissement est élevé et plus il faut traiter d'informations pour arriver au résultat. Par contre, un grossissement trop faible conduit à une résolution qui ne permet pas de mesurer les entrefers avec une précision acceptable.

On considère que la limite de résolution du microscope est au mieux un demi-pixel : cela correspond au seuil de détection qui détermine si le pixel considéré appartient à l'une ou l'autre des composantes du matériau: fer ou diélectrique. Des images acquises pour des grossissements de 250 *X*, 1000 *X*, 5000 *X* et 10000 *X* sont présentées à la figure 3.17.

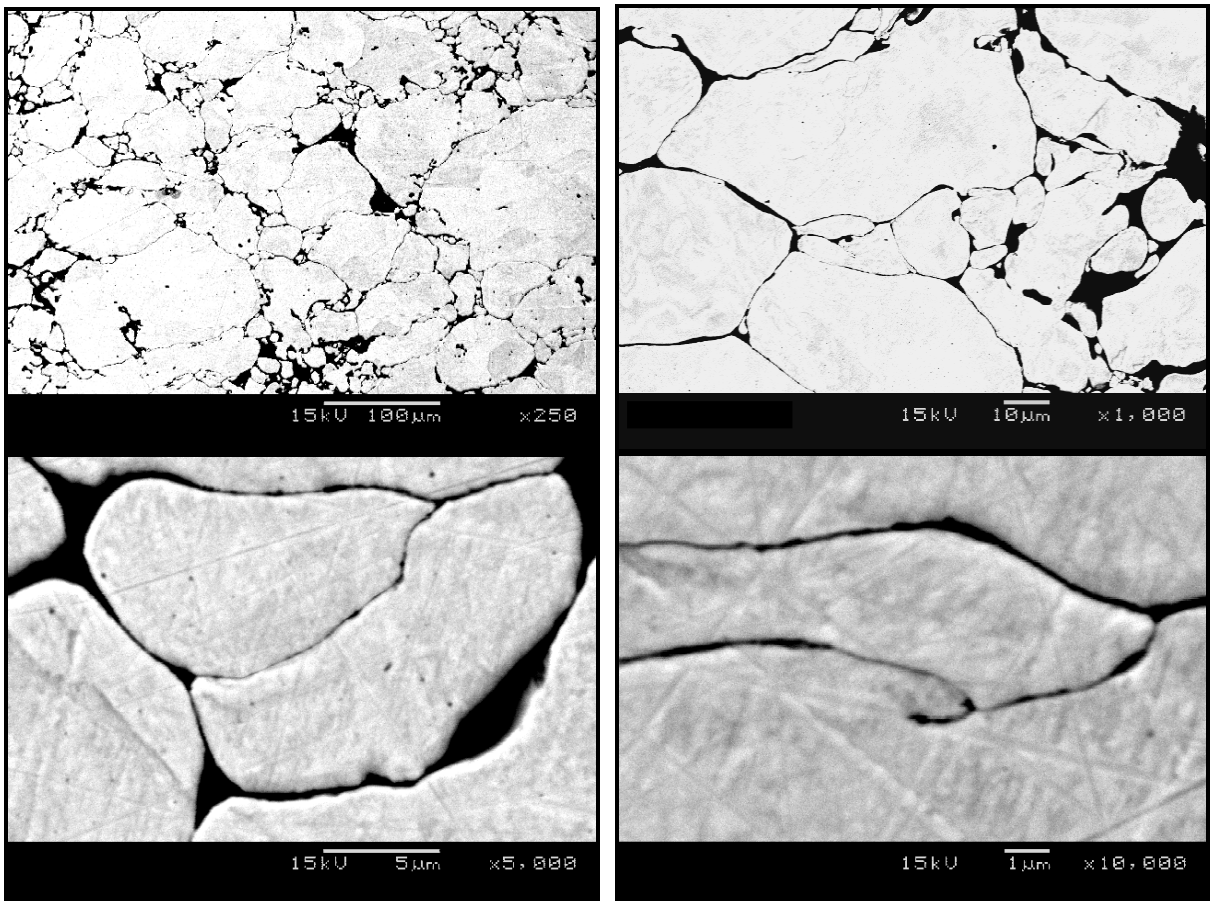


Figure 3.17 : Micrographies d'un matériau magnétique composite à 250X, 1000X, 5000X et 10000X

La taille d'un pixel, la taille d'une image, la surface d'une image et le nombre de particules par image sont présentés au tableau 3.5. Ces calculs sont basés sur des particules d'une taille de 30 μm de diamètre en moyenne avec une densité de 93 % de fer dans l'image, chacune d'entre elles comportant 1024 x 768 pixels. Le bas de l'image est occupé par les informations ajoutées par le microscope qui utilisent 100 pixels Il reste donc 1024 x 668 pixels pour l'image proprement dite. Il est prévu d'obtenir six images pour chacun des échantillons, le nombre total de particules observées est également calculé.

Tableau 3.5 : Résolution et taille d'une image pour les grossissements envisagés pour la simulation de l'écoulement du flux magnétique en calcul des champs

Grossissement	Taille d'un pixel (μm)	Taille d'une image (μm)	Surface d'une image ($(\mu m)^2$)	Nombre de particules par image	Nombre total de particules dans 6 images
250 X	0.506	518 x 338	175357	231	1384
1000 X	0.127	129 x 84	10961	14.4	85.5
5000 X	0.0253	25.9 x 16.9	438.3	0.58	3.46
10000 X	0.0127	12.96 x 8.46	109.6	0.144	0.865

Le grossissement de 250 X correspond à une taille d'image comportant environ 230 particules, ce qui est représentatif de leur taille moyenne. Comme la résolution d'un pixel est limitée à 0.5 μm et que la valeur estimée de l'entrefer est de l'ordre de 0.2 à 0.5 μm, cette résolution semble trop faible pour détecter certains entrefers. Le grossissement de 1000 X correspond à environ 14 particules par image et une taille de pixel de 0.127 μm, ce qui permet de représenter chacun des entrefers par quelques pixels tout en gardant un nombre significatif de particules par image. Les résolutions de 5000 et 10000 X permettent de voir moins d'une particule par image, ce qui demande un nombre d'images considérable pour obtenir un résultat représentant plusieurs dizaines de particules.

Il existe plusieurs moyens pour reconstruire des images à partir de plusieurs champs d'observation au microscope. La plus commune consiste à former une mosaïque constituée de plusieurs images non adjacentes acquises sur une surface d'échantillon. Le traitement d'une telle image reconstruite en calcul des champs n'est pas souhaitable car il nécessite un temps de traitement plus élevé que la somme des temps de traitement des images individuelles.

Le maillage de discrétisation spatiale pour le calcul numérique du champ dans un champ comportant des objets ayant des tailles qui diffèrent de plusieurs ordres de grandeur comme les particules et les entrefers doit avoir une taille élevée. Il doit en effet inclure au moins une maille dans chacun des entrefers. En général, le nombre d'éléments d'un maillage est proportionnel à la surface de la structure et le temps de résolution du problème est pratiquement proportionnel au carré du nombre d'éléments du maillage.

Pour l'analyse du temps de résolution numérique, nous utilisons une surface à traiter de référence égale à la celle obtenue pour un grossissement de 1000 X. Si on constitue une image en

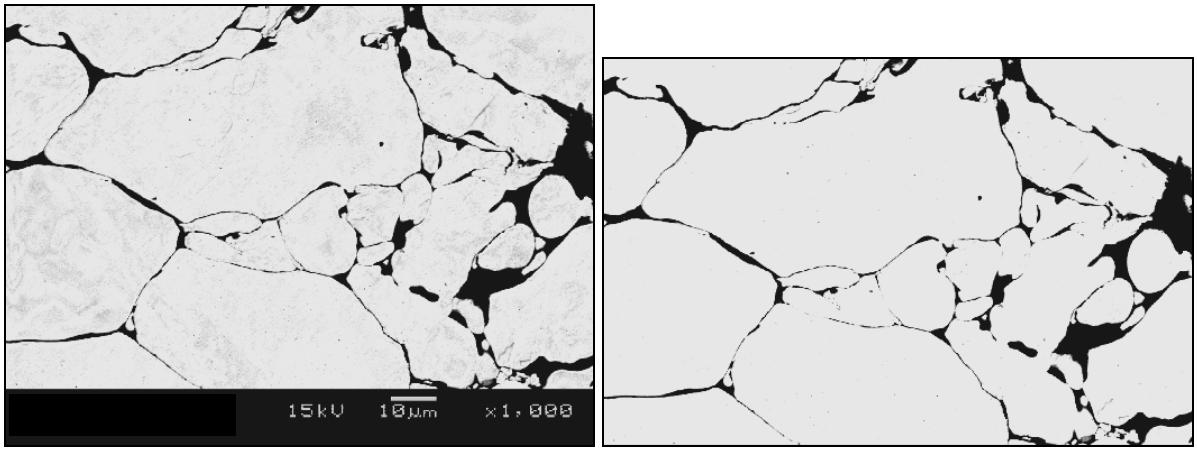
juxtaposant six images obtenues au microscope puis on résout le problème en calcul des champs, le temps de calcul est multiplié par 36 par rapport au calcul sur une seule image acquise au microscope. Le temps de calcul des six images individuelles est seulement six fois plus grand que le temps de calcul d'une image individuelle, c'est pourquoi nous avons choisi de traiter les images individuellement, puis de combiner les résultats de manière à obtenir un effet de moyenne (cf. § 3.5.3.2).

Pour analyser la même surface de référence avec un grossissement de 5000 *X*, le temps de calcul augmente d'un facteur 25. Sachant que la détermination d'une caractéristique d'aimantation prend environ 400 *min* par image à un grossissement de 1000 *X* sur un processeur Pentium 4 à 2 *GHz*, l'obtention d'une caractéristique d'aimantation issue de l'analyse de la même surface à 5000 *X* nécessiterait 10000 *min,* ce qui représente environ une semaine de simulation.

Le grossissement choisi est 1000 *X* avec six images par échantillon, qui seront analysées individuellement, ce qui permet d'étudier environ 85 particules par échantillon avec un temps de calcul raisonnable.

3.4.2.3 Discrimination des phases composant le matériau

Avant d'aborder l'analyse de l'image proprement dite, les fichiers sont mis à l'échelle manuellement afin de ramener toutes les images à la même luminosité. Le cadre de l'image présentant la résolution et l'échelle sont enlevés. Cette mise à l'échelle est faite de manière uniforme pour tous les échantillons. Un exemple de mise à l'échelle d'image est présenté à la figure 3.18.



a) b)

Figure 3.18 : Micrographie d'un matériau magnétique composite avant (a) et après (b) mise à l'échelle

La détection des objets dans l'image est effectuée en utilisant le logiciel *Clemex Vision PE 3.5* [71]. Elle est basée sur la détection des valeurs limites de tons de gris et sur la forme des objets. Elle vise à discriminer les particules de fer des porosités et des entrefers dus au revêtement. Ces deux derniers types d'objets ne peuvent pas être discriminés par les tons de gris: comme ils apparaissent tous deux noirs sur l'image, ils sont donc plutôt discriminés selon leur facteur de forme à l'aide d'une autre méthode.

L'algorithme de détection et de classification fonctionne comme suit :

1. Détection des contours de toutes les zones foncées de l'image, basée sur un seuil de discrimination du fer et du diélectrique
2. Calcul de la circularité de chacun des objets (long féret/ court féret), basé sur 64 férets. Un féret est la largeur de la plus petite bande de plan, parallèle à une direction donnée, qui contient entièrement l'image de la particule.
3. Élimination des objets dont la circularité est supérieure à une valeur proche de l'unité. Les objets parfaitement circulaires sont très petits et représentent des taches dans l'image.
4. Dilatation des particules pour éliminer les couches de revêtement qui les séparent
5. Assignation de la phase foncée restante à la porosité du matériau
6. Érosion des particules pour les remettre à la taille initiale
7. Assignation de la phase foncée, qui n'est pas assimilée à de la porosité, à une zone d'entrefer due au revêtement
8. Assignation du reste du champ au fer

Un exemple de détection d'objets sur une partie d'image acquise à 1000 *X* est présenté à la figure 3.19.

