



HAL
open science

Modélisation FEM du système de contrôle non destructif 3MA en ligne de production des aciers dual phase

Yasmine Gabi

► To cite this version:

Yasmine Gabi. Modélisation FEM du système de contrôle non destructif 3MA en ligne de production des aciers dual phase. Energie électrique. Université de Grenoble, 2012. Français. NNT: . tel-00749118v1

HAL Id: tel-00749118

<https://theses.hal.science/tel-00749118v1>

Submitted on 6 Nov 2012 (v1), last revised 6 Jul 2017 (v2)

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

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

UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Génie électrique**

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

Yasmine GABI

Thèse dirigée par **Afef LBOUC** et
codirigée par **Gérard MEUNIER**

préparée au sein du **Laboratoire de génie électrique de
Grenoble** dans l'**École Doctorale Electronique,
Electrotechnique, Automatique & Traitement du Signal**

**Modélisation FEM du système
de contrôle non destructif 3MA
en ligne de production des
aciers dual phase**

Thèse soutenue publiquement le **27 avril 2012**,
devant le jury composé de :

M., Daniel, ROGER

Professeur à la Faculté des Sciences Appliquées de Béthune, Président

Mme, Marie-Ange, RAULET

Maître de conférence à l'université Claude Bernard 1 de Lyon, Rapporteur

M., Stéphane, CLENET

Professeur à l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Lille, Rapporteur

M., Didier, TRICHET

Maître de conférence à l'école Polytech' Nantes, Examineur

M., Philip, MEILLAND

Docteur, Ingénieur de recherche chez ArcelorMittal Maizières, Membre

M., Bernd, WOLTER

Docteur, ingénieur de recherche à l'institut Fraunhofer, Saarbrücken, Membre

Mme., Afef, LBOUC

Directrice de recherche CNRS, Institut polytechnique de Grenoble, Membre

M., Gérard, MEUNIER

Directeur de recherche CNRS, Institut polytechnique de Grenoble, Membre



Remerciements

Tout d'abord, je tiens à remercier à M. Daniel Roger, professeur à la faculté des sciences appliquées à Béthune, pour m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider le jury de thèse. Je remercie Mme Marie-Ange Raulet maître de conférences de a l'université de Claude Bernard 1, M. Stéphane Clenet professeur de l'école national supérieure d'arts et métiers de Lilles, Ainsi que M. Didier Trichet pour l'intérêt qu'ils ont porté à mes travaux en acceptant d'en être les rapporteurs et examinateurs. Je vous remercie d'avoir pris le temps de lire mon manuscrit et de juger mon travail. Merci également de m'avoir offert une après soutenance riche en échanges techniques.

Je remercie Mme Afef Keddous Lebouc et M. Gérard Meunier mes codirecteur de thèse, pour leur encadrement scientifique, leurs conseils, leur écoute et surtout pour leur patience. Cela a été un plaisir de travailler à vos côtés. Merci pour la confiance que vous m'avez accordé tout au long de cette thèse. J'espère avoir appris de vous, la capacité de travailler en équipe tout en étant autonome. Les voyages et les missions effectués ensemble seront toujours gravé dans ma mémoire, j'espère juste que vous me pardonneriez de vous avoir perdu dans Paris en plein mois de décembre.

Je remercie également M. Olivier Geoffroy pour son encadrement ainsi que son investissement dans le suivi de ma thèse. Je n'oublierais pas nos réunions très explosives, parfois je me demandais même si tu n'allais pas perdre ta voie. Merci pour le temps ainsi que l'énergie que tu as mis pour m'aider à mieux cerner mon travail.

J'exprime ma sincère reconnaissance à M. Philip Meilland ingénieur de recherche chez ArcelorMittal ainsi que M. Bernd Wolter de l'institut Fraunhofer IZFP, pour l'intérêt qu'ils ont apporté à ma thèse ainsi que pour leur soutien technique.

J'exprime toute ma gratitude à M. Guy et M. Vincent Leconte pour m'avoir accueilli a Cédrat, et m'avoir permis de travailler sur des outils de développements. Je souhaite aussi exprimer toute ma gratitude à M. Patrice Labie ainsi que M. Christophe Guérin spécialistes de Flux qui m'ont soutenue et encadré à Cédrat. Merci pour leurs conseils techniques ainsi que pour leur soutien moral. En cette période-là, Je pense qu'on a jamais entendu autant d'éclats de rires dans le bureau de Christophe. Merci pour les bons moments passés ensemble. J'ai une pensée pour M. Patrick Gérard, qui a également partagé ces moments de joie avec nous

A présent, je tiens à remercier le personnel du G2elab, anciens comme nouveaux, pour ces belles années. Les compétences scientifiques des uns et les encouragements des autres ont permis de mener ce travail à bien. A vous mes amis, qui m'avez soutenue dans les moments de joie et les moments de crise, je cite :

- Behzad, merci de m'avoir encourager et motiver à faire cette thèse. Souvent nos avis divergent et parfois on se dispute. De nombreuses choses nous réunissent : l'éducation, l'honnêteté et la passion pour les sciences. Tu es un scientifique exemplaire, qui a su s'intégrer et accepter les différences de chacun. J'espère que la situation politique en Iran s'arrangera et qu'on aura encore l'occasion de se disputer !!
- A toi ma chère Dounia, une maman d'une petite de 8 mois, contrainte de partir en France pour finir sa thèse. Tu es un exemple pour ta fille, la seule chose dont ta fille garde en mémoire, c'est une maman qui a dû quitter son foyer au nom de la science et de la recherche. Je n'oublierais pas nos sorties shopping !! Nos longues discussions de tout et de rien. Merci de m'avoir soutenu et rassurer pendant les moments difficiles.
- Sihem & Omar, les mariés du G2elab !! Votre mariage nous a fait rêver, très simple mais mémorable. Sérieux Ya laarouss, tu aurais pu trouver quelqu'un d'autre pour porter la corbeille de dragées !! Mais bon j'étais la plus jeune. Je vous souhaite tout le bonheur du monde et beaucoup d'enfants.
- Mickael, un chic garçon, d'une extrême gentillesse, toujours très serviable. Tu as été d'un grand soutien pour moi, notamment pour le déménagement de mes cartons de chaussures et lors de l'incendie. Je te souhaite le meilleur !!
- Julien et Mohamed, une équipe qui s'est dissoute au bout d'un an. Malgré cela les souvenirs seront toujours là. Les pauses MMS me manqueront toujours. Merci de m'avoir intégré dans l'équipe.
- Abir. à toi mon amie, bosseuse, compétente et capable de travailler de jour comme de nuit. Tu n'as pas froid aux yeux !! Le monde t'appartient. Une thésarde exemplaire !! Je n'oublierais pas nos moments de rires et de complicités. Je sais que tu ne veux plus faire le shopping avec moi car tu dépenses trop. Avoue qu'on s'amuse comme des folles !! Bon courage pour ta thèse et tiens bon.
- Didier, une spéciale dédicace pour toi. Tu resteras dans les Guinness du G2elab comme un garçon très mystérieux, bosseur et surtout sérieux dans tout ce qu'il entreprend. On s'est connu par l'intermédiaire d'un grand phénomène, je cite Bill. Il t'a décrit comme un courant d'air, il m'a dit que tu étais injoignable et qu'il fallait prendre RDV. Du coup, je t'ai envoyé un mail pour te contacter et tu as répondu après 15 jours. Je partage l'avis de Bill, tu es un véritable courant d'air. Je n'oublierais pas nos délires à Sydney et les crises de fou rire devant les posters. Merci mon ami du fond du cœur.
- Bill, que dire de toi. Une véritable légende du laboratoire, tout le monde se rappellera de ta fameuse présentation en conférence. Tu dis que tu n'es pas doué pour les langues. Je te rassure peut importante la langue que tu utiliseras, tu sauras

sans soucis communiquer avec autrui !! Je me rappellerais de tes fameuses théories, tu devrais les breveter !! Didier est en forte concurrence.

- Mathieu et Arun, les as de la machine à café et du travail. Perfectionnistes du discours oral !! Je vous dois la qualité de ma présentation orale qui a été soulignée par les membres du jury. Par contre, ne m'en voulez pas si je ne vous invite pas à un jury de thèse.
- Rym et Sana, amies avec lesquelles j'ai partagé tellement de choses, préparé et organisé les pique nique de fin d'année 'MAGE'. Je ne vous oublierai pas !
- La belle Monica, Tu as su faire preuve de patience, tu t'es relevée de pleins de situations difficiles. Tu as toujours su garder la tête haute. Malgré les difficultés, tu savais écouter les gens, les rassurer. Je te remercie pour ta générosité et ton écoute.
- Merci aux membres de l'atelier mécanique ; djidji, Roland, Flo et Stéphane de m'avoir souvent dépanné avec les outils, d'avoir ensuite soigné mes brûlures avec le poste à souder, les entorses, et avoir réparé mes chaussures. Un grand merci à Philip, Antoine de m'avoir aidé à régler ces maudits amplis Kepco. J'ai beaucoup appris que ça soit sur le plan humain que technique. Un grand merci à Gilles Cauffet pour ces conseils pour ma préparation de mon CV et mon entretien en Allemagne. C'était avec un grand plaisir que d'organiser les séminaires de l'équipe MADEA_MAGE, ensemble.
- Un grand merci au personnel administratif du G2elab, Jacqueline, Elise, Rosita, Christie,.. Sans votre organisation, on serait noyé dans la paperasse. Merci de votre patience. Je remercie également Sylvie et Mireille, j'ai beaucoup apprécié nos discussions autour de l'histoire, la civilisation et la culture. Merci de votre patience et votre indulgence.
- Le service Info : Corine, Vincent, Philip.., le nombre de fois où je vous ai sollicité pour avoir saturé mon disque, pour un problème sur mon ordi et pleins d'autres choses encore. Je vous remercie de votre patience et surtout du temps que vous m'avez consacré.
- Je tiens également à remercier les membres de l'équipe MADEA et MAGE. Merci de nous avoir permis de travailler en équipe et en collaboration. J'ai profité de nombreux échanges scientifiques dans une ambiance chaleureuse. Un grand merci Marie-Cécile Alvarez-Hérault alias MCix et Vincent Debusschère pour leur sympathie, leur soutien ainsi que les longues pauses déjeuné ou café dans le bureau. Ce sont des moments inoubliables.
- Je tiens à remercier les professeurs Seddik Bacha et Nouredine Hadj-Said pour leurs sympathies et leurs encouragements. La première fois que je suis arrivée au G2elab, je me demandais s'il y avait des kabyles au labo. J'ai même pas eu besoin de

chercher, en allant à la machine à café j'ai entendu parler kabyle. Ouf, je ne suis pas seule !! Depuis, c'était avec un grand plaisir de venir vous dire: <<Azul amik ittilidh ?>>. Vos précieux conseils ainsi que vos encouragements ont beaucoup contribué au succès de ma thèse. Tanemirt-enwen !!

- Je tiens à remercier les membres de l'équipe micorsystèmes, vous m'avez toujours accordé une place au sein de votre équipe. Je n'oublierai pas les miam toujours bien animés surtout avec Louis, Momo, Aline, Razmik, Alain... Je remercie aussi mes collègues doctorant de l'équipe Syrel, MADEA, Meriem, José, Nathalie, Raha, Julian, Ando et... les soirées sont toujours bien animées. Merci aussi de votre mobilisation pour le déménagement. J'en profite également pour remercier mes compatriotes Algériens Lakhdar, Smail, Rabah, Achour et Belkacem pour leurs encouragements ainsi que leurs soutiens continus. Je vous souhaite bon courage pour la suite.
- L'équipe 'Core system' de Schneider dirigée par Simon Tian ainsi que tous les membres : Farid, mon maître de stage, qui a été comme un frère pour moi. J'ai beaucoup appris de tes compétences techniques ainsi que de tes qualités humaines. Merci pour ta simplicité et ton humilité. Une qualité très rare. Merci à Gérard de m'avoir permis de faire ce stage, un jour tu as reçu un mail avec une autre signature que la mienne. L'erreur a attiré ton attention vers moi. Tu as été un encadrant très disponible et d'une extrême gentillesse. Vincent et Zak, je me rappellerais toujours les misères que vous aviez fait à mon pique nique (mes tomates farcies, elles étaient farcies au ciment aux microbes du sol). Jérôme, merci d'avoir relu mon manuscrit et d'avoir donné ton avis. Merci à toute l'équipe de m'avoir intégré et encadré durant mon stage de fin d'études. Surtout merci d'être venus à ma soutenance de thèse, cela m'a beaucoup touché.
- Un grand Merci aux deux scientifiques M. Jean Marc Tonnerre et Hélio Tolentino qui m'ont accueilli au sein de leur équipe au Louis Néel pour des mesures de réflectivités magnétiques X. Merci de votre encadrement ainsi que de votre patience. Vos qualités scientifiques et humaines ont beaucoup contribué et m'ont encouragé à faire cette thèse.
- Nora, je ne saurais te remercier. Je pense que les mots ne suffiront jamais à te remercier pour tout ce que tu as fait pour moi, pour ton aide, ton soutien et surtout ta force. J'ai puisé de ta force pour aller le plus loin possible malgré les difficultés que j'ai dû affronter. J'espère juste qu'un jour, je pourrais te le rendre. Un grand merci à ma copine Valentine qui m'a toujours soutenue et défendu peu importe les circonstances. Je remercie également Aurore, ma meilleure amie pour les bons moments passés ensemble. Tu es la première personne à qui j'ai parlé dès mon arrivé à Grenoble. On a préparé nos cours, nos exams, nos achats. On nous appelait les sœurs siamoises. Je garderais toujours en mémoire le jour où on s'est perdu la situation était critique !! On avait trouvé quand même le moyen d'en rire.

Enfin, mes dernières pensées se tournent vers ma famille, mon frère Hakim, ma sœur Lydia et surtout mes parents que je remercie pour leur amour et pour m'avoir toujours soutenu tout au long de mon parcours, pour m'avoir offert les meilleures conditions afin d'en arriver là. Merci papa et maman de m'avoir laissé cette liberté de choisir ce que je veux être sans que rien ne me soit imposé. Vos différences culturelles m'ont permis de m'adapter dans différents environnements et m'ont ouvert les yeux sur le monde.

Je ne peux terminer mes remerciements par la personne avec qui je partage ma vie, Olivier qui a tout le temps été présent à mes côtés dans les bons et mauvais moments. Merci d'avoir su me soutenir dans les moments de doutes et de découragements. Je n'oublierais pas de remercier ma belle-famille qui m'a ouvert les bras et de m'avoir intégré dans la famille. Merci encore une fois pour le cadeau de soutenance que vous m'avez offert.

Enfin, je tenais à vous remercier tous encore une fois d'avoir participé à la préparation du pot de thèse, du très beau cadeau que vous m'avez offert et de la soirée que vous avez animée, c'est juste inoubliable !!

Table des matières

<i>Introduction générale</i>	1
CHAPITRE 1. Les aciers dual phase et les moyens de contrôle non destructifs	3
I. Les aciers dual phase	5
I.1. L'utilisation des aciers multi-phasés dans l'industrie automobile.....	5
I.2. Caractéristiques des aciers dual phase (DP).....	7
I.3. Procédés de fabrication de l'acier	7
II. Les techniques de Contrôle Non Destructif (CND)	10
II.1. La diffraction des rayons X	11
II.2. Les ultrasons	11
II.3. Méthode basée sur la mesure de la perméabilité magnétique	12
II.4. Techniques basées sur la mesure du champ coercitif	13
II.5. Méthode basée sur la mesure du bruit Barkhausen.....	14
II.6. Méthode et instruments basés sur la mesure des courants de Foucault	17
II.6.1. Principe	18
II.6.2. Epaisseur de peau.....	19
II.6.3. Avantages de la technique	20
II.7. Méthode d'analyse des harmoniques supérieures.....	20
II.8. Méthode basée sur la mesure de la perméabilité de recul ou incrémentale	21
II.9. Bilan sur les méthodes de CND	24
III. Position du problème et contexte de cette thèse	25
Références	28
CHAPITRE 2. Les mesures de contrôle non destructif en utilisant le système 3MA appliqué aux aciers dual phase.	31
I. Intérêt du système 3MA	33
II. Description du système 3MA	33
II.1. Méthode des courants de Foucault.....	35
II.2. L'analyse harmonique en champ tangentiel	36
II.3. Perméabilité incrémentale	37
III. Campagne de mesures CND	40
III.1. Echantillons et réglages préliminaires	40
III.2. Contrôle non destructif des aciers dual phase.....	41

III.2.1. Un exemple de mesure CND sur la nuance DP2070	41
III.2.2. Comparaison entre toutes les nuances d'acier DP	43
III.2.3. Influence de l'excitation basse fréquence f_{LF}	45
III.2.4. Influence de l'excitation haute fréquence f_{HF}	47
III.2.5. Effet du Lift off G.....	47
Conclusion	49
Références.....	50
 CHAPITRE 3. Caractérisation et modélisation du comportement magnétique des	
aciers dual phase.....	51
 I. Introduction	
	53
 II. Caractérisation des aciers dual phase.....	
	54
II.1. Banc de mesure.....	54
II.2. Mesures des cycles d'hystérésis en régime statique	56
II.2.1. Comportement de la couche cœur et de la couche skin pass.....	56
II.2.2. Comparaison des différents échantillons DP	59
II.3. Comportement dynamique.....	61
 III. Modèles de comportement des matériaux.....	
	63
III.1. Modèles d'hystérésis statique.....	64
III.1.1. Modèle Chimique	64
III.1.2. Modèle de Jiles-Atherton.....	65
III.1.2.a Interaction entre moments magnétiques.....	66
III.1.2.b Energie associée à la mobilité des parois.....	66
III.1.2.c Cycle d'hystérésis	67
III.2. Identification et optimisation.....	69
III.2.1. Identification du modèle chimique par méthode déterministe.....	70
III.2.2. Identification du modèle avec la méthode des Algorithmes génétiques (appliqué au	
modèle chimique)	70
• Stratégie d'identification.....	71
III.2.3. Application de la stratégie aux aciers dual phase	73
III.2.4. Identification des paramètres de Jiles-Atherton.....	75
III.3. Modèle retenu.....	77
III.4. Modèle dynamique	77
III.4.1. Modèle de pertes statistiques de Bertotti	79
III.4.1.a Comportement des « magnetic objects »	80
III.4.1.b Identification du champ d'entraînement.....	81
III.4.1.c Evolution du nombre actif des « magnetic objects ».....	81
III.4.1.d Formulation des pertes totales	81