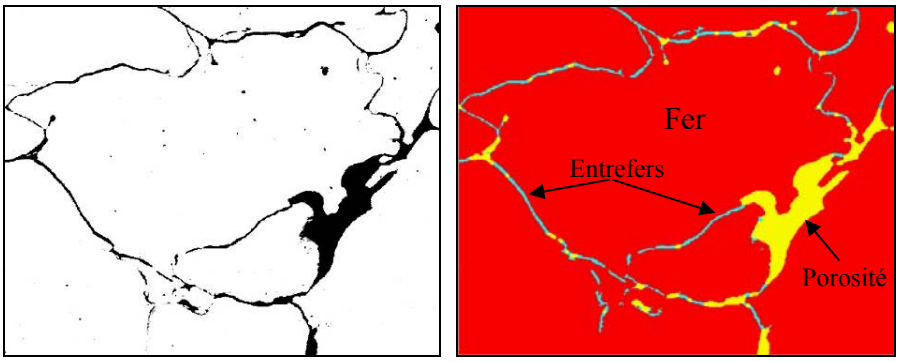


Figure 3.19 : Micrographie d'un matériau magnétique composite avant et après traitement de discrimination des constituants

Sur la figure 3.19, l'image traitée présente les particules de fer en rouge (phase la plus foncée en tons de gris), les entrefers en bleu pâle (phase la plus pâle en tons de gris) et les porosités en jaune (phase moyenne en tons de gris). *De visu*, l'image analysée comporte peu d'éléments éliminés ou ajoutés par rapport à l'image originale.

La détermination des points des contours des objets est effectuée à l'aide du logiciel *Matlab* [72] qui possède une fonction permettant d'obtenir les points des contours des objets basée sur les contrastes. Le fichier de points obtenus est transféré dans l'environnement de calcul des champs à l'aide d'un utilitaire.

La discrimination des phases par le logiciel *Clemex Vision* n'est pas absolument nécessaire pour le maillage de la structure dans l'environnement de calcul des champs. Cette méthode permet également de déterminer la taille moyenne des objets pour l'utilisation dans un modèle basé sur une représentation équivalente du matériau, comme celui de Yanhong et Kliman. Elle est utilisée avant la détection par le logiciel *Matlab* car elle permet d'obtenir des contours avec une précision d'un pixel, alors que la détection directe sur l'image originale par le logiciel *Matlab* produit des contours interpolés entre les pixels : cette approche mène à des maillages de taille trop élevée. Les contours obtenus sont présentés au paragraphe suivant.

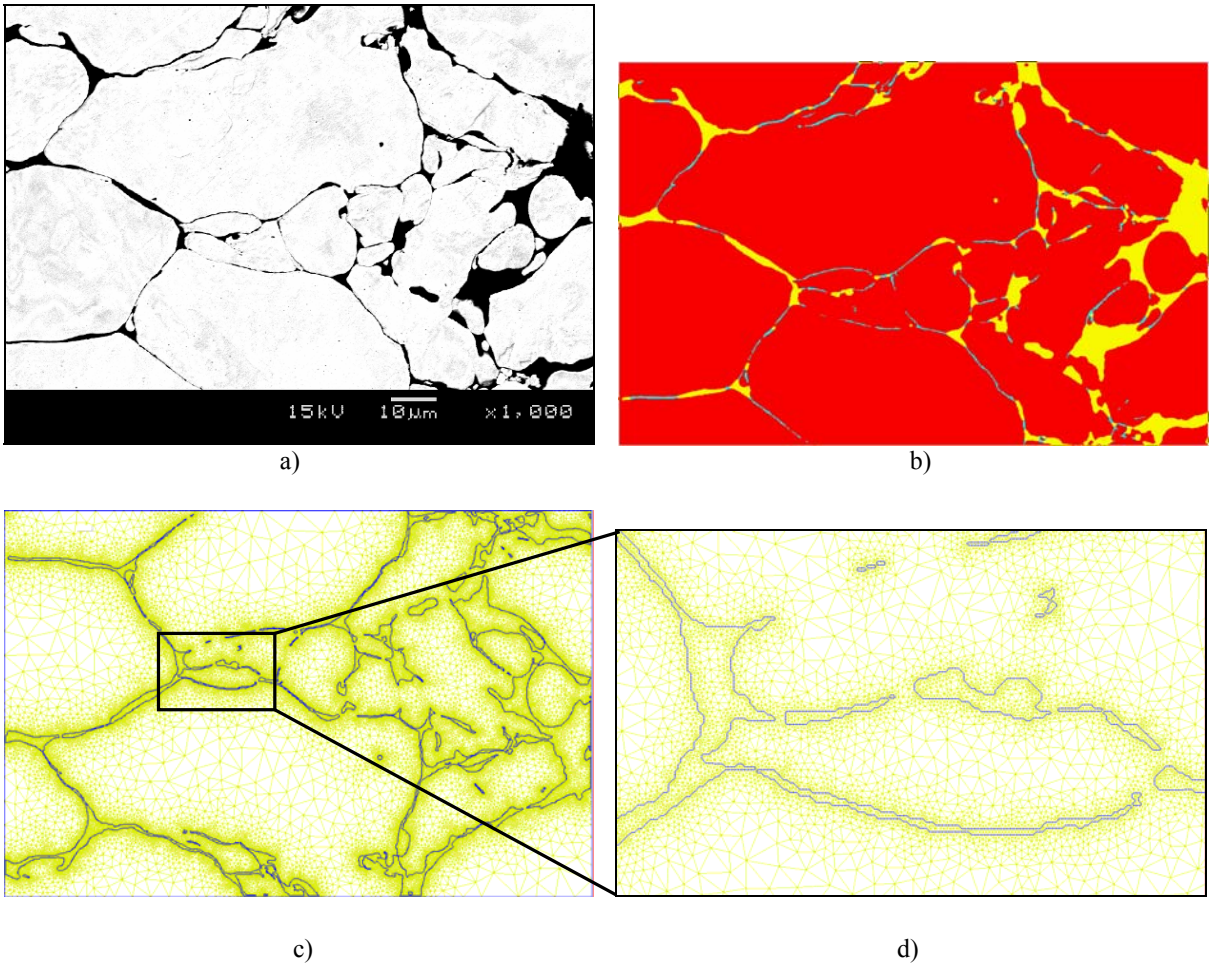
3.5 Mise en œuvre du modèle de matériau basé sur la reproduction de la structure microscopique en calcul des champs

La méthode la plus directe pour obtenir la caractéristique d'aimantation à partir de la structure bidimensionnelle et des constituants du matériau consiste à mailler la structure microscopique dans un environnement de calcul des champs, puis à réaliser la simulation de l'écoulement du flux magnétique.

Ce paragraphe détaille la mise en œuvre du modèle basé sur la reproduction de la structure microscopique en calcul des champs : elle comprend le dessin, le maillage, l'imposition de conditions aux limites, la simulation de l'écoulement du flux et le calcul de la perméabilité équivalente du matériau.

3.5.1 Dessin et maillage de la structure dans l'environnement de calcul des champs

Afin d'effectuer le calcul numérique du champ magnétique dans un dispositif, la structure doit être dessinée puis maillée. La différence d'échelle entre la taille des particules (30 μm) et des entrefers (100 nm) est grande et les contours des particules sont complexes. Une procédure de dessin automatisée est donc nécessaire car une seule image acquise au microscope électronique avec le grossissement choisi (1000 X) est composée de 15000 à 20000 points de contour. Le logiciel de simulation Finite Element Modeling for Magnetics [60] est utilisé pour sa simplicité d'utilisation et sa facilité d'interfaçage et de programmation. Une procédure permet de lire le fichier de points des contours des particules issu de l'analyse d'images et de tracer des lignes entre les points de chacun des contours. Le garnissage des mailles avec les perméabilités correspondant à l'air et au fer est alors effectué manuellement. Un exemple de maillage est présenté à la figure 3.20 *c et d*. Les différentes images acquises au microscope électronique, traitées par l'analyseur d'images puis maillées, sont présentées sur cette figure pour le matériau comportant une forte quantité de diélectrique et une pression de compaction moyenne.



a) b)

c) d)

Figure 3.20 : Micrographie de matériau magnétique composite (a), discrimination des constituants (b), détection des contours et maillage (c et d)

Le maillage complet de cette image de matériau présentée à la figure 3.20 comporte 92301 nœuds.

3.5.2 Méthode de simulation en calcul des champs et conditions aux limites

La simulation du matériau se fait en magnétostatique en utilisant une formulation en potentiel vecteur, car on recherche la caractéristique d'aimantation statique [73]. La caractéristique d'aimantation non linéaire utilisée pour les particules du matériau est celle issue des mesures de Makar et Tanner (cf. § 3.3.2).

Dans les hypothèses de la magnétostatique, les équations de Maxwell s'écrivent:

$$rot\left(\vec{H}\right) = 0 \tag{3-3}$$

$$div\left(\vec{B}\right) = 0 \tag{3-4}$$

H champ magnétique (A/m)
B induction magnétique (T)

Dans le cas considéré, le domaine d'étude n'est traversé par aucun courant. La loi de comportement du matériau de la forme :

$$B = \mu(H)H \tag{3-5}$$

$\mu(H)$ perméabilité du matériau (H/m)

La perméabilité du matériau est déterminée à partir de la caractéristique d'aimantation donnée à la figure 3.9.

Dans la porosité et dans l'entrefer causé par le revêtement des particules, on a :

$$B = \mu_0 H \tag{3-6}$$

μ_0 perméabilité du vide (*H/m*)

L'utilisation de la formulation en potentiel vecteur *A* conduit à résoudre en deux dimensions l'équation :

$$div\left(\frac{1}{\mu}\right) grad\left(A(x,y)\right) = 0 \tag{3-7}$$

A potentiel vecteur *(Wb/m)*

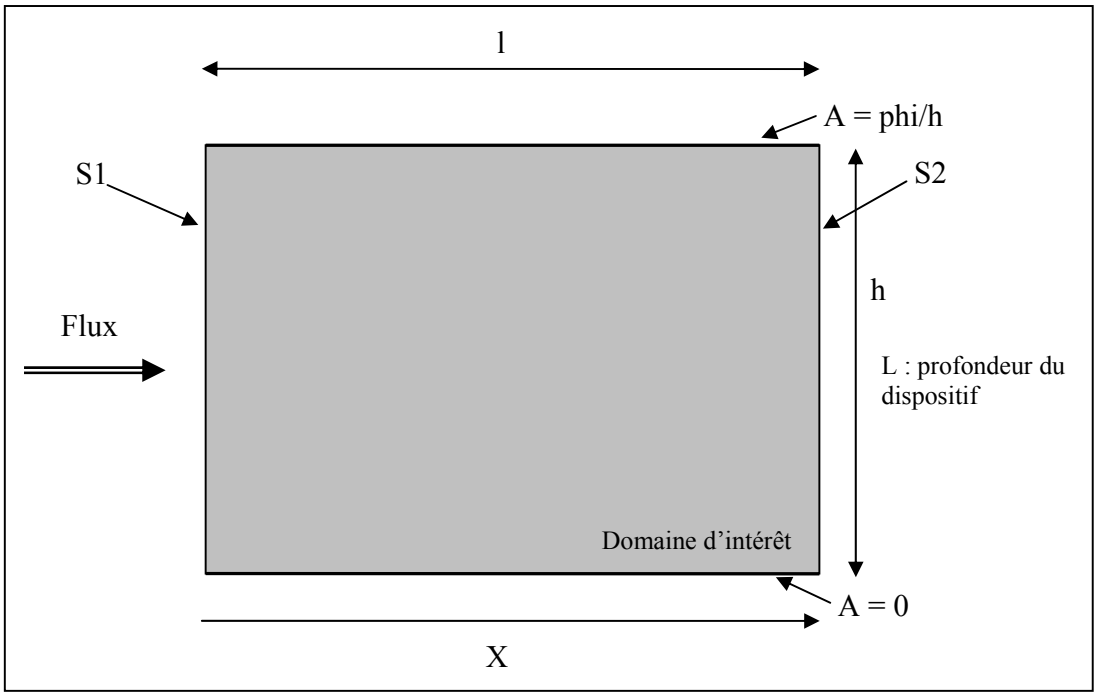


Figure 3.21 : Définition des grandeurs et du domaine d'étude associés à la formulation en magnétostatique utilisée pour la simulation

Pour obtenir la loi *B(H)* macroscopique, on procède de la manière suivante :

1. On fixe le niveau d'induction *B* et on en déduit la valeur de flux à imposer
2. On résout le problème avec les conditions aux limites proposées à la figure 3.21
3. On calcule la différence de potentiel scalaire magnétique *X* entre *S1* et *S2*
4. On obtient le champ magnétique par $H = X/l$

Le champ magnétique *H* est calculé en pratique sur chacune des lignes perpendiculaires à l'écoulement du flux puis la moyenne est effectuée.

Au niveau des conditions aux limites, on fixe le potentiel vecteur sur les côtés du domaine pour imposer le flux magnétique qui traverse la section.

3.5.2.1 Validation de la méthode de simulation en calcul des champs

La simulation numérique est une étape importante de l'identification de la caractéristique d'aimantation à partir de la structure du matériau. Afin d'évaluer la précision de la méthode d'identification de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs, une identification est réalisée en supposant un domaine homogène fait de matériau ferromagnétique dont on fixe la caractéristique d'aimantation. La validation consiste à comparer la caractéristique d'aimantation identifiée après la simulation à celle utilisée comme définition du matériau. La figure 3.22 présente les résultats de cette comparaison.

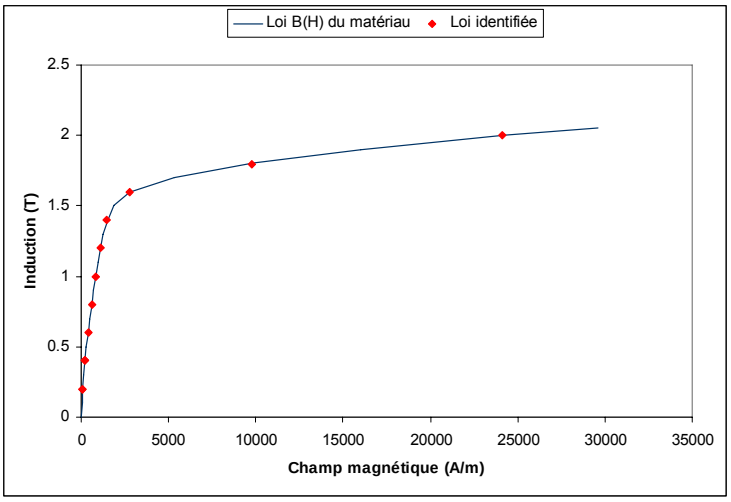


Figure 3.22 : Validation de la méthode d'identification par simulation numérique pour un matériau ferromagnétique massif connu

La méthode d'identification utilisée permet donc une identification de la loi de comportement *B(H)* du matériau dont la précision est de 0.3 % dans le cas étudié, avec un maillage comportant quelques nœuds seulement, car l'échantillon est massif.

3.5.3 Résultats de la simulation de la caractéristique d'aimantation en calcul des champs

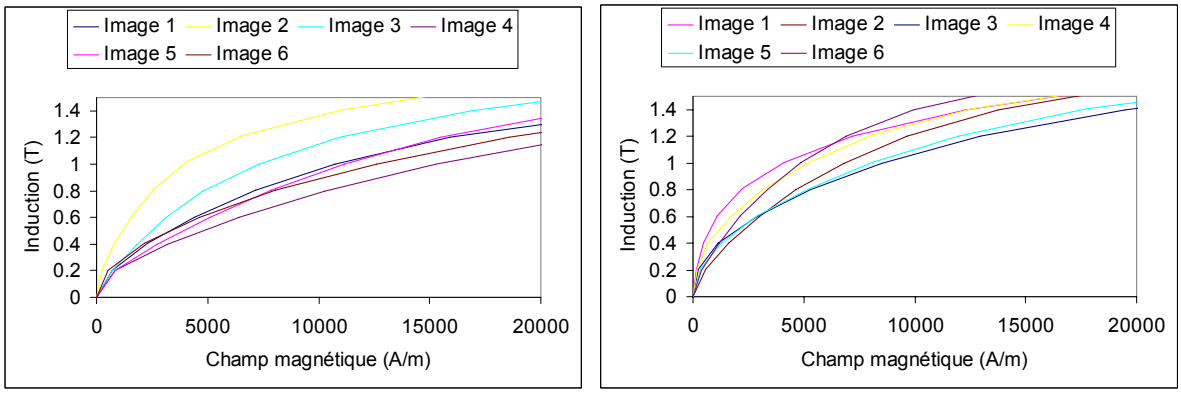
La simulation numérique de chacune des images acquises au microscope électronique à balayage est effectuée séparément car, comme nous l'avons montré précédemment (cf. § 3.4.2.2), il s'agit d'une méthode moins coûteuse en terme de temps de calcul. L'analyse des résultats consiste dans un premier temps à visualiser l'écart entre les caractéristiques d'aimantation calculées à partir des images du même échantillon. Par la suite, deux méthodes de combinaison des résultats de la circulation du flux sont étudiées : la « mise en série des images » et la « mise en parallèle » des images.

3.5.3.1 Comparaison des caractéristiques d'aimantation obtenues par différentes images d'un même échantillon

La comparaison des caractéristiques d'aimantation obtenues sur différentes images pour un même échantillon permet d'évaluer la variabilité de la structure du matériau à l'échelle observée. Une variabilité faible entre les images indique que le nombre de particules qu'elles contiennent

est suffisant pour présenter une moyenne acceptable. Si les caractéristiques d'aimantation issues des différentes images sont différentes, il faut agrandir la taille du champ d'étude. On peut soit augmenter la résolution, bien que cela conduise à des temps de calculs prohibitifs, soit combiner les résultats d'analyse de plusieurs images d'un même échantillon en effectuant une moyenne des caractéristiques obtenues.

Les caractéristiques d'aimantation obtenues à partir de l'analyse de six images du même matériau sont présentées à la figure 3.23.



a) b)

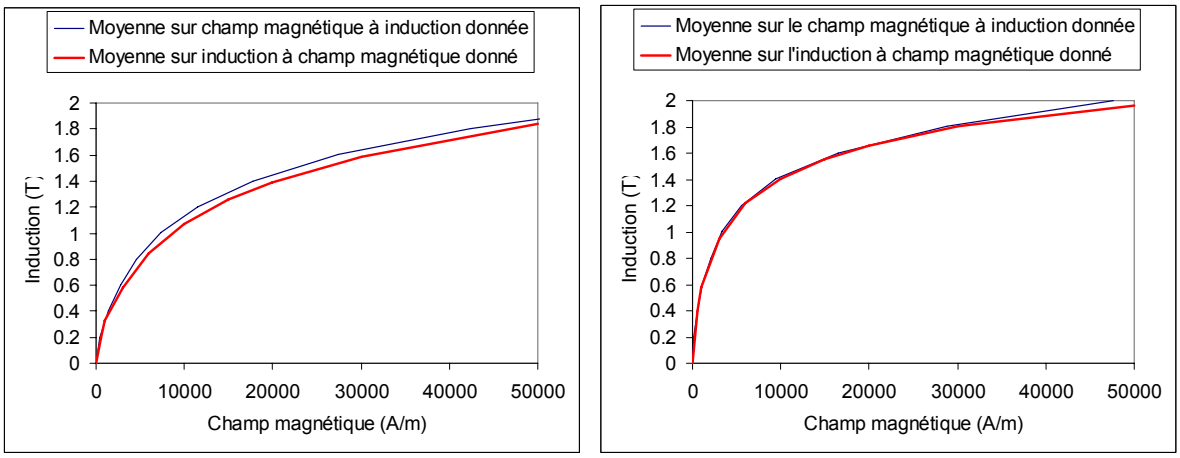
Figure 3.23 : Variabilité des caractéristiques d'aimantation obtenues par la simulation en calcul des champs sur plusieurs images pour le matériau le moins dense (a) et le matériau le plus dense (b)

La figure 3.23 permet de remarquer que la variation entre les échantillons est supérieure pour les images de l'échantillon 1, qui représente le matériau le moins dense. On constate sur les quatre échantillons que la variabilité est inversement proportionnelle à la densité, ce qui indique qu'elle est proportionnelle à la surface de porosité dans l'image. La variabilité observée entre les images d'un même échantillon est relativement importante par rapport à la variation entre les échantillons. Il faut donc recourir à la mise en série ou à la mise en parallèle des images pour obtenir une caractéristique d'aimantation moyenne plus représentative de chacun des matériaux.

3.5.3.2 Mise en série et en parallèle des images pour l'obtention d'une caractéristique d'aimantation moyenne

À partir des caractéristiques d'aimantation obtenues pour chacune des images, il est possible d'obtenir un résultat combiné soit en faisant la moyenne sur les inductions pour des champs

magnétiques donnés, soit en faisant la moyenne des champs magnétiques pour des inductions données. La première méthode est équivalente à mettre les images en parallèle et la seconde à les mettre en série. Effectivement, réaliser la moyenne sur les inductions pour des champs magnétiques donnés revient à appliquer le même champ magnétique sur toutes les images et à calculer le flux total, ce qui correspond à une mise en parallèle. Accomplir la moyenne sur les champs magnétiques pour des inductions données revient à imposer le même flux dans toutes les images et à sommer le champ magnétique, il s'agit donc d'un équivalent de mise en série. Les résultats de la mise en série et en parallèle pour le matériau le moins dense et le matériau le plus dense sont présentés à la figure 3.24.



a) b)

Figure 3.24 : Comparaison entre mise d'images en parallèle et en série pour le matériau le moins dense (a) et le plus dense (b)

Le matériau le plus dense présente à nouveau la variabilité la moins grande au niveau des résultats issus de la mise en série ou en parallèle des résultats d'analyse d'image. Comme la variation demeure cependant peu importante dans le cas du matériau le moins dense, la moyenne sur les champs magnétiques à induction donnée est donc arbitrairement choisie.

3.5.3.3 Cartes d'induction obtenues lors de la simulation de l'écoulement du flux magnétique à l'échelle des particules de fer

Il est intéressant d'observer l'allure des cartes de champ pour les différents niveaux d'induction et pour les différents matériaux. Elles permettent de visualiser le tracé du flux magnétique et la

saturation locale à l'échelle microscopique. Cette répartition n'est pas exacte, à cause de l'hypothèse de circulation bidimensionnelle du flux mais elle demeure représentative de la saturation magnétique dans le matériau. Trois cartes de champ pour le matériau le moins dense et le matériau le plus dense sont présentées à la figure 3.25. Ces cartes ont été choisies sur des images conduisant à une caractéristique d'aimantation s'approchant le plus possible de la caractéristique issue de la moyenne de toutes les images de chacun des échantillons.