III.4.2. Validation	82
III.4.3. Application aux aciers dual phase	84
Conclusion	86
Références	88
<i>CHAPITRE 4. Modélisation éléments finis du système 3MA.....</i>	<i>91</i>
I. Modèle géométrique du système 3MA	93
II. Challenge de la modélisation éléments finis du système 3MA.....	94
III. Géométrie.....	95
IV. Maillage	96
V. Différentes étapes du calcul.....	98
V.1. Caractéristiques physiques de la simulation FEM.....	98
V.2. Calcul conventionnel.....	100
V.2.1. Calcul basse fréquence (LF) transitoire	100
V.2.2. Calcul haute fréquence (HF) en régime harmonique	101
V.2.3. Calcul basse fréquence et haute fréquence couplé pas à pas dans le temps.....	103
V.3. Calcul basse fréquence et haute fréquence BF-HF dissocié	104
V.3.1. Calcul découplé LF et HF en 2D plan	106
V.3.2. Calcul découplé LF en 2D plan et HF en axisymétrique	109
V.4. Résultats préliminaires	110
VI. L’hystérésis dans le code éléments finis	111
VI.1. Prise en compte de l’hystérésis statique	111
VI.2. Prise en compte de l’hystérésis dynamique.....	114
VI.3. Perméabilité incrémentale	116
VI.3.1. Calcul analytique.....	116
VI.3.2. Comparaison entre simulation et mesures	118
VI.4. Application de l’hystérésis sur la géométrie du 3MA	118
VII. Importance de la prise en compte de l’hystérésis par la simulation du dispositif 3MA.....	119
Conclusion	123
Références	125
<i>CHAPITRE 5. Analyse numérique des aciers DP avec le système de contrôle non destructif 3MA.....</i>	<i>127</i>

I. Introduction	129
II. Simulations éléments finis du CND des aciers DP.....	130
II.1. Conditions de la simulation	130
II.2. Modélisation magnétique de la multicouche de l'acier DP	131
II.2.1. Simulation de la méthode d'analyse harmonique	132
II.2.2. Simulation de la méthode perméabilité incrémentale	135
II.2.2.a. Traitement du signal.....	135
III. Analyse de sensibilité des paramètres	138
III.1. L'effet de l'épaisseur du lift-off.....	138
III.2. L'effet de la fréquence f_{HF}	141
III.3. Effet de l'épaisseur de la couche skin pass.....	143
III.3.1. Comportement de l'excitation HF uniquement.....	143
III.3.1.a. Calcul par éléments finis	143
III.3.1.b. Calcul analytique des courants de Foucault classiques	144
III.3.1.c. Comparaison entre le calcul FEM et analytique autour d'un point de $H = 0$	146
III.3.2. Comportement en perméabilité incrémentale	147
Conclusion	149
Références.....	150
<i>Conclusion générale</i>	<i>151</i>

Introduction générale

L'évolution des cadences de production métallurgique en ligne se traduit par la nécessité de contrôler la qualité de l'acier de manière régulière et à des vitesses adaptables et semblables. Plusieurs techniques de contrôles sont apparues, telles que les méthodes de Contrôles Non Destructif (CND). Elles consistent à évaluer l'état interne et externe des structures ou du matériau sans pour autant porter atteinte à son intégrité. Le domaine du CND est en pleine expansion. Il doit son évolution d'une part à la complexité des pièces à contrôler et d'autre part à l'évolution de l'informatique ainsi qu'à l'amélioration des moyens d'acquisition numérique.

Les phénomènes physiques sur lesquels repose chacune de ces techniques sont très différents et le choix de l'une d'entre elles dans une application dépend d'un certain nombre de paramètres. Les principaux paramètres sont : la nature des matériaux à contrôler, la nature de l'information recherchée (détection ou mesure, position et forme du défaut), l'environnement du contrôle, le type de contrôle à effectuer (contrôle en ligne, sur pièce mobile, possibilité de contact ou non) et le contexte économique (coût, ...).

Plusieurs sociétés métallurgiques utilisent le contrôle non destructif pour tester la fiabilité de leurs aciers. Parmi ces sociétés, ArcelorMittal élabore des nouvelles générations d'aciers pour l'application automobile telles que les aciers Dual Phase. Ces aciers sont dédiés pour la réalisation de pièces de renforts et présentent, toute en étant de faible épaisseur, une grande résistance à la rupture et un taux d'allongement très grand avec une meilleure capacité d'absorption d'énergie en cas de choc. Ces qualités sont assurées par des procédés de fabrication métallurgique spécifiques qui confèrent au matériau une microstructure particulière avec une couche superficielle durcie mécaniquement et donc magnétiquement. ArcelorMittal produit ces aciers en se basant sur leur contrôle en ligne au moyen d'un dispositif adapté nommé le 3MA «Micromagnetic Multiparameter Microstructure and stress Analysis», développé par une équipe allemande nommée IZFP à l'institut de recherche Fraunhofer. Ce dispositif utilise des techniques basées sur les propriétés magnétiques et conductrices pour sonder l'état de la surface de l'acier.

Cette thèse s'inscrit dans le contexte de modélisation de plusieurs techniques de contrôle non destructif telles que l'analyse harmonique, les courants de Foucault et la perméabilité incrémentale. En effet, il est important de disposer d'un outil de simulations performant capable de reproduire des signatures du capteur et de comprendre son

fonctionnement afin de corrélérer les signatures obtenues par le capteur aux propriétés liées au procédé de fabrication.

Ce travail s'articule autour de cinq chapitres.

Le chapitre 1 présente tout d'abord les aciers Dual Phase ainsi que les différentes méthodes de CND en précisant leurs avantages et limites pour l'industrie automobile. Il décrit plus particulièrement le contexte général de ces recherches, en positionnant le problème.

Le chapitre 2 présente le principe de fonctionnement du système de CND 3MA, ainsi que les conditions de l'expérimentation associées aux différentes techniques de mesure. Ce dispositif a été utilisé pour une campagne de mesure sur différentes nuances d'aciers Dual phases. Les résultats seront présentés et exploités pour analyser la sensibilité de la réponse du système à différents paramètres.

Dans le chapitre 3, nous nous intéressons au comportement magnétique macroscopique des aciers DP pour différents niveaux d'induction en régime statique et en régime dynamique. Nous présenterons le dispositif expérimental utilisé en mettant l'accent sur la difficulté de caractérisation en haute fréquence engendré par ce type d'acier magnétiquement peu performant. Par ailleurs, deux modèles d'hystérésis statiques ont été étudiés et appliqués à ces matériaux. Une extension au mode dynamique a été également établie via le modèle de Bertotti.

Le chapitre 4 expose les différentes étapes permettant de simuler le capteur 3MA. En effet, cette simulation nécessite d'une part d'introduire le modèle d'hystérésis dans la méthode de calcul par éléments finis et de surmonter les difficultés associées à la prise en compte de l'histoire et à la convergence. D'autre part, elle nécessite la prise en compte des effets d'échelle importants au niveau de la géométrie et au niveau de la fréquence d'excitation. En effet l'échantillon se présente en multicouche avec des épaisseurs très différentes et nettement inférieures aux dimensions globale du système. D'autre part le système met en œuvre deux excitations distinctes l'une à basse fréquence et l'autre à haute fréquence. Pour ce faire, une stratégie de calcul a été proposée pour palier à ces problèmes.

Le chapitre 5 présente la validation de cet outil en s'appuyant sur les résultats d'essais en ligne. De plus, ce chapitre détaille l'exploitation de l'outil et la simulation du système industriel via une étude de l'influence des paramètres d'excitation, tels que le lift off et l'épaisseur de la couche skin pass.

***CHAPITRE 1. Les aciers dual phase et les moyens de
contrôle non destructifs***

Sommaire :

CHAPITRE 1. Les aciers dual phase et les moyens de contrôle non destructifs	3
I. Les aciers dual phase	5
I.1. L'utilisation des aciers multi-phasés dans l'industrie automobile	5
I.2. Caractéristiques des aciers dual phase (DP).....	7
I.3. Procédés de fabrication de l'acier.....	7
II. Les techniques de Contrôle Non Destructif (CND)	10
II.1. La diffraction des rayons X.....	11
II.2. Les ultrasons.....	11
II.3. Méthode basée sur la mesure de la perméabilité magnétique	12
II.4. Techniques basées sur la mesure du champ coercitif.....	13
II.5. Méthode basée sur la mesure du bruit Barkhausen.....	14
II.6. Méthode et instruments basés sur la mesure des courants de Foucault	17
II.7. Méthode d'analyse des harmoniques supérieures	20
II.8. Méthode basée sur la mesure de la perméabilité de recul ou incrémentale	21
II.9. Bilan sur les méthodes de CND	24
III. Position du problème et contexte de cette thèse	25
Références.....	28

I. Les aciers dual phase

I.1. L'utilisation des aciers multi-phasés dans l'industrie automobile

L'allègement des structures extérieures est un enjeu majeur dans le domaine de l'automobile, en particulier en vue de la réduction des émissions de CO₂ par les véhicules dans le cadre de la politique actuelle de respect de l'environnement. Cette démarche est d'autant plus délicate à mener que le niveau d'équipement, le confort acoustique et vibratoire ainsi que les éléments de sécurité tiennent une place de plus en plus importante dans les véhicules, entraînant ainsi une augmentation de la masse globale de la voiture.

Face à cette évolution des contraintes, les constructeurs se sont attachés à diversifier les matériaux impliqués dans la conception automobile afin de réduire les masses des éléments tout en conservant de bonnes propriétés mécaniques. Un exemple schématise les différents matériaux nécessaires à la conception d'une voiture Renault Laguna (Figure 1-1).

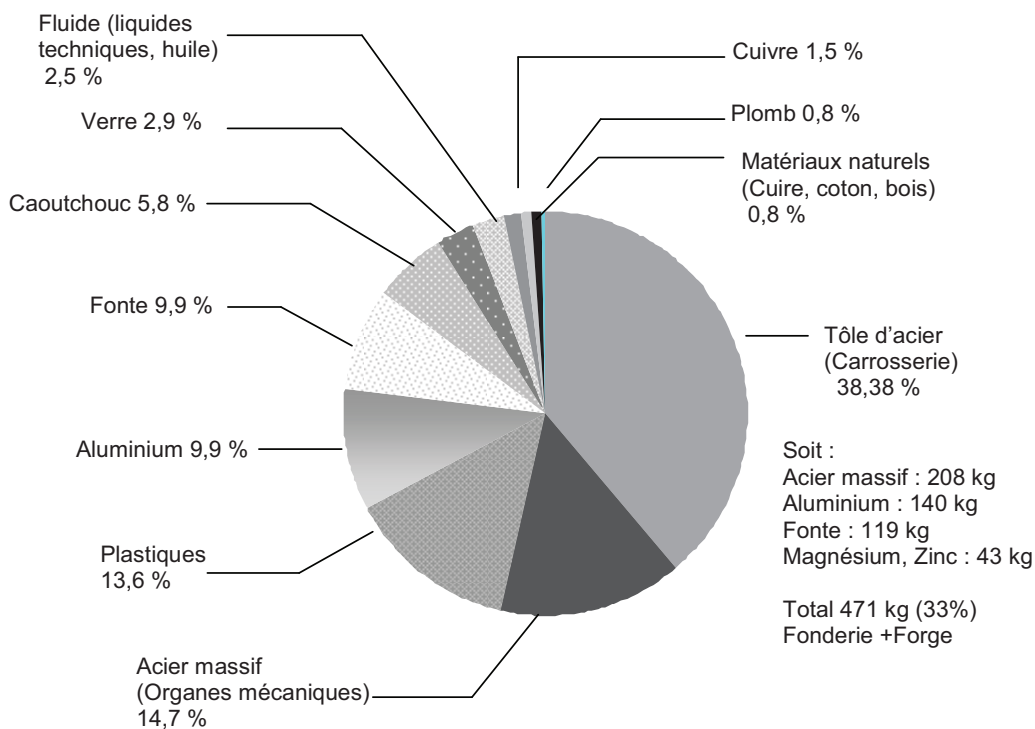


Figure 1-1 : Les différents matériaux utilisés pour la fabrication d'une voiture Renault Laguna

On peut constater une forte quantité d'aluminium dans les véhicules [Agence-Reg]. Par ailleurs, les matériaux polymères composites (caoutchouc, plastique, matériaux naturels, ..) tiennent une place non négligeable dans la conception automobile. Ces matériaux se différencient par leur densité qui est bien plus faible que celle de l'acier. Cependant, l'acier reste un matériau indispensable pour l'élaboration des structures des véhicules.

En effet, certains éléments sont conçus pour être soumis à de fortes sollicitations mécaniques – notamment en cas de choc - et les alliages en aluminium ou les composites ne sont pas assez résistants. Par ailleurs s'il est vrai que l'acier est depuis longtemps utilisé dans l'industrie automobile, son aptitude au recyclage en fait un matériau d'avenir dans ce secteur. Mais surtout, les contraintes de coûts laissent une large place à l'acier dont le prix est très compétitif par rapport aux autres matériaux.

Les propriétés des aciers dédiés à la réalisation automobile ont beaucoup évolué depuis ces dernières années. En effet, le développement de nouvelles générations d'aciers présentant des caractéristiques mécaniques optimisées pour une fonction donnée permet une diminution des épaisseurs de tôles utilisées, engendrant ainsi l'allégement des structures extérieures des véhicules.

Les besoins de l'industrie automobile en termes d'aciers sont multiples :

- Les tôles destinées aux éléments de la carrosserie extérieure du véhicule, tels que les portières, capots ou pavillons, exigent de bonnes propriétés d'emboutissabilité et de bonnes caractéristiques de surface surtout après mise en forme. L'acier utilisé doit présenter une faible limite d'élasticité et une grande ductilité pour permettre une déformation aisée. L'allongement à la rupture de ces classes d'acier dépasse 30 %.
- La structure de l'habitacle ainsi que les renforts doivent se déformer le moins possible en cas de choc afin de protéger au mieux les passagers. Les matériaux employés doivent présenter une limite élastique très élevée tout en conservant une aptitude au formage (pliage). Les aciers Dual Phase conviennent typiquement à cette gamme d'applications. Ces aciers seront décrits dans les paragraphes suivants.
- Les pièces de structure hors habitacle sont conçues pour se déformer en absorbant le plus d'énergie possible. Elles doivent allier une grande résistance à la rupture et un taux d'allongement très élevé.

A ces contraintes doivent s'ajouter l'obtention des pièces et leur assemblage (notamment le soudage) aux coûts les plus faibles possibles. La prise en compte de ces contraintes amène donc à un choix sophistiqué d'aciers pour réaliser l'ensemble de la caisse en blanc d'un véhicule.

I.2. Caractéristiques des aciers dual phase (DP)

Les aciers dual phase se distinguent par un remarquable compromis résistance/emboutissabilité. Celui-ci provient de la microstructure de l'acier constituée d'une phase dure (martensite ou bainite) dispersée dans une matrice ferritique ductile. La consolidation induite par la déformation de ces aciers est considérable. Cette propriété leur assure une bonne capacité à la répartition des déformations permettant une bonne aptitude au formage, tout en présentant une limite élastique comprise entre 350 et 600 MPa.

I.3. Procédés de fabrication de l'acier

Le processus de fabrication d'un acier, depuis l'état minéral ou ferrailles au premier état solide est décomposé en plusieurs étapes, représentées par la Figure 1-2 :

Tout d'abord, le minerai de fer est broyé en grains. Ce broyat forme un aggloméré, qui est par la suite concassé, mélangé puis chargé dans le haut fourneau avec du coke (produit combustible puissant). L'air chaud (1200°C) insufflé à la base provoque la combustion du coke. L'oxyde de carbone ainsi formé va réduire les oxydes de fer. La chaleur dégagée par la combustion fait fondre un mélange de fer enrichi de 4% de carbone. La fonte liquide ainsi obtenue est récupérée dans une poche. Une autre voie de production d'acier sauvage liquide consiste à faire fondre des ferrailles de recyclage par passage d'un courant électrique.

L'acier liquide sauvage est soumis au processus d'affinage, au cours de laquelle s'effectue la mise à nuance, c'est à dire l'ajustement de la composition chimique cible.

En sortie de la station d'affinage, les poches d'acier en fusion sont amenées à la coulée continue pour la fabrication d'acier solide. Le principe consiste à faire écouler le métal liquide en continu dans un moule sans fond. En traversant ce moule, la peau se solidifie au contact des parois du moule refroidies à l'eau. Le métal moulé descend, guidé par un jeu de rouleaux, et continue de se refroidir.

Une fois arrivé à la sortie, le métal, solidifié à cœur, est immédiatement coupé en brames à la longueur voulue. Les dimensions typiques de ces brames sont :

- Longueur 15 m (ajustable au moment de l'oxycoupage)
- Largeur ajustable de 1,4 à 2,2 m par réglage de la distance des parois latérales du moule
- Epaisseur 220 mm.