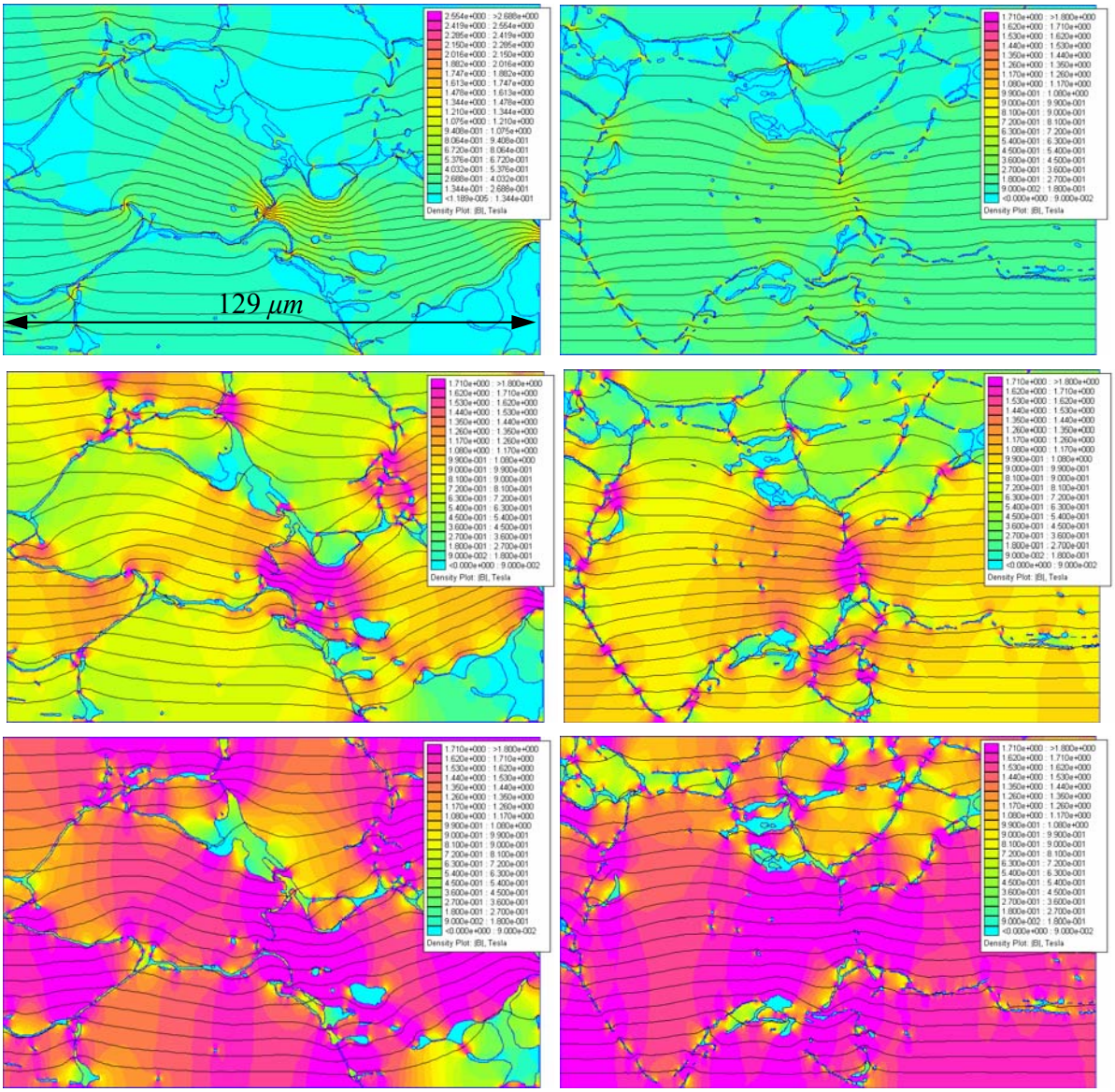
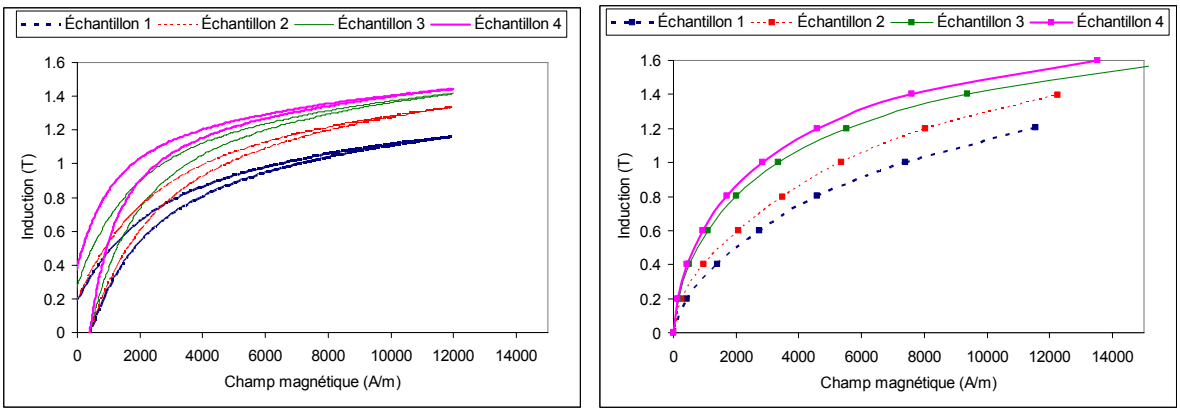


Figure 3.25 : Cartes d'induction pour trois champs magnétiques appliqués sur le matériau le moins dense (a) et sur le matériau le plus dense (b)

Sur la figure 3.25, les niveaux d'induction moyens sont respectivement de 0.2, 0.8 et 1.4T sur les images du haut, du centre et du bas. La même échelle de couleurs a été utilisée pour toutes les images, elle comporte vingt niveaux d'induction entre 0 et 1.8 *T*. L'échelle de dimension est donnée sur l'image en haut à gauche.

3.5.3.4 Comparaison des caractéristiques d'aimantation mesurées à l'hystérésigraphe et issues du calcul de l'écoulement du flux magnétique à l'échelle des particules de fer

Enfin, la comparaison entre les courbes d'aimantation obtenues à l'aide de l'hystérésigraphe (marque *Brockhaus*, modèle *MDG-100D* [74]) et à l'aide de l'analyse d'image est effectuée. Dans un premier temps, les résultats de l'analyse d'image et celles de l'hystérésigraphe sont présentées sur deux figures différentes (cf. figure 3.26). Par la suite tous les résultats sont présentés sur le même graphique (cf. figure 3.27).



a) b)

Figure 3.26 : Caractéristiques d'aimantation des quatre matériaux obtenues par mesure à l'hystérésigraphe (a) et par la simulation en calcul des champs (b)

La comparaison des résultats de simulation en calcul des champs et ceux obtenus à l'aide de l'hystérésigraphe permet tout d'abord de retrouver les caractéristiques d'aimantation expérimentales et théoriques avec des positions relatives similaires les unes par rapport aux autres. Comme l'hystérésigraphe mesure le cycle d'aimantation hystérétique et que la simulation de l'écoulement du flux magnétique donne la caractéristique d'aimantation moyenne, nous utilisons la moyenne de la caractéristique d'aimantation obtenue à l'hystérésigraphe selon la méthode présentée à la figure 3.9. La figure 3.27 présente la superposition des caractéristiques d'aimantation obtenues par hystérésigraphe et par analyse d'image.

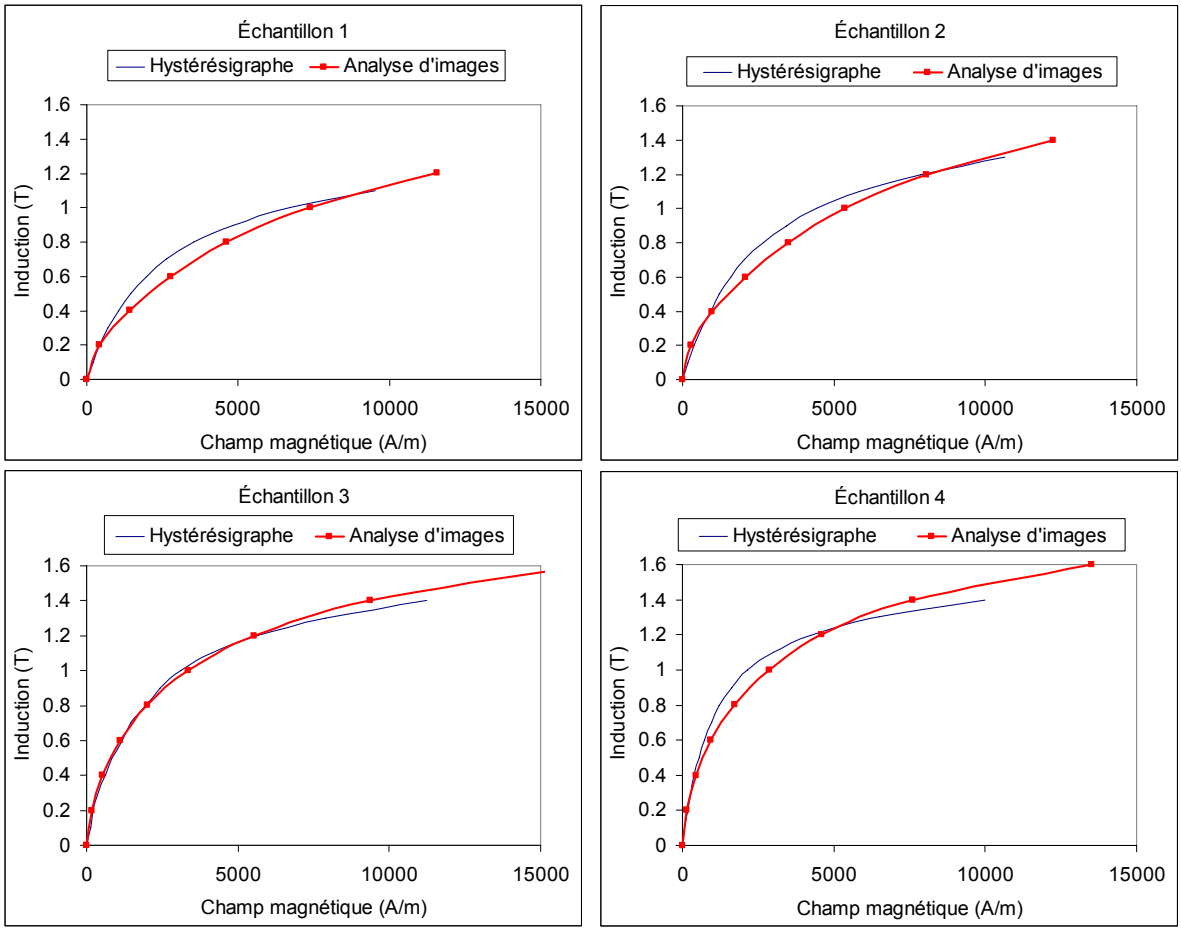


Figure 3.27 : Caractéristiques d'aimantation des quatre matériaux obtenues par mesure à l'hystérésigraphe et par analyse d'images

La superposition des caractéristiques d'aimantation obtenues par les deux méthodes permet de constater que les différences entre celles-ci sont systématiques. Premièrement, la perméabilité à très bas champ semble relativement bien estimée. Par la suite, à mesure que l'induction augmente, les résultats de l'analyse d'image sous estiment la perméabilité du matériau. Enfin, à très haut champ, les caractéristiques se rejoignent.

Plusieurs facteurs doivent être pris en compte pour expliquer le comportement des caractéristiques d'aimantation par rapport aux difficultés rencontrées pour mettre en œuvre la méthode d'analyse d'image. Premièrement, la méthode d'analyse en deux dimensions suppose

certaines hypothèses que nous allons analyser à partir des résultats obtenus. La préparation des échantillons et les imperfections de l'analyse d'image ont aussi une influence sur les résultats.

La perméabilité équivalente du matériau composite dépend de la réluctance du parcours du flux magnétique emprunté. Ce dernier dépend de l'état de saturation magnétique locale qui influence la perméabilité à l'intérieur des particules de fer.

3.5.3.5 Analyse des caractéristiques d'aimantation obtenues par simulation de l'écoulement du flux magnétique à l'échelle des particules de fer pour les faibles niveaux d'induction

On remarque sur les images de la figure 3.27 que la perméabilité aux très faibles niveaux d'induction est prédite de manière précise. Dans ce cas, les écarts dus à la modélisation bidimensionnelle et à la préparation des échantillons sont compensés par l'influence des défauts de détection de contours de particules. Ceux-ci provoquent l'apparition de zones métalliques qui n'existent pas en réalité et qui correspondant à des entrefers non détectés par l'analyse d'image.

Ce phénomène est apparent à la figure 3.28 sur la carte d'induction du matériau 2, qui est représentatif des matériaux magnétiques composites actuels, avec un niveau d'induction moyen de 0.4 *T*.

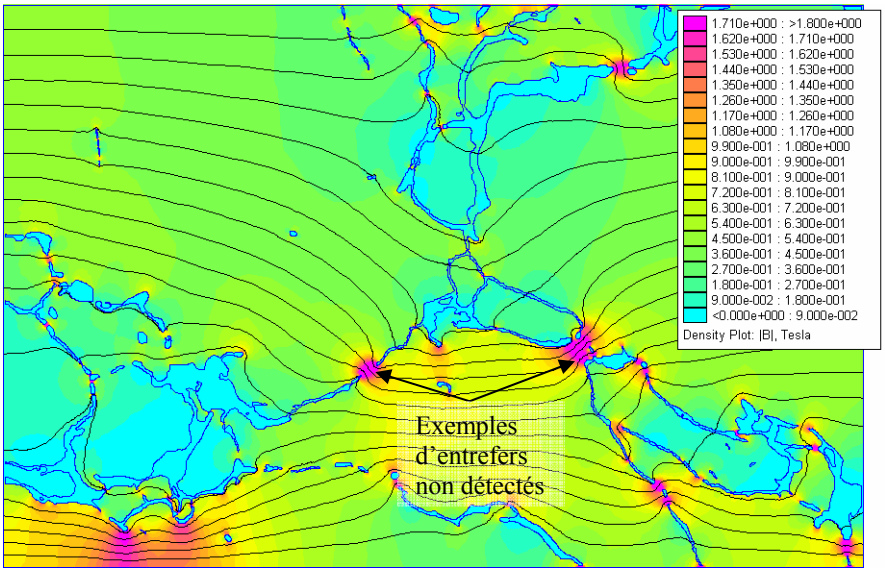


Figure 3.28 : Saturation magnétique dans les entrefers non détectés par la méthode d'analyse d'images lors de la simulation de l'écoulement du flux magnétique

On remarque sur la figure 3.28 que les lignes de flux magnétique se concentrent en deux points au centre de l'image. Ces deux points sont, selon le contour des grandes particules situées à gauche et à droite, des entrefers qui n'ont pas été détectés par l'analyseur d'image. Pour un faible niveau d'induction moyenne, les zones correspondant à ces entrefers non détectés présentent un parcours de réluctance faible, ce qui compense l'effet des hypothèses de sous estimation systématique de la perméabilité liée à la méthode utilisée. On remarque sur la même figure que, pour un niveau d'induction moyenne de 0.4 *T*, les zones correspondant à ces entrefers non détectés sont alors complètement saturées. Leur influence sur la perméabilité moyenne est alors négligeable. On retrouve alors le phénomène de sous-estimation systématique de la perméabilité.