Filière Minerais	Filière Electrique
<ul style="list-style-type: none"> • Agglomération • Haut fourneau 	Aciérie électrique
<ul style="list-style-type: none"> • Station d'affinage • Coulée continue 	

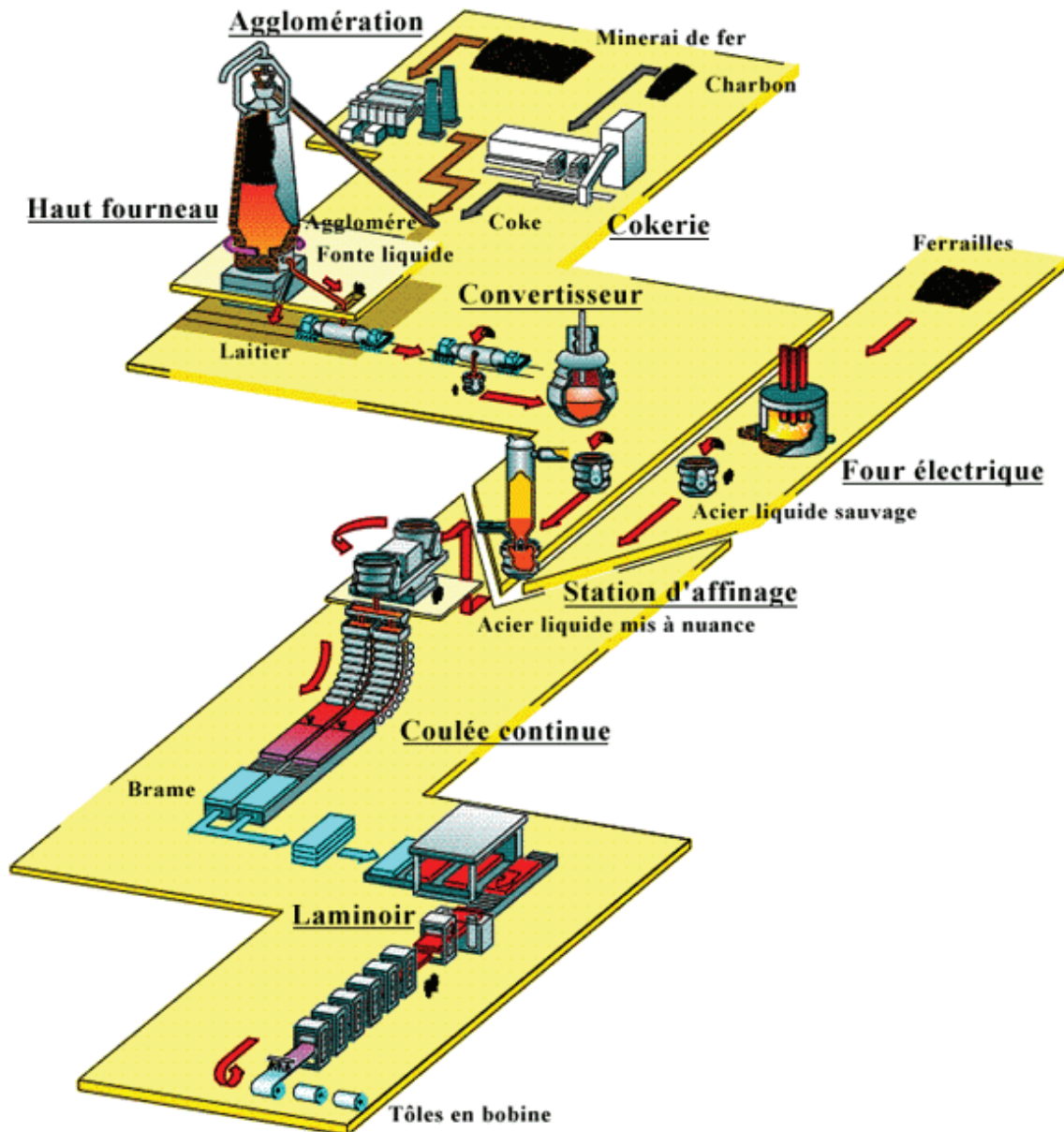


Figure 1-2: Description du procédé de fabrication des aciers

La dernière étape présentée sur la Figure 1-3 est le laminage à chaud, qui consiste à réduire l'épaisseur des brames de 220 à 3 mm. Dans le même temps, la largeur reste constante

et la longueur est multipliée par le rapport inverse, atteignant typiquement 1000 m. Cette réduction n'est rendue possible que par un réchauffage préalable des brames à 1200°C, qui deviennent alors suffisamment malléables pour être étirées par une série de 6 à 7 paires de cylindres montés dans autant de cages.

Pour arriver à une épaisseur finale typiquement de 1 mm avec une faible tolérance et une haute qualité de surface, les bobines sont ensuite décapées puis laminées à froid. Le principe du laminage à froid est identique à celui du laminage à chaud sans le réchauffage à l'entrée.

En raison de la réduction d'épaisseur subie lors de l'opération de laminage à froid, le métal est fortement écroui, et doit subir une opération de transformation de microstructure pour lui conférer des propriétés métallurgiques d'usage (aptitude à la déformation et limite élastique). Selon ArcelorMittal, cette opération est la plus critique pour la réussite des aciers Dual-Phase.

L'outil de recuit employé inclut également une section dédiée au revêtement ainsi qu'un skin pass (Figure 1-3).

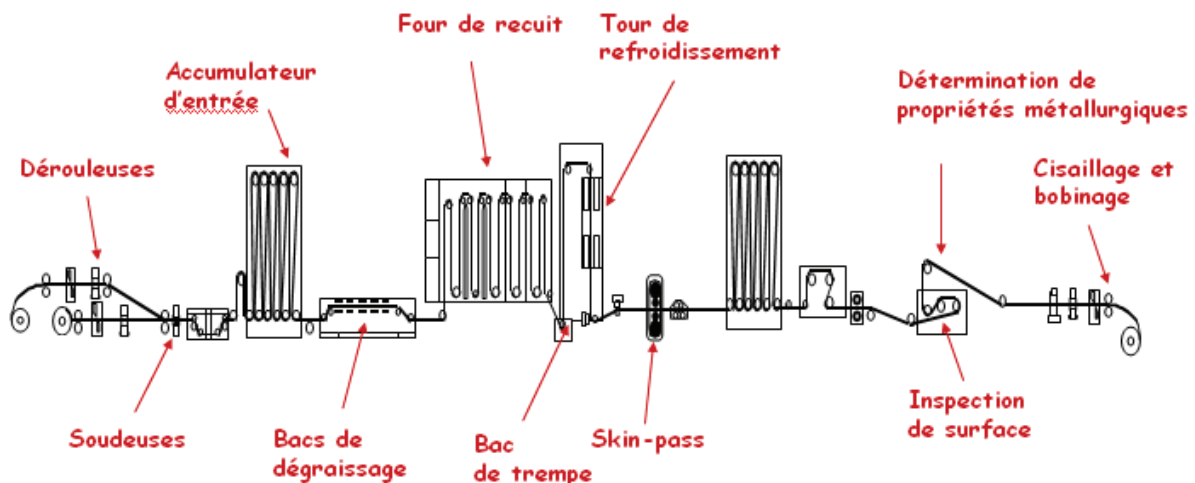


Figure 1-3 : Schéma du recuit galvanisation et skin pass

- Le recuit des aciers Dual Phase consiste à amener le matériau à une température de l'ordre de 780 °C, puis à le refroidir à une vitesse élevée pour lui conférer une microstructure particulière. Il est réalisé en trois phases : préchauffage, maintien et refroidissement contrôlé.
- Pour des raisons de corrosion et d'oxydation, l'acier est souvent protégé par une couche de métal non oxydable comme le zinc. Ce processus est appelé

galvanisation en trempé, car l'acier est immergé dans un bain de métal en fusion. Quand ce dernier quitte le bain, une grande couche de métal fluide est présente. Des buses d'essorage projettent de l'air (ou de l'azote) sur la bande et ajustent ainsi l'épaisseur du revêtement en fonction des exigences du client.

- Enfin, le skin pass consiste en un laminage léger, avec un allongement total compris entre 0,5 et 1%. Sa fonction première est de conférer une excellente planéité à la bande. Une conséquence de cette opération est que l'extrême surface de l'acier est écrouie.

II. Les techniques de Contrôle Non Destructif (CND)

Aujourd'hui, de nombreuses entreprises sidérurgiques tentent de contrôler et d'analyser la qualité des aciers en sortie de fabrication de façon systématique et automatisée. L'utilisation de méthodes statistiques modernes, d'estimation et de prévision à partir des paramètres des procédés de fabrication, fournit un moyen de remonter aux propriétés microstructurales des aciers et permet d'estimer les caractéristiques pour des aciers à basse teneur en carbone. Dans le cas des aciers Dual Phase, les mesures du procédé de fabrication ne suffisent pas, et une vérification non destructive des propriétés devient nécessaire.