La mesure de résistivité écarte la possibilité d'existence de ponts métalliques entre les particules. Par exemple, pour le matériau présenté à la figure 3.28, la résistivité est supérieure à 5000 fois celle du fer. Pour déterminer la résistivité qu'on obtiendrait en faisant la simulation de l'écoulement de courant à travers la structure de la figure 3.28, il suffit d'étudier la simulation de l'écoulement de flux à très bas niveau d'induction. On peut démontrer que le problème d'écoulement du courant est équivalent au problème d'écoulement de flux magnétique. La conductivité électrique du matériau est alors équivalente à la perméabilité magnétique. Il faut utiliser une caractéristique d'aimantation linéaire, de laquelle on s'approche aux très bas niveaux d'induction. Aux bas niveaux d'induction, la perméabilité du matériau magnétique composite est environ du tiers de celle du fer utilisé dans les particules. La conductivité globale serait donc réduite d'un facteur trois par rapport à celle du fer des particules. Le fait que la conductivité soit 5000 fois plus faible dans le matériau réel démontre que des entrefers ont été ratés.

3.5.3.6 Analyse des caractéristiques d'aimantation obtenues par simulation de l'écoulement du flux magnétique à l'échelle des particules de fer pour les niveaux d'induction moyens

Pour les niveaux d'induction situés entre 0.2 et 1 *T*, les caractéristiques d'aimantation obtenues par l'analyse d'image et le calcul des champs sous estiment la perméabilité réelle du matériau, ce qui est conforme avec l'hypothèse que la circulation du flux dans la troisième dimension est négligeable. Le fait qu'il existe probablement en réalité des parcours de réluctance plus faible dans la troisième dimension cause une sous-estimation de la perméabilité aux moyennes inductions.

3.5.3.7 Analyse des caractéristiques d'aimantation obtenues par simulation de l'écoulement du flux magnétique à l'échelle des particules de fer pour les niveaux d'induction élevés

La circulation d'un flux magnétique provoquant la saturation complète du matériau mène à des parcours de flux pratiquement rectilignes, car tous les endroits présentant des entrefers réduits sont complètement saturés. L'erreur commise par le modèle bidimensionnel devrait donc être minimisée, car la perméabilité ne dépend alors que de la fraction volumique de fer et de sa caractéristique d'aimantation, qui est représentée de manière exacte par la fraction relative de fer dans l'image bidimensionnelle. On remarque sur les images de la figure 3.27 que les caractéristiques d'aimantation obtenues en analyse d'image sont similaires à celles obtenues à l'hystérésigraphe pour les faibles et les forts champs magnétiques. La représentation fidèle aux hauts champs magnétiques est associée à la justesse de la reproduction de l'écoulement du flux magnétique qui est pratiquement rectiligne. Si on extrapole les caractéristiques d'aimantation des matériaux pour des inductions plus élevées que celles mesurées à l'hystérésigraphe, on remarque que la caractéristique d'aimantation prédite par l'analyse d'image est optimiste par rapport aux résultats attendus à l'hystérésigraphe. Cette différence est expliquée par une sous estimation de la fraction de fer dans l'image de 3 à 6 % par rapport aux densités réelles mesurées sur les échantillons en les pesant et en les mesurant.

En conclusion, la méthode d'analyse d'image et de calcul de la caractéristique d'aimantation par calcul des champs est représentative des matériaux réels. Bien qu'elle comporte des erreurs systématiques, notamment pour des niveaux d'induction entre 0.2 et 1 T, celles-ci peuvent être expliquées en fonction des contraintes de préparation des échantillons. La capacité à reproduire l'anisotropie du matériau à l'aide de la méthode d'analyse d'image est présentée au paragraphe suivant. La comparaison des résultats des modèles d'aimantation de Yanhong et Kliman et de Johnson et Visser avec ceux obtenus par l'analyse d'images est présentée au paragraphe 3.7.

3.6 Modélisation de l'anisotropie des matériaux magnétiques composites

Les résultats de mesure d'anisotropie de la caractéristique d'aimantation présentés au chapitre 2 démontrent que le matériau possède une perméabilité supérieure dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage. Les particules subissent une déformation plastique plus élevée dans le plan

perpendiculaire à la direction de pressage lors de la compaction, ce qui cause l'anisotropie du matériau. Une schématisation de ce concept est présentée à la figure 3.29.

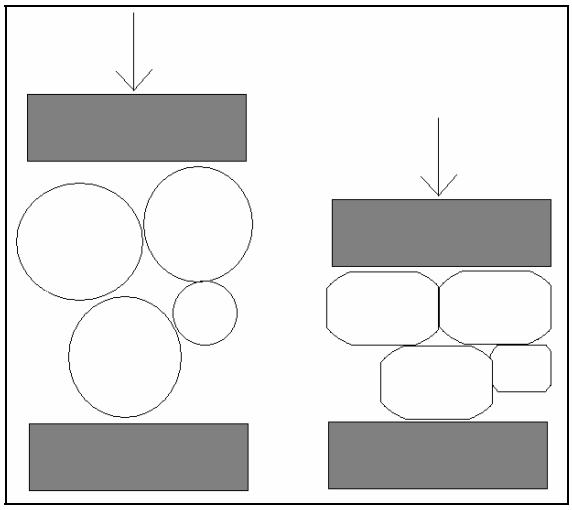


Figure 3.29 : Modèle de déformation plastique subie par les particules lors du pressage

La perméabilité attendue selon la direction de circulation du flux est dépendante du comportement des particules et de leur revêtement lors du pressage. Si on considère que les particules subissent une déformation plastique qui a tendance à les allonger dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage et si le revêtement est incompressible, la perméabilité est plus faible dans la direction de pressage car la proportion d'entrefer dans cette direction est augmentée lors du pressage. Les mesures d'anisotropie présentées au chapitre 2 démontrent que la perméabilité est supérieure dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage, ce qui indique que les revêtements sont moins déformables que les particules de fer.

Le modèle de Yanhong et Kliman basé sur des particules hexagonales est intéressant pour la représentation de l'anisotropie. Effectivement, la forme des particules utilisées est allongée, ce qui rend la direction du flux magnétique intrinsèquement dépendante de l'orientation des particules. Les simulations présentées dans l'article ne représentent cependant que l'écoulement du flux dans une seule direction; toutes les possibilités permises par la structure en particules ne sont donc pas exploitées.

La méthode d'analyse d'images développée au cours de ce chapitre peut être utilisée pour prédire l'anisotropie du matériau en appliquant un champ magnétique dans chacune des deux directions. Les images et les résultats présentés jusqu'ici ont été obtenus avec une aimantation dans une direction perpendiculaire à la direction de pressage en faisant circuler le champ dans la direction horizontale sur les images. L'application d'un champ dans la direction verticale permet de caractériser la direction de plus faible perméabilité du matériau, qui est la direction de pressage. Un exemple de circulation verticale du flux magnétique est donné pour le matériau de plus haute densité à la figure 3.30.

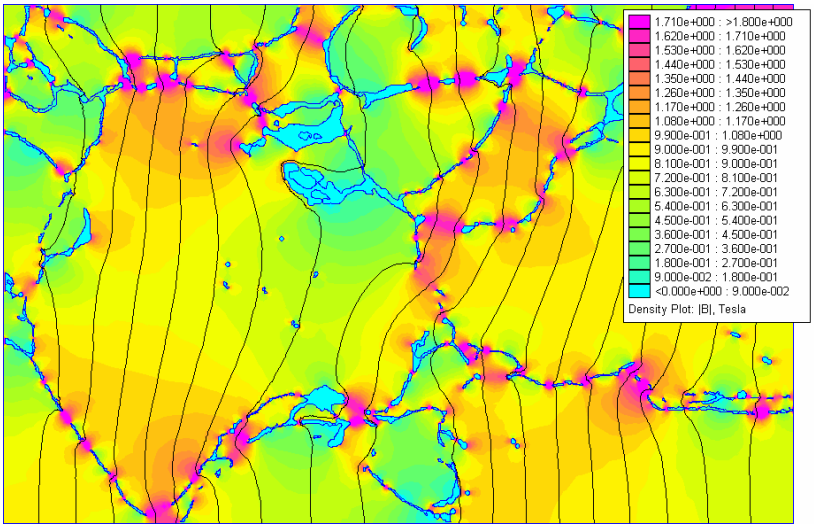
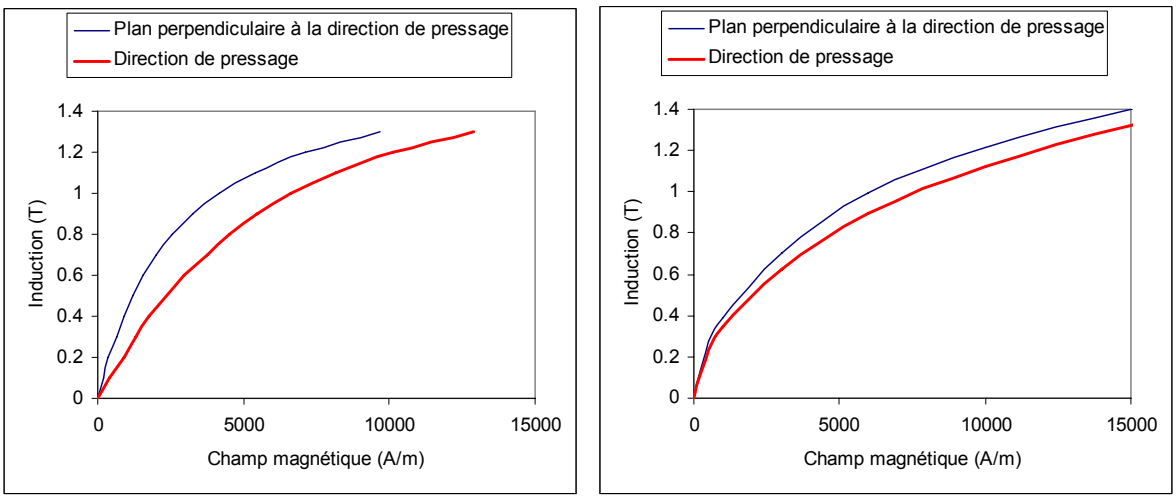


Figure 3.30 : Simulation de l'écoulement du flux magnétique selon la direction de pressage à l'échelle des particules de fer

Les échantillons utilisés pour la mesure de la caractéristique d'aimantation des quatre matériaux étudiés dans ce chapitre ont été pressés dans une matrice possédant la forme d'un anneau pour la mesure de la caractéristique d'aimantation à l'hystérésigraphe, il n'est donc pas possible de connaître leur caractéristique d'aimantation dans la direction de pressage.

Nous avons mesuré au chapitre 2 l'anisotropie de la caractéristique d'aimantation sur un matériau fer-résine générique similaire à celui de l'échantillon 2. L'anisotropie de la caractéristique d'aimantation mesurée sur l'échantillon du chapitre 2 est comparée à celle

obtenue par la simulation de l'écoulement du flux magnétique dans la structure de l'échantillon 2 à la figure 3.31.



a) b)

Figure 3.31 : Anisotropie de la caractéristique d'aimantation mesurée par hystérésigraphe (a) et par analyse d'image (b) pour le matériau fer-résine

L'anisotropie prédite par l'analyse d'image est similaire à celle mesurée à l'aide de l'hystérésigraphe, ce qui permet de conclure que l'anisotropie du matériau est due à l'allongement des particules dans le plan perpendiculaire à la direction de pressage lors de la compaction.