De nombreux scientifiques se sont intéressés à l'étude de nouvelles techniques et d'instruments de contrôle non destructif des propriétés mécaniques des tôles d'acier dans les campagnes de fabrication. Les premières tentatives de réalisations et d'analyse ont été effectuées dans [Mel'gui et al, 1978] et [Borsutzki et al, 2000]. Cependant, les données recueillies jusqu'à présent, nécessitent une analyse supplémentaire pour estimer la pertinence des résultats obtenus et le plan de la poursuite du développement de ces méthodes.

Afin d'augmenter le niveau de garantie des propriétés mécaniques des aciers, il est nécessaire d'introduire des systèmes de contrôle non destructif pendant le processus de fabrication. Ces systèmes sont basés sur les ultrasons [Ermolov, 1991], les rayons X [Filippone et al, 2001] ou encore sur les méthodes d'essais magnétiques [Matyuk, 2003], [Dobmann et al, 1997].

Le choix entre ces techniques réside essentiellement dans la complexité de l'acier à étudier, la profondeur à investiguer et aussi le degré des défauts (en surface ou sur toute l'épaisseur). Dans les paragraphes suivants, nous allons décrire en détail ces différentes techniques en précisant les avantages, les inconvénients et on finira par un bilan global sur les critères : mise en œuvre en ligne de production, profondeur investiguée, sensibilité au process (vitesse de production, contrainte mécanique liée au poids du capteur,..) et le coût.

II.1. La diffraction des rayons X

La diffraction des rayons X (RX) ou des neutrons permet d'accéder aux propriétés de chaque phase dans un matériau multiphasé. La profondeur de pénétration des RX dans l'échantillon étant très faible, la diffraction des neutrons est sans doute plus adaptée pour éviter de fausser les mesures par d'éventuels phénomènes surfaciques. Cependant, les paramètres de maille des éléments composant le dual phase martensite et ferrite sont très proche et il est parfois difficile de différencier les deux composants. Ainsi, pour les aciers dual phase, cette technique reste insuffisante et requiert des investigations complémentaires.

Filippone et al [Filippone et al, 2001] ont mené des études de sensibilité de la martensite sur le spectre de diffraction des neutrons appliquées aux échantillons dual phase. Il a été mis en évidence la corrélation entre l'élargissement de ce spectre et la proportion volumique de la martensite. L'élargissement du pic du signal de diffraction dépend essentiellement de la quantité de carbone contenue dans la martensite.

Cette technique s'applique sur différentes nuances d'aciers (laminés à chaud, laminés à froid, zingué) et on peut l'appliquer aussi sur des matériaux non ferritiques. Un point intéressant est que le positionnement du capteur n'exige pas un contact direct avec la cible, mais cette technique reste limitée en raison de la lourdeur de sa mise en œuvre.

II.2. Les ultrasons

Des ondes ultrasonores sont émises sous forme d'impulsions de quelques microsecondes par un élément piézo-électrique et se propagent dans l'échantillon (Figure 1-4). Une inhomogénéité engendre une réflexion partielle (écho), transformée en tension électrique par un capteur piézoélectrique. La pratique la plus répandue pour la recherche de défauts consiste à identifier les échos de défauts pour les localiser.

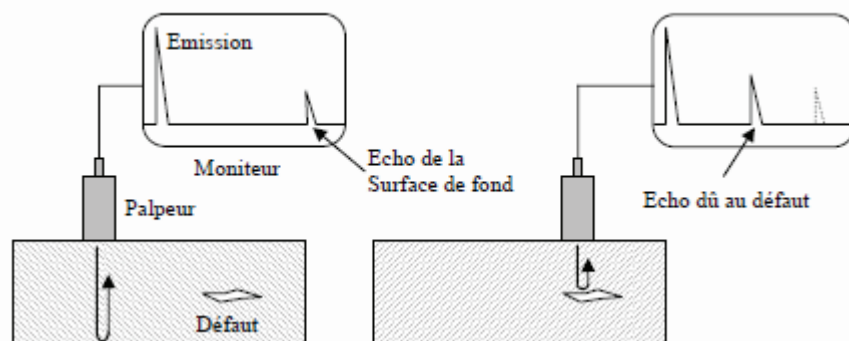


Figure 1-4 : Principe de fonctionnement des ultrasons

Les mesures de vitesse et d'atténuation des ondes ont été utilisées pour évaluer certains paramètres microstructuraux des aciers. Ainsi, il est possible de remonter à la texture et à la

taille des grains pour des aciers destinés à l'emboutissage profond. Toutefois, les études de laboratoire préalablement conduites par ArcelorMittal ont montré qu'il n'y avait pas de sensibilité de ces paramètres ultrasonores aux principaux paramètres microstructuraux des aciers Dual Phase.

II.3. Méthode basée sur la mesure de la perméabilité magnétique

Osborn et Kritzer [Osborn et al, 1981] ont conçu un dispositif de mesure de la perméabilité. Il est constitué d'une bobine d'aimantation entourant l'échantillon, et de deux bobines de détection qui également, entourent l'échantillon et dans lesquelles la force électromotrice, qui caractérise les propriétés magnétiques de l'acier, est induite. Ces bobines permettent de mesurer l'induction et le champ magnétique dans le matériau et donc accède à la perméabilité.

Pour les mesures de la perméabilité sur des aciers en mouvement, des électro-aimants sont utilisés la plupart du temps afin d'assurer une circulation homogène du champ dans la tôle. La valeur de la grandeur mesurée est sensible aux variations de l'entrefer (distance entre la cible et le capteur), d'où la nécessité d'accomplir les mesures avec un entrefer fixe.

Ainsi, afin d'éliminer les effets de variation du champ due à l'entrefer, Scott [Scott et al, 1969] a proposé d'utiliser deux électroaimants en forme de fer à cheval (1) positionnés symétriquement de part et d'autre de l'échantillon (5). Les bobines d'alimentation (2) ainsi que la bobine de référence (3) sont situées dans la partie centrale des noyaux électro-aimant.

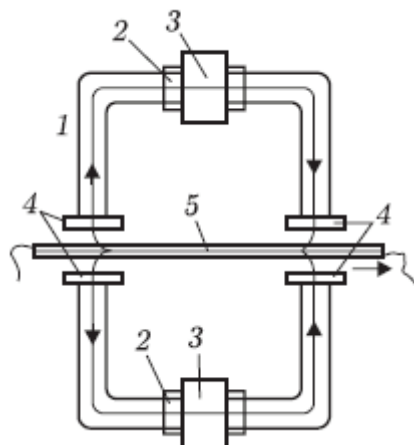


Figure 1-5 : Instrument basé sur la mesure de la perméabilité magnétique

Les bobines primaires (2) sont connectées en série ou en opposition de sorte que le champ généré par les électroaimants (1) se reboucle dans l'échantillon (ne s'annule pas). Les bobines de détection (4) sont connectées de façon analogue. Les bobines de référence (3) et de

détection (4) sont connectées via une mutuelle, afin de compenser le signal détecté par le signal de référence. Le signal de référence est défini comme le signal détecté en cas d'absence d'échantillon dans la zone d'entrefer.

L'appareil est peu sensible à la vitesse de défilement de l'échantillon mais plutôt sensible à son épaisseur. Compte tenu de la faible fréquence de l'onde (60Hz), celle-ci pénètre sur toute l'épaisseur de la tôle et on accède alors uniquement à des valeurs moyennes.

De ce fait, les défauts de surface ne pourront être détectés, discriminés de manière efficace avec cette technique.

II.4. Techniques basées sur la mesure du champ coercitif

La valeur du champ coercitif H_c est très sensible aux fluctuations de la microstructure de l'acier, ce qui en fait une grandeur intéressante à mesurer. Le principe de cette méthode consiste à enregistrer d'abord la variation totale de flux Φ_{tot} captée par les bobines de mesure entre états saturés puis, partant de l'état saturé, à désaimanter l'échantillon en appliquant un champ H décroissant jusqu'à obtenir une variation de flux $(-\frac{1}{2} \Phi_{tot})$ (illustré Figure 1-6). On identifie alors comme champ coercitif $H_c = -H(-\frac{1}{2} \Phi_{tot})$. [Mikheev et al, 1993].