Il est intéressant d'étudier l'influence de la pression de compaction sur l'anisotropie du matériau, car une augmentation de la pression devrait engendrer une anisotropie plus forte. Les quatre échantillons utilisés dans ce chapitre ont été mis en forme avec des pressions de compaction différentes. Les caractéristiques d'aimantation moyennes sur les six images de chaque échantillon obtenues par analyse d'image dans les deux principales directions d'intérêt pour ces échantillons sont présentées à la figure 3.32.

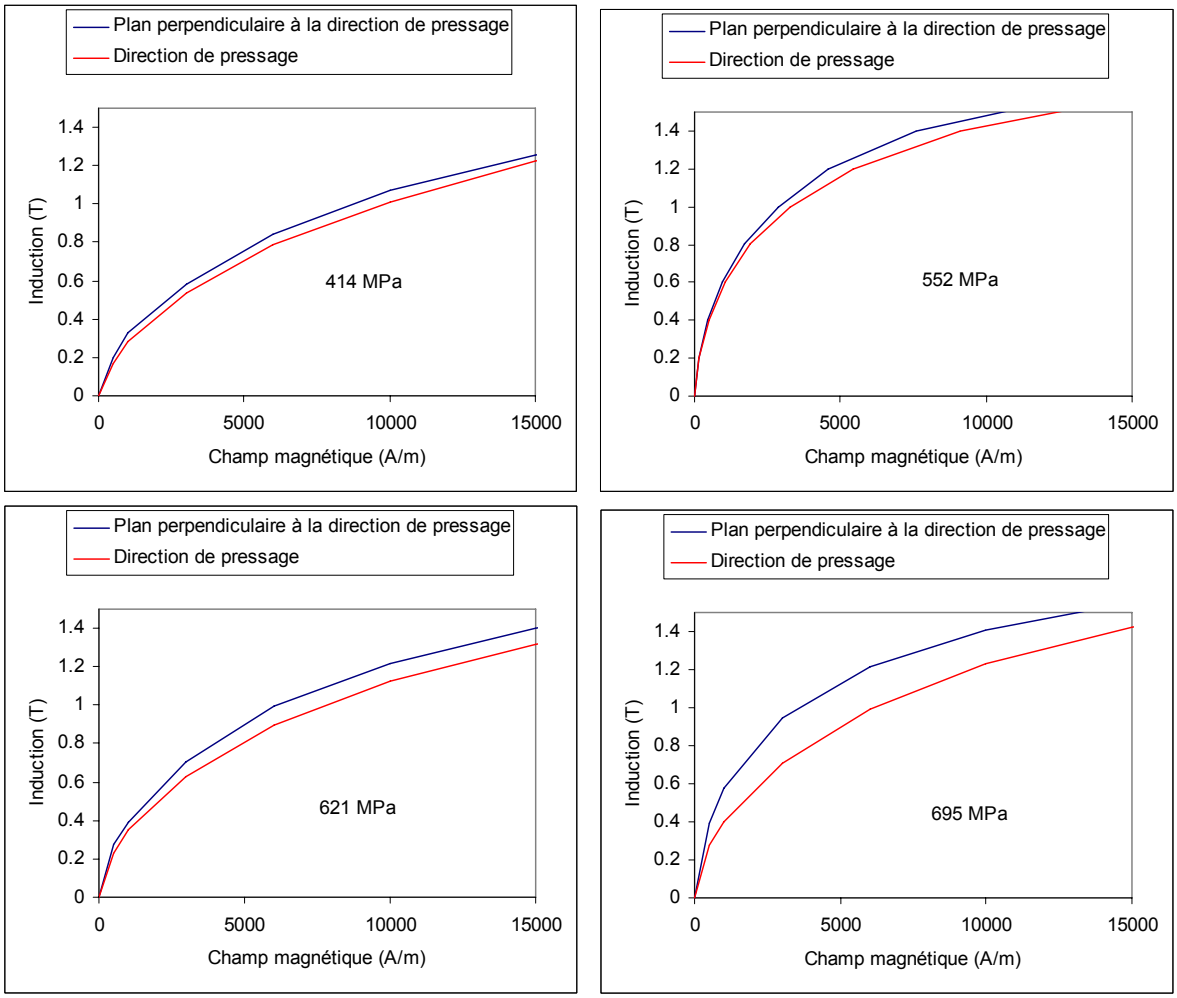


Figure 3.32 : Anisotropie de la caractéristique d'aimantation prédite par la simulation de l'écoulement du flux magnétique à l'échelle des particules pour quatre échantillons de densité différente

Sur la figure 3.32, on remarque que l'anisotropie est proportionnelle à la pression de compaction appliquée sur les échantillons. Cette conclusion semble indiquer que la déformation plastique des particules de fer durant la mise en forme est responsable de l'anisotropie. Cette observation est importante pour l'optimisation des matériaux magnétiques composites car on ne voyait aucun inconvénient à augmenter les pressions de compaction avant la mise en évidence de l'anisotropie. L'augmentation de la perméabilité dans le plan normal à la direction de pressage se fait au prix d'une plus forte anisotropie du matériau, qui peut devenir non négligeable pour le dimensionnement.

3.7 Comparaison des caractéristiques d'aimantation obtenues à l'aide des différents modèles

Ce paragraphe présente la comparaison des résultats des modèles de Johnson et Visser, de Yanhong et Kliman et ceux obtenus à l'aide de la méthode de simulation de l'écoulement du flux dans la structure. Le matériau choisi pour représenter un matériau magnétique composite typique est celui de l'échantillon 3 utilisé dans ce chapitre. Dans un premier temps, les paramètres des modèles de Johnson et Visser et de Yanhong et Kliman sont ajustés de manière à représenter le mieux possible la caractéristique d'aimantation de l'échantillon. La comparaison des caractéristiques d'aimantation obtenues à l'aide des modèles retrouvés dans la littérature et du modèle proposé avec la caractéristique d'aimantation réelle du matériau est présentée à la figure 3.33.

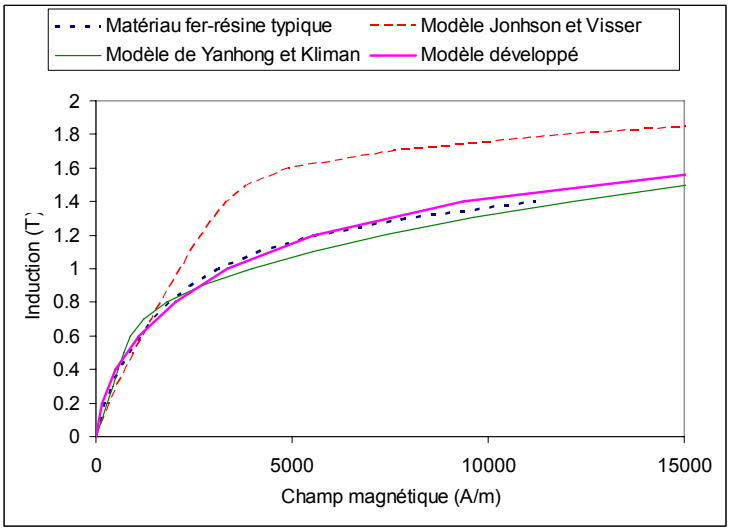


Figure 3.33 : Comparaison des modèles de Johnson et al, de Yanhong et Kliman, du modèle développé basé sur l'analyse d'image avec la caractéristique d'aimantation réelle d'un matériau fer-résine typique

Pour obtenir ces résultats, le modèle de Johnson et Visser utilise une taille de particule de 50 µm avec une épaisseur de revêtement de 85 *nm*, alors que pour le modèle de Yanhong et Kliman, une taille de particule de 50 *µm* avec des épaisseur de 75 *nm* ont été utilisées, avec une fraction de surface de porosité de 7.3 % de la surface totale, ce qui est représentatif de la densité du matériau réel. La caractéristique d'aimantation du fer utilisée dans tous les modèles est celle identifiée par Makar et Tanner après application d'une pression de 160 *MPa* (cf. § 3.3.2).

Le modèle de Johnson et Visser ne peut pas reproduire correctement la saturation magnétique à l'intérieur des matériaux magnétiques composites parce qu'il néglige la porosité. Cette hypothèse mène à une surestimation de la position du coude de saturation car elle sous estime la saturation locale aux abords des porosités.

Le modèle de Yanhong et Kliman permet, quand on en connaît les paramètres, de retrouver la caractéristique d'aimantation d'un matériau magnétique composite. Aucune méthode d'identification des tailles des particules, de leur revêtement et des porosités n'est proposée par ces auteurs. Le modèle est donc intéressant pour sa structure mais il repose sur une identification des tailles relatives de ses composants à partir de la caractéristique d'aimantation globale.

Nous avons tenté, à partir de l'analyse d'image que nous avons effectuée sur les quatre échantillons, d'obtenir les tailles moyennes des particules, des revêtements et des porosités. Il est plus difficile d'identifier correctement ces paramètres que de simuler l'écoulement du flux magnétique dans la structure par calcul des champs car, selon notre expérience, la mesure de la taille des particules est très sensible aux zones correspondant aux entrefers non détectés. Par ailleurs, la détermination de l'épaisseur des revêtements nécessite la détermination de la direction selon laquelle le flux les traversera. Il nous a été possible de déterminer l'épaisseur des entrefers qui permet de classifier les quatre matériaux observés par perméabilité, mais pas de prédire la perméabilité de manière réaliste. Les perméabilités obtenues sont beaucoup plus faibles à cause d'une surestimation de l'épaisseur d'entrefer que nous attribuons à la difficulté de déterminer la direction selon laquelle l'entrefer est le plus faible.

Les résultats obtenus à l'aide de la méthode de simulation développée sont suffisamment proches de ceux mesurés à l'aide d'un hystérésigraphe, pour que l'on puisse affirmer que cette méthode est représentative du comportement du matériau à l'échelle microscopique.

3.8 Conclusion

Ce chapitre a présenté la modélisation de la caractéristique d'aimantation des matériaux magnétiques composites à haute densité à partir des propriétés de leurs constituants et de leur structure. Ces modèles visent la compréhension des phénomènes d'aimantation à l'échelle

microscopique dans l'objectif d'optimisation par les ingénieurs métallurgistes de la structure du matériau en vue de chacune des applications.

L'étude des constituants a démontré que la caractéristique d'aimantation du fer des particules, qui était considérée similaire à celle des tôles, est relativement différente car les particules de fer possèdent une perméabilité beaucoup plus faible à cause de la quantité importante de dislocations engendrées par le pressage. Il a aussi été démontré que chacune des particules de fer présente un nombre élevé de domaines magnétiques, ce qui justifie l'hypothèse que la forme de la caractéristique d'aimantation est similaire à celle des matériaux classiques.

L'étude du principal modèle de matériau magnétique à haute densité connu à ce jour a permis d'établir l'importance de la structure du matériau, notamment de la porosité, sur la caractéristique d'aimantation à l'échelle du circuit magnétique. Les hypothèses du modèle étaient que la présence d'un entrefer entre les particules diminue la perméabilité du matériau à bas champ alors que la présence de porosités cause une saturation magnétique locale, ce qui influence la position du coude de saturation de la caractéristique d'aimantation.

Un modèle basé sur la simulation en calcul des champs de l'écoulement du flux magnétique dans la structure des matériaux magnétiques composites a été mis au point pour prédire leur caractéristique d'aimantation. Il consiste en l'observation de leur structure au microscope électronique à balayage puis à la simulation en calcul des champs en deux dimensions de l'écoulement du flux magnétique. Les caractéristiques d'aimantation issues de ce modèle ont été comparées à celles obtenues à l'aide d'un hystérésigraphe pour quatre échantillons de matériaux magnétiques composites. Les résultats concordent et les différences entre le modèle basé sur l'analyse d'image et la caractéristique identifiée directement s'expliquent de manière simple en fonction des hypothèses de la simulation en deux dimensions et de la préparation des échantillons. La justesse des résultats obtenus indique donc que les hypothèses du modèle initial sont respectées.

Ce modèle met en évidence l'influence de la saturation locale sur la caractéristique d'aimantation aux inductions utilisées dans les machines électriques. Effectivement, bien que l'influence de l'épaisseur de revêtement de chacune des particules soit importante sur la perméabilité comme

l'avaient démontré les publications antérieures à cette thèse, cette influence est surtout démontrée aux bas niveaux d'induction. Aux inductions d'opération des machines électriques réalisées avec des matériaux magnétiques composites, soit autour de 1 *T*, la saturation magnétique locale autour des porosités crée des zones de forte réluctance qui mènent à une diminution significative de la perméabilité.