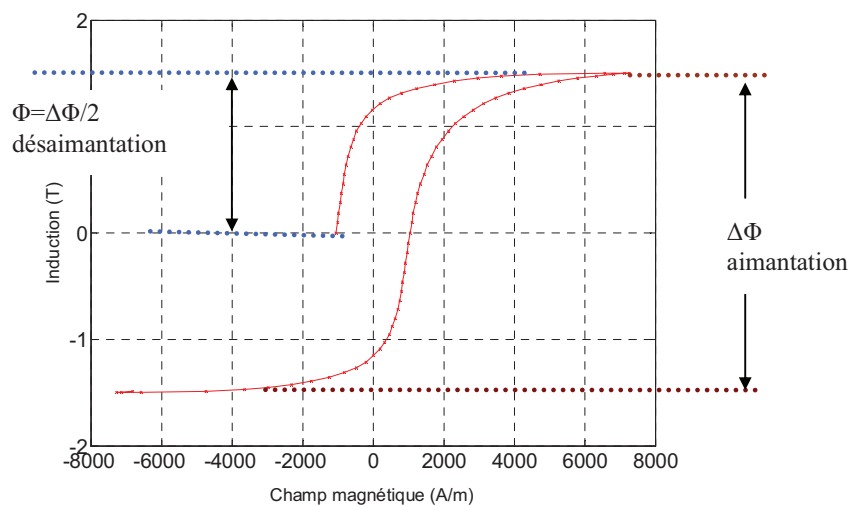


Figure 1-6 : Schéma décrivant la méthode de mesure du champ coercitif

L'aimantation et la désaimantation peuvent être réalisés au moyen de solénoïdes ou d'électroaimants, à travers lesquels passe l'échantillon en mouvement. Une méthode automatique de contrôle de la dureté des échantillons laminés en mouvement, basée sur la mesure du champ coercitif, a été conçue par Syke [Syke et al, 1967].

Cette méthode est relativement simple dans sa mise en œuvre. Toutefois, elle se trouve assez limitée à cause des effets de variations de l'état saturé et de l'état désaimanté d'une part,

et d'autre part à cause des bruits électromagnétiques pour déterminer l'aimantation Zéro (la référence).

L'appareil décrit dans [Arrot et al, 1971] contient une seule bobine d'aimantation (1). L'échantillon (2) est en mouvement à travers la bobine (1) (Figure 1-7.a). A l'intérieur de la bobine (1), deux bobines de détection (3) et (4) sont montées en mode différentiel, dont l'une (3) entoure l'échantillon en mouvement. Cette disposition permet de retrancher le signal parasite lié au flux dans la section d'air embrassé par le bobinage (4). On obtient in fine un signal directement lié à la variation de polarisation de la tôle

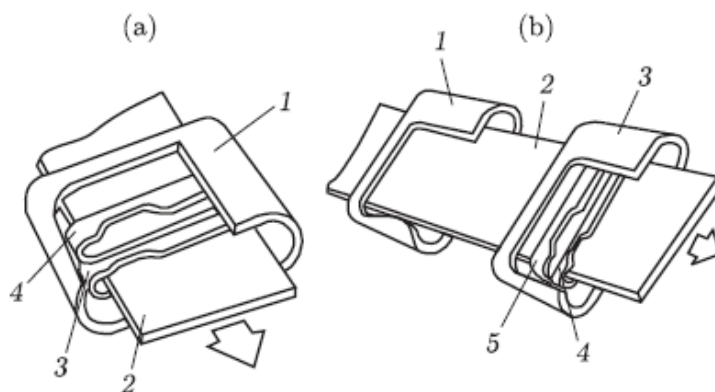


Figure 1-7 : Système basé sur la mesure du champ coercitif

Un courant alternatif de fréquence variant entre 1 et 10 Hz est utilisé pour l'aimantation. L'appareil en mode DC (Figure 1-7.b) se différencie du montage AC (Figure 1-7.a) par la position de la bobine d'aimantation (1) et la présence d'une bobine de désaimantation (3).

La réalisation des bobines de grande dimension ainsi que la forte consommation de puissance rendent cette technique difficilement applicable dans l'industrie du CND. Les résultats sont variables selon la vitesse du mouvement de l'échantillon test, ce qui rend le contrôle non robuste. Enfin, la faible fréquence de mise en œuvre (10 Hz) fait que, comme on l'a mentionné pour les mesures de perméabilité, on ne peut discriminer les inhomogénéités de surface.

II.5. Méthode basée sur la mesure du bruit Barkhausen

La mesure du bruit Barkhausen est une technique de caractérisation magnétique qui s'applique uniquement aux matériaux ferromagnétiques. Barkhausen [Barkhausen, 1919] mit le premier en évidence le caractère brutal et discontinu des mouvements de parois de Bloch, à travers une expérience simple schématisée Figure 1-8. Il entoura un échantillon ferromagnétique d'un bobinage relié à un haut-parleur via un amplificateur. En plaçant l'échantillon dans un champ variant très lentement de façon continue, il entendit une

avalanche de cliquetis causés par les brutales variations de flux occasionnées par le déplacement des parois. En effet, celles-ci rencontrent, en se déplaçant (selon une direction qu'on notera Ox), des inhomogénéités microstructurales qui se comportent comme des points d'ancrage. On peut statistiquement en décrire l'effet par un champ d'opposition qui fluctue avec x . Celui-ci est caractérisé par des maximums locaux $H_{bi}(x_i)$ qui déterminent les positions x_i des points d'ancrage et le champ appliqué devra dépasser $H_{bi}(x_i)$ pour désancrer la paroi du point x_i . Celle-ci se déplacera alors de manière irréversible (Figure 1-9) jusqu'à un nouveau point ancrage x_j doté d'un champ de blocage supérieur au précédent.

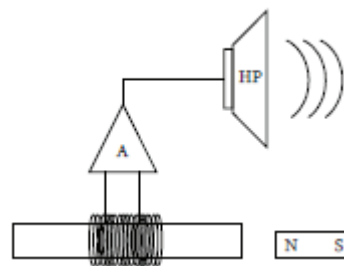


Figure 1-8 : Expérience Barkhausen

Cette variation brutale de flux correspond à l'évènement Barkhausen élémentaire.

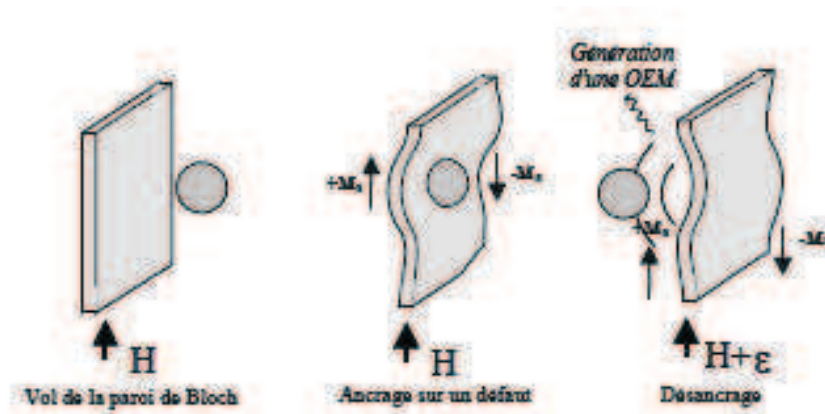


Figure 1-9 : Le mouvement des parois

Plusieurs chercheurs, tels que Stupakov [Stupakov et al, 2010] se sont intéressés aux corrélations entre les propriétés de l'hystérésis magnétique et le bruit Barkhausen, appliqué sur des aciers grains orientés et non orientés. La fréquence d'aimantation utilisée sur leur banc (Figure 1-10) est de 0,5 Hz, et le point de fonctionnement visé est autour de 1,5 T à 1,7 T (mesuré via la bobine d'induction).

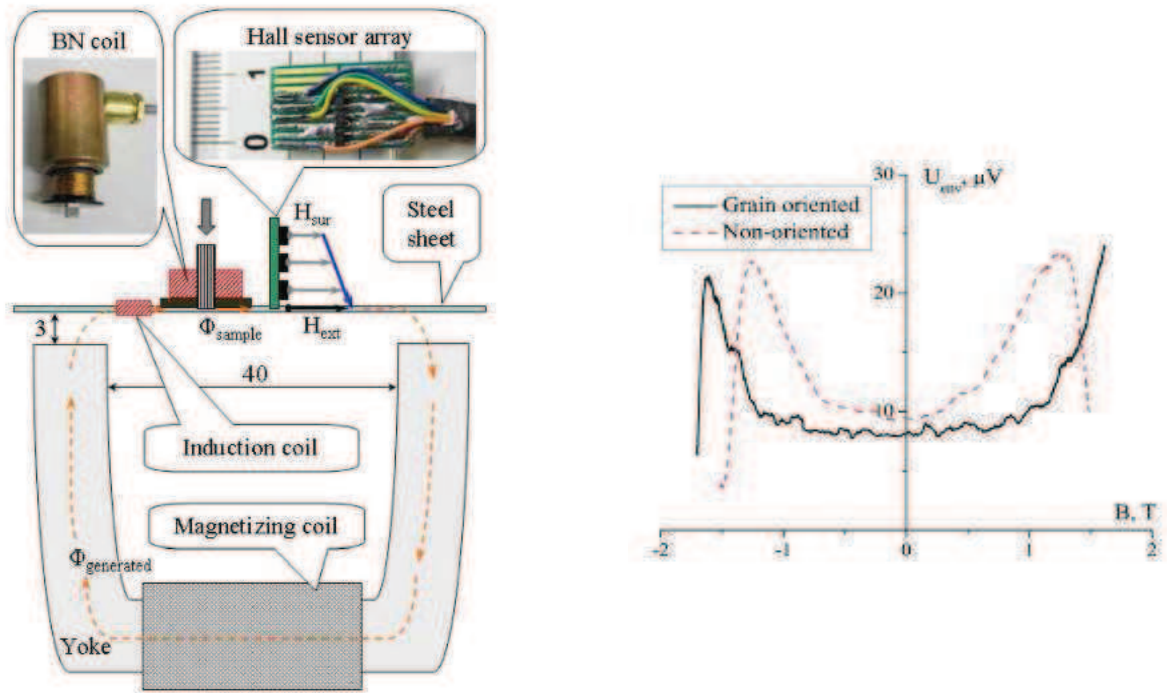


Figure 1-10 : Schéma bloc pour la mesure du bruit Barkhausen et signal détecté [Stupakov et al, 2010]