Enfin, la prédiction de l'anisotropie par la méthode d'analyse d'image confirme que cette variation de propriété est causée par une variation de la structure des matériaux en fonction de la pression de compaction appliquée lors de leur mise en forme.

Conclusion générale et perspectives

La conception intégrée de machines électriques de performances élevées avec des nouveaux matériaux magnétiques tels que les matériaux magnétiques composites nécessite une démarche d'optimisation aussi bien au niveau de la topologie et des dimensions de la machine, qu'au niveau de la composition, de la production et des propriétés physiques du matériau utilisé.. L'étude des topologies de machines électriques nécessite la connaissance de lois de comportement macroscopiques des matériaux ferromagnétiques en vue de l'obtention de modèles numériques précis, en particulier. C'est pour cette raison que des méthodes de caractérisation originales de ces nouveaux matériaux ont été proposées dans cette thèse. Pour pouvoir adapter la composition et le procédé de fabrication dans la procédure de conception, il est nécessaire de disposer d'une passerelle entre la loi de comportement macroscopique qui intéresse le concepteur de machine et la structure microscopique qui intéresse l'ingénieur métallurgiste. Aussi, avons-nous développé un modèle de matériau magnétique composite qui permet d'expliquer la loi d'aimantation macroscopique du matériau à partir d'une image de la structure à l'échelle microscopique

Dans le premier chapitre, nous avons situé ce que sont les matériaux magnétiques composites, quelles sont leurs propriétés et quel est leur intérêt. Les concepts de base sur les propriétés magnétiques et les pertes des matériaux ferromagnétiques ont été présentés. La comparaison des techniques de production des matériaux magnétiques composites avec celles des tôles a permis de cerner l'origine des différences de propriétés qui ont été observées entre ces deux types de matériaux. Les différentes approches de conception topologique des machines utilisant les propriétés électriques, magnétiques et thermiques isotropes des matériaux magnétiques composites ont été présentées afin d'illustrer les innovations technologiques rendues possibles par l'utilisation des matériaux magnétiques composites.

Il n'existe pas à l'heure actuelle de méthode de caractérisation standardisée des propriétés électriques et magnétiques des matériaux magnétiques composites, puisqu'il s'agit d'une technologie encore en émergence. Par ailleurs, au début de la recherche effectuée dans le cadre de cette thèse, les mesures de caractéristique d'aimantation et de résistivité des matériaux magnétiques composites, à l'aide des diverses méthodes disponibles, menaient à des résultats

significativement différents. Il est pourtant impératif pour la conception des machines électriques de disposer de valeurs suffisamment précises des caractéristiques du matériau car les performances obtenues y sont directement reliées. Nous avons donc étudié systématiquement les méthodes de caractérisation des propriétés utilisées en électrotechnique en tenant compte de l'inhomogénéité des matériaux magnétiques composites et de leurs propriétés différentes par rapport aux matériaux classiques.

Dans le domaine de la caractérisation, nos contributions principales concernent la comparaison des diverses méthodes issues des approches classiques ou des travaux antérieurs au LEEPCI et au L2EP, avec des méthodes originales qui ont été développées et validées dans le cadre de cette thèse, en particulier au niveau de la caractéristique d'aimantation et surtout au niveau de la résistivité. La mesure de cette dernière caractéristique constitue d'ailleurs un défi de taille bien connu des intervenants du domaine aussi bien chez les ingénieurs métallurgistes que chez les ingénieurs électriciens, dans les laboratoires de recherche et dans l'industrie. Les solutions que nous proposons pour la caractérisation de la résistivité sont d`autant plus pertinentes que les compromis entre la perméabilité et la conductivité des matériaux composites de nouvelle génération s`orientent en partie vers des matériaux plus conducteurs. Si la prise en compte de cette conductivité au niveau de la conception des machines constitue un nouveau défi pour les concepteurs de machine, il est essentiel que sa valeur soit déterminée suivant une méthodologie précise et fiable. L'étude et le développement de méthodes de mesure de la caractéristique d'aimantation, de la résistivité et des pertes magnétiques a permis de mesurer l'anisotropie et l'inhomogénéité des matériaux magnétiques composites, qui peuvent ne pas être négligeables pour le dimensionnement précis d'une machine électrique.

L'optimisation des propriétés des matériaux magnétiques composites par les métallurgistes repose sur la compréhension des phénomènes d'aimantation à l'échelle microscopique et de leur influence sur les propriétés physiques macroscopiques. Les modèles existants avant que cette thèse ne soit réalisée permettaient de supposer un certain nombre de relations entre la structure microscopique du matériau et ses propriétés globales. Ces modèles n'avaient cependant pas été validés par l'observation et par la prise en compte de la structure réelle du matériau. Par ailleurs, les modèles phénoménologiques utilisés par les métallurgistes pour l'optimisation des propriétés

des matériaux magnétiques composites ne permettaient pas de déterminer l'influence de la structure microscopique sur les propriétés physiques globales. Une première contribution à ce domaine concerne l'étude des propriétés des constituants du matériau et plus particulièrement du fer composant les particules qui composent plus de 99 % de la masse du matériau. La caractéristique d'aimantation du fer était jusqu'alors considérée similaire à celle d'une tôle classique. L'étude de l'influence de l'application d'une force importante et d'un recuit à faible température sur un échantillon de fer pur retrouvée dans la littérature nous a cependant permis de conclure que la forte densité de dislocations dans le fer réduit sa perméabilité par un facteur supérieur à trois par rapport à une tôle après recuit. La contribution principale de nos travaux dans ce domaine concerne la modélisation des relations entre la structure locale du matériau et les propriétés physiques globales. La perméabilité relative plus faible des matériaux magnétiques composites était, avant cette thèse, attribuée principalement à la présence de revêtement sur chacune des particules de fer. Nos travaux ont démontré que cette hypothèse est valable pour des niveaux d'induction faibles mais qu'aux niveaux d'induction utilisés dans les machines électriques, la présence de saturation magnétique locale près des porosités est fortement responsable de la diminution de la perméabilité par rapport à celle du fer composant les particules. Des modèles comme celui que nous avons développé seront donc très utiles pour comprendre les mécanismes de propagation du flux magnétique au sein du matériau. Ainsi, le modèle développé a permis d'expliquer l'anisotropie de la caractéristique d'aimantation mise en évidence expérimentalement à l'aide des méthodes de caractérisation proposées au chapitre II par une observation directe de la structure microscopique.

Le modèle pourra aussi être utilisé à l'avenir pour faciliter le dialogue entre le concepteur de machine et l'ingénieur métallurgiste. En effet, le concepteur peut en analysant les cartes de champs magnétiques au niveau microscopique, proposer des modifications de la structure à cette échelle. L'ingénieur métallurgiste analyse la faisabilité de ces modifications et pourra proposer au concepteur un nouveau compromis ainsi qu'un procédé de fabrication. Cela permettra de livrer un matériau avec les propriétés physiques spécifiées par le concepteur de machines, si on se place dans un contexte de conception intégrée avec optimisation combinée des dimensions de la machine et des propriétés du matériau servant à la fabriquer.

Perspectives

L'objectif poursuivi par cette thèse est de procurer des outils aux concepteurs de machines électriques et aux concepteurs de matériaux magnétiques composites pour l'optimisation des machines électriques et l'optimisation des matériaux magnétiques composites. L'étude de la caractérisation des matériaux magnétiques composites a démontré que l'influence de l'anisotropie et de l'inhomogénéité des propriétés ne peut pas être négligée lors de l'optimisation des dimensions de machines. Les outils de dimensionnement des machines électriques actuelles permettent de prendre en compte ces variations de propriété. Par exemple, il est possible dans les environnements de CAO, de définir la caractéristique d'aimantation des matériaux ferromagnétiques en fonction de la direction de circulation du flux magnétique. La méthodologie de prise en compte de l'inhomogénéité et de l'anisotropie de la résistivité peut être implantée à court et moyen terme dans les logiciels de calcul des champs.

Sur la base du travail effectué dans cette thèse, il paraît envisageable de développer des modèles de variations des propriétés physiques des matériaux magnétiques composites en fonction des paramètres de mise en forme, ce qui permettrait de les prendre en compte lors du dimensionnement des machines électriques. Ces modèles permettraient d'évaluer la sensibilité des avant-projets à l'anisotropie du matériau et de choisir des solutions optimales plus robustes, en termes de répétitivité des performances, aux variations normales des paramètres de procédé lors de la production des pièces en matériau magnétique composite.

L'anisotropie des matériaux magnétiques composites qui a été mesurée au cours de ces travaux, ne diminue pas leur intérêt. L'anisotropie du matériau n'est pas un frein à l'obtention de performances intéressantes, elle doit simplement être prise en compte lors du dimensionnement de manière à faciliter le processus d'optimisation.

Il serait également possible d'établir un modèle d'aimantation plus réaliste de la saturation magnétique à l'échelle des particules de fer. Celui-ci consiste à mesurer la taille des domaines magnétiques à l'intérieur des particules de fer lors de l'aimantation des matériaux magnétiques composites pour plusieurs niveaux d'induction. L'analyse d'image pourrait alors être utilisée de

manière à reproduire non seulement la structure physique du matériau mais aussi la structure en domaines à l'intérieur des particules. Le maillage de cette structure fine en calcul des champs et l'imposition de l'aimantation à l'intérieur des domaines pourrait alors mener à une meilleure prise en compte de la saturation magnétique locale à l'intérieur des particules de fer. Les résultats globaux attendus à l'aide de cette analyse précise ne diffèrent pas beaucoup en moyenne de ceux obtenus en considérant que l'aimantation est continue à l'intérieur des particules, car le nombre de domaines magnétiques à l'intérieur de chacune d'entre elles est élevé.

L'utilisation d'une simulation de l'écoulement tridimensionnel du flux magnétique dans la structure des matériaux magnétiques composites est aussi envisageable. Il faudrait alors acquérir des images bidimensionnelles de la structure en polissant plusieurs fois l'échantillon de manière à retrouver la structure dans la troisième dimension. Par la suite, le dessin, le maillage et la simulation en trois dimensions pourraient être effectués afin d'étudier le parcours réel du flux dans la structure. Cette technique, plus précise que celle que nous avons élaborée en deux dimensions, est difficilement envisageable avec la puissance de calcul actuelle car la simulation de l'écoulement du flux en deux dimensions nécessite des temps de calcul élevés avec les capacités de calcul des ordinateurs d'aujourd'hui. L'extension du modèle en trois dimensions nous apparaît cependant simple et pourra être réalisée lorsque la puissance de calcul aura augmenté significativement.

Références

[1] P. Viarouge, J. Cros, and I. Haouara, "Conception des machines électriques avec des matériaux composites fer-résine," *Revue internationale de génie électrique,* vol. 5, pp. 299-310, 2002.

[2] C. Gélinas, "Soft Ferromagnetic Powder for AC Applications," in *EURO PM* Munich, Germany, 2000.

[3] C. E. Fritts, "Apparatus or Means for the Production, Transmission and Distribution of Electric Currents." vol. 874908, U. S. P. Office, Ed. United States, 1907.

[4] R. O'Handley, *Modern Magnetic Materials : Principles and Applications*. New York: Wiley, 2000.

[5] D. C. Jiles, *Introduction to Magnetism and Magnetic Materials*: Chapman & Hall, 1991.

[6] P. Weiss, "La variation du ferromagnétisme avec la température," *Comptes Rendus des Scéances de l'Académie des Sciences,* vol. 143, pp. 1136-1139, 1906.

[7] P. Weiss, "L'hypothèse du champ moléculaire et la propriété ferromagnétique," *Journal de Physique,* vol. 6, p. 661, 1907.

[8] G. Bertotti, *Hysteresis in Magnetism : For Physicists, Materials Scientists, and Engineers*. San Diego: Academic Press, 1998.

[9] P. P. Cioffi, "Hydrogenized Iron," *Physical Review,* vol. 39, pp. 363-367, 1932.

[10] R. M. Bozorth, *Ferromagnetism*. New York: Wiley, 1993.

[11] J.-C. Bavay and J. Verdun, *Alliages fer-silicium*, Techniques de l'ingénieur ed. vol. D 2110, 1991.

[12] V. E. Iordache, F. Ossart, and E. Hug, "Magnetic characterisation of elastically and plastically tensile strained non-oriented Fe-3.2%Si steel," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. 254-255, pp. 57-59, 2003.

[13] J. M. Makar and B. K. Tanner, "The effect of plastic deformation and residual stress on the permeability and magnetostriction of steels," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. 222, pp. 291-304, 2000.

[14] G. Couderchon, *Alliages magnétiques doux* vol. M350: Techniques de l'ingénieur, 1998.

[15] G. Roberts, A. Davidson, S. Gair, and J. Hajto, "An overview of the powder processing of soft magnetic composites," *Engineering Science and Education Journal,* vol. 10, pp. 237-240, 2001.

[16] R. M. German, *Powder Metallurgy Science*, 2nd edition ed. New Jersey: Metal Powder Industry Federation, 1994.

[17] Y. X. Pang, S. N. B. Hodgson, J. Koniarek, and B. Weglinski, "The influence of the dielectric on the properties of dielectromagnetic soft magnetic composites. Investigations with silica and silica hybrid sol-gel derived model dielectric," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. In Press, Corrected Proof, 2006.

[18] C. Gelinas, F. Chagnon, S. Pelletier, and L. P. Lefebvre, "Effect of curing conditions on properties of iron-resin materials for low frequency AC magnetic applications," in *1998 International Conference and Exhibition on Powder Metallurgy and Particulate Materials* Las Vegas, 1998.

[19] C. Gélinas, "Development of iron-resin composite materials for soft magnetic applications," *Metal Powder Report,* vol. 52, June 1997 1997.

[20] B. Weglinski, "Soft Magnetic Powder Composites - Dielectromagnetics and Magnetodielectrics," *Review on P/M and Physical Ceramics,* vol. 4, pp. 79-154, 1990.
[21] M. De Wulf, L. Anestiev, L. Dupre, L. Froyen, and J. Melkebeek, "Magnetic properties of Fe[100 - x - y] Si[x] P[y] (0 <= x <= 4, 0 <= y <= 0,6) soft magnetic composites prepared by diffusion sintering," *Journal of Applied Physics,* vol. 93, pp. 7109-7111, 2003.
[22] C. Lall, *Soft Magnetism : Foundamentals for Powder Metallurgy an Metal Injection Molding* vol. 2. Princeton, N.J.: Metal Powder Industry Federation, 1992.
[23] I. Hemmati, H. R. Madaah Hosseini, and A. Kianvash, "The correlations between processing parameters and magnetic properties of an iron-resin soft magnetic composite," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. 305, pp. 147-151, 2006.
[24] I. P. Gilbert, V. Moorthy, S. J. Bull, J. T. Evans, and A. G. Jack, "Development of soft magnetic composites for low-loss applications," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. 242-245, pp. 232-234, 2002.
[25] T. Maeda, H. Toyoda, K. Hirose, N. Higarashi, and T. Nishioka, "Super Low Core-Loss Soft Magnetic Materials by P/M method," in *Proceedings of the 2005 International Conference on Powder Metallurgy & Particulate Materials* Montréal, Canada: Metal Powder Industry Federation, 2005.
[26] L. P. Lefebvre, C. Gelinas, and P. E. Mongeon, "Consolidation of Lubricated Ferromagnetic Powder Mixes for AC Soft Magnetic Applications," Industrial Materials Institute / National Research Council of Canada, Boucherville 2000.
[27] C. Cyr, S. Clénet, P. Viarouge, and J. Cros, "Optimal Design of SMC Inductors," in *Soft Magnetic Materials 17* Bratislava, Slovakia, 2005.
[28] P. Viarouge, "Introduction à la conception des machines électriques," Université Laval 2003.
[29] J. Cros and P. Viarouge, "New structures of polyphase claw-pole machines," *Industry Applications, IEEE Transactions on,* vol. 40, pp. 113-120, 2004.
[30] J. Cros, P. Viarouge, and A. Halila, "Brush DC motors with concentrated windings and soft magnetic composites armatures," 2001, pp. 2549-2556 vol.4.
[31] J. Cros, A. J. Perin, and P. Viarouge, "Soft magnetic composites for electromagnetic components in lighting applications," 2002, pp. 342-347 vol.1.
[32] A. G. Jack, B. C. Mecrow, and C. P. Maddison, "Combined radial and axial permanent magnet motors using soft magnetic composites," 1999, pp. 25-29.
[33] M. R. Dubois, H. Polinder, and J. A. Ferreira, "Effect of air gap Thickness on Transverse Flux Permanent Magnet (TFPM) machines with flux-concentration," in *International Conference on Electrical Machines* Krakow, Poland, 2004.
[34] M. R. Dubois, N. Dehlinger, H. Polinder, and D. Massicotte, "Clawpole Transverse-Flux Machine with Hybrid Stator," in *International Conference on Electrical Machines* Greece, 2006.
[35] M. R. Dubois, P. Lemieux, C. Cyr, and D. Massicotte, "Effect of Machining on the Properties of Resin-Based Soft Magnetic Composites," in *International Conference on Electrical Machines* Greece, 2006.
[36] A. G. Jack, B. C. Mecrow, G. Nord, and P. G. Dickinson, "Axial Flux Motors Using Compacted Insulated Iron Powder and Laminations - Design and Test Results," 2005, pp. 378-385.

[37] A. G. Jack, B. C. Mecrow, P. G. Dickinson, D. Stephenson, J. S. Burdess, N. Fawcett, and J. T. Evans, "Permanent-magnet machines with powdered iron cores and prepressed windings," *Industry Applications, IEEE Transactions on,* vol. 36, pp. 1077-1084, 2000.
[38] A. G. Jack and B. Mecrow, "Electrical Machine Element," Sweeden: Hoganas AB, 2001.
[39] A. Lange, "Application of Soft Magnetic Powder in Electric Motors," in *Euro PM2000* Munich, Germany, 2000.
[40] J. Sievert, "The measurement of magnetic properties of electrical sheet steel - survey on methods and situation of standards," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. 215-216, pp. 647-651, 2000.
[41] S. Clenet, J. Cros, I. Haouara, P. Viarouge, and F. Piriou, "A direct identification method of the hysteresis model for the design of SMC transformers," *Magnetics, IEEE Transactions on,* vol. 36, pp. 3466-3469, 2000.
[42] S. Clénet, J. Cros, F. Piriou, P. Viarouge, and L. P. Lefebvre, "Determination of Losses' Local Distribution for Transformer Optimal Designing," *COMPEL : The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Enginnering,* vol. 20, pp. 187-204, 2001.
[43] F. Fiorillo, *Measurement and Characterization of Magnetic Materials*. Amsterdam: Elsevier, 2004.
[44] A. Benabou, "Contribution à la caractérisation et à la modélisation de matériaux magnétiques en vue d'une implantation dans un code de calcul de champ," in *École doctorale des sciences pour l'ingénieur* Lille: Université Lille 1, 2002, p. 155.
[45] D. C. Jiles and D. L. Atherton, "Theory of Ferromagnetic Hysteresis," *Journal of Applied Physics,* vol. 55, pp. 2115-2120, March 15, 1984 1984.
[46] ASTM, "Standard Test Method for DC Magnetic Properties of Materials Using Ring and Permeameter Procedures with DC Electronic Hysteresigraph," ASTM, Ed., 2001.
[47] IEC, "Méthodes de mesure des caractéristiques magnétiques des tôles et feuillards magnétiques à l'aide de l'essai sur une tôle unique." vol. IEC-404, C. É. Internationale, Ed.: IEC, 2002.
[48] ASTM, "Standard Test Method for Alternating-Current Magnetic Properties of Materials at Power Frequencies Using Wattmeter-Ammeter-Voltmeter Method and 25-cm Epstein Test Frame." vol. A343, ASTM, Ed.: ASTM, 2003.
[49] J. Maisons, "Caractérisation et modélisation du comportement magnétique d'un matériau composite à base de poudre de fer," *Laboratoire d'électrotechnique, d'électronique de puissance et de commane industrielle*, mémoire de maîtrise, Université Laval, Québec, 2005.
[50] P. E. Gill, W. Murray, M. A. Saunders, and M. H. Wright, *User's Guide for NPSOL (Version 4.0): A Fortran Package for Nonlinear Programming.* Stanford: STANFORD UNIV CA SYSTEMS OPTIMIZATION LAB, 1986.
[51] A. Ivanyi, *Hysteresis Models in Electromagnetic Computation*. Budapest: Akademiai Kiado, 1997.
[52] I. Haouara, "SMC Atomet-EM-1 isotrope?," LEEPCI November, 2000 2000.
[53] Y. G. Guo, J. G. Zhu, and J. J. Zhong, "Measurement and modelling of magnetic properties of soft magnetic composite material under 2D vector magnetisations," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. 302, pp. 14-19, 2006.
[54] L. P. Lefebvre and C. Gélinas, "Effect of material insulation and part geometry on AC magnetic performance of P/M soft magnetic composites," in *PM2TEC 2001: 2001*

International Conference on Powder Metallurgy & Particulate Materials New Orleans, USA, 2001.

[55] C. Cyr, P. Viarouge, J. Cros, and S. Clénet, "Resistivity Measurement on Soft Magnetic Composite Materials," in *International Workshop on 1 & 2 Dimensional Magnetic Measurement and Testing* Czestochowa, Poland, 2006.

[56] L.-P. Lefebvre, I. P. Swainson, Y. Deslandes, G. Pleizier, and P. Chartrand, "Microstructure and Properties of Heat Treated Iron Powder Compacts Intended for AC Soft Magnetic Applications," *Materials Science and Technology,* vol. 17, January 2001 2001.

[57] ASTM, "Standard Test Method for Electrical Resistivity of Soft Magnetic Alloys." vol. A712, ASTM, Ed., 2002.

[58] D. Gaworska, J. Koniarek, and B. Weglinski, "Influence of temperature on energy loss of dielectromagnetics," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. 304, pp. e522-e524, 2006.

[59] F. M. Smits, "Measurement of Sheet Resistivities with the Four-Point Probe," *Bell System Technical Journal,* vol. 37, 1958.

[60] Foster-Miller, "Foster-Miller Magnetic Modelling," 2007.

[61] Z. W. Lin and J. G. Zhu, "Three-dimensional magnetic properties of soft magnetic composite materials," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. In Press, Corrected Proof, 2007.

[62] Y. Guo, J. G. Zhu, Z. W. Lin, J. J. Zhong, H. Y. Lu, and S. Wang, "Determination of 3D magnetic reluctivity tensor of soft magnetic composite material," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. In Press, Corrected Proof, 2007.

[63] L. P. Lefebvre, S. Pelletier, B. Champagne, and C. Gélinas, "Effect of Resin Content and Iron Particle Size on Properties of Dielectromagnetics," *Advances in Powder Metallurgy and Particulate Materials,* vol. 6, pp. 20.47 - 20.61, June 1996 1996.

[64] L. P. Lefebvre, S. Pelletier, Y. Thomas, and C. Gélinas, "Iron Compacts for Low Frequency AC Magnetic Applications : Effect of Lubricants," *Advances in Powder Metallurgy and Particulate Materials,* vol. 2, pp. 8-61 à 8-73, 1998.

[65] M. T. Johnson and E. G. Visser, "A coherent model for the complex permeability in polycrystalline ferrites," *Magnetics, IEEE Transactions on,* vol. 26, pp. 1987-1989, 1990.

[66] G. Q. Lin, Z. W. Li, L. Chen, Y. P. Wu, and C. K. Ong, "Influence of demagnetizing field on the permeability of soft magnetic composites," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials,* vol. 305, pp. 291-295, 2006.

[67] C. Yanhong and G. B. Kliman, "Modeling of soft magnetic composites," in *Industry Applications Conference, 2004. 39th IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2004 IEEE*, Clearwater Beach, Florida, USA, 2004, p. 551.

[68] R. T. Dehoff and E. H. Aigeltinger "Experimental Quantitative Microscopy with Special Applications to Sintering," in *Perspectives In Powder Metallurgy*. vol. 5 New York - London: Plenum Press, 1970, pp. 81-137.

[69] J. Pokorny and A. Pokorny, "Métallographie." vol. M90 Paris: T.I. Sciences et Techniques, 1994.

[70] M. Moncel, "Méthodes physiques d'analyse en métallurgie." vol. M260 Paris: Éditions T.I. Sciences et Techniques, 1991.

[71] T. Clemex, "Clemex Vision Software," 2007.

[72] MathWorks, "The MathWorks, MATLAB and Simulink for Technical Computing," 2007.
[73] P. A. Bastos and N. Sadowski, *Electromagnetic Modeling by Finite Element Method*. New York: Marcel Dekker, inc, 2003.
[74] M. Brockhaus, "Brockhaus Messtechnik, Advanced Measuring Technologies," 2007.