Une sonde à effet Hall est intégrée au circuit pour mesurer simultanément le champ d'excitation dans la tôle (on tire partie de la loi de conservation de la composante tangentielle du champ d'excitation à l'interface de deux milieux). Cette sonde est placée de manière symétrique à la bobine Barkhausen, de manière à mesurer le champ sur une portion du circuit équivalente à la zone scrutée par le capteur Barkhausen. Le bruit Barkhausen est mesuré via une bobine de détection qui contient à l'intérieur un noyau magnétique. Ce noyau permet de canaliser le flux magnétique. La bande passante est définie entre 2 et 20 kHz.

Le courant d'excitation et l'induction permettent de remonter au cycle d'hystérésis. De cette manière, les pertes quasi-statiques (pertes par hystérésis) sont déterminées. Le graphe de la Figure 1-10 représente la tension RMS aux bornes de la bobine Barkhausen en fonction du champ d'excitation. On note que d'un point de vue statistique, la grandeur macroscopique caractéristique du champ de blocage est le champ coercitif, lequel représente la moyenne quadratique de la loi $H_b(x)$. C'est donc fort logiquement que l'on observe un pic du signal Barkhausen au passage du champ coercitif. Ainsi, il a été mis en évidence des corrélations entre le champ coercitif et les pertes sur les différents matériaux.

Plusieurs études antérieures ont analysé avec succès l'influence des variations de la densité de dislocations et de taille moyenne des grains sur le bruit Barkhausen [Komatsubara et al, 1987] et [Ranjin et al, 1987]. Les travaux de Kizkitza [Kizkitza et al, 2010] ont établi un

lien entre les paramètres du signal Barkhausen en fonction du changement de microstructure lié au processus du recouvrement et de recristallisation durant le recuit des aciers dual phase laminés à froid. En effet, les principaux défauts de microstructure qui entravent le mouvement des parois de Bloch durant le processus du recouvrement des aciers laminés à froid sont les dislocations.

Il a été montré que l'amplitude du pic de l'enveloppe Barkhausen est sensible à la réduction de la densité moyenne de dislocation. De ce fait, ce paramètre peut être utilisé pour contrôler le recouvrement.

II.6. Méthode et instruments basés sur la mesure des courants de Foucault

La méthode des courants de Foucault est souvent utilisée pour le contrôle non destructif dans divers domaines de l'industrie [Bernieri et al, 2000], [Bernieri et al, 2001].

Les récents progrès dans le domaine SQUID [Espy et al, 2001] ainsi que les courants de Foucault pulsés [Clauzon et al, 1999] ont contribué à la notoriété de l'inspection des aciers par courant de Foucault. En effet, cette technique devient de plus en plus attractive dans le contrôle qualité et l'inspection du champ magnétique. En 1879, Hugues fut la première personne à utiliser la méthode de contrôle par les courants de Foucault [CollegeCommunity]. Il a constaté des changements dans les propriétés de la bobine de détection lorsqu'elle est placée en contact avec des échantillons de différentes conductivités et perméabilités. La technique des courants de Foucault a connu un essor important dans les années 1950 et 1960, spécialement au niveau théorique et technique (mesures). Cette technique est souvent utilisée pour deux types d'applications :

- La première consiste à détecter les défauts et inspecter l'état des échantillons [Enokizono et al, 1999] et [Nonaka et al, 2003]. En fonction de la fréquence utilisée, les courants de Foucault pénètrent une zone superficielle de profondeur ajustable, ce qui permet de discriminer les défauts superficiels.
- Une autre application importante des courants de Foucault consiste à mesurer les propriétés géométriques ou physiques des échantillons comme : la conductivité électrique [Defuria et al, 2000], la perméabilité magnétique [Uzal et al, 1993] ainsi que les épaisseurs des différentes couches de l'échantillon.

La perméabilité et dans une moindre mesure la conductivité électrique étant liées aux caractéristiques de la microstructure comme la dureté, la composition chimique, la taille des grains, on peut aussi utiliser la technique des courants de Foucault pour caractériser les propriétés des revêtements [Danon et al, 2003]. La plage d'épaisseur d'échantillon pouvant

être explorée par la technique des courants de Foucault peut varier de l'échelle micrométrique à l'échelle millimétrique.

Pour résumer, cette méthode de contrôle peut s'appliquer à tous les matériaux électriquement conducteurs pour les applications suivantes :

- La détection des fissures de surface
- La détection de la corrosion
- La mesure des épaisseurs des échantillons à multi couches.
- La mesure de la perméabilité
- La mesure de la conductivité électrique pour les applications suivantes :
 - Identification du matériau
 - Contrôle du traitement thermique
 - Conditions de dépôts

II.6.1. Principe

On applique à l'échantillon un champ magnétique à haute fréquence à l'aide d'une bobine d'excitation parcourue par un courant alternatif. L'échantillon s'oppose aux variations du flux magnétique qui le traverse (loi de Lenz) en générant des boucles de courant dits courants de Foucault. Ces courants créent un champ magnétique d'excitation qui se superpose au champ généré par la bobine, déterminant finalement le flux qui traverse l'échantillon. Une partie de ce flux traverse la bobine d'excitation, de sorte que son impédance soit directement impactée par les propriétés du matériau. On peut également capter le flux à l'aide d'une bobine de détection séparée. La présence d'un défaut dans la pièce constitue une inhomogénéité qui se traduit par un changement localisé de perméabilité ou de conductivité électrique. Cela impacte la circulation des courants de Foucault et donc l'impédance de la bobine (Figure 1-11).

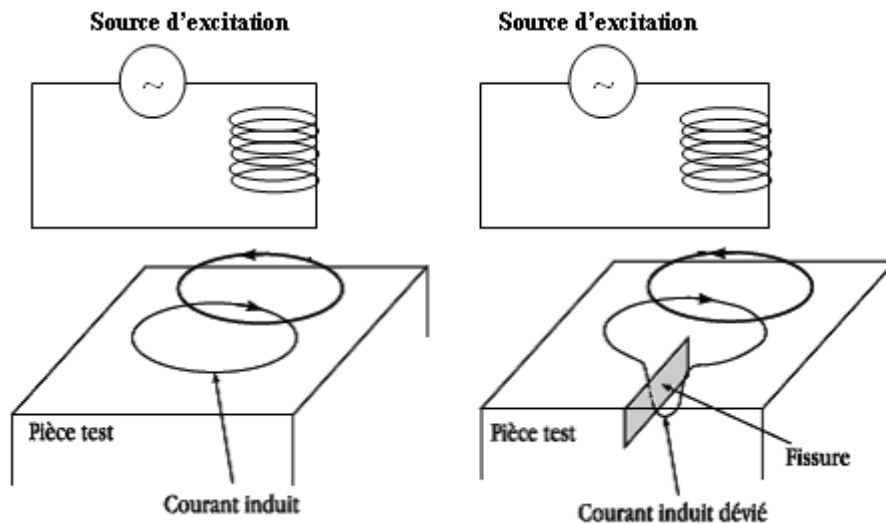


Figure 1-11 : Principe du CND par courant de Foucault

II.6.2. Epaisseur de peau

Considérons une pièce plane de dimensions infinies, parcourue par un courant électrique circulant parallèlement au plan à une fréquence f . On note J le module de la densité de courant et J_s sa valeur en surface. L'application des relations de Maxwell permet d'établir l'équation de diffusion de l'onde électromagnétique dans le matériau. On montre ainsi que J varie exponentiellement avec la profondeur z (Figure 1-12) selon

$$J(Z) = J_s \exp\left(\frac{-Z}{\delta}\right) \quad (1-1)$$

Avec

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi \sigma \mu f}} \text{ et } Z = \text{profondeur du point où on calcule} \quad (1-2)$$

La relation (1-2) montre que la densité de courant s'établit en pratique sur une profondeur comparable à δ , ce qui justifie le nom d'épaisseur de peau donné à ce paramètre.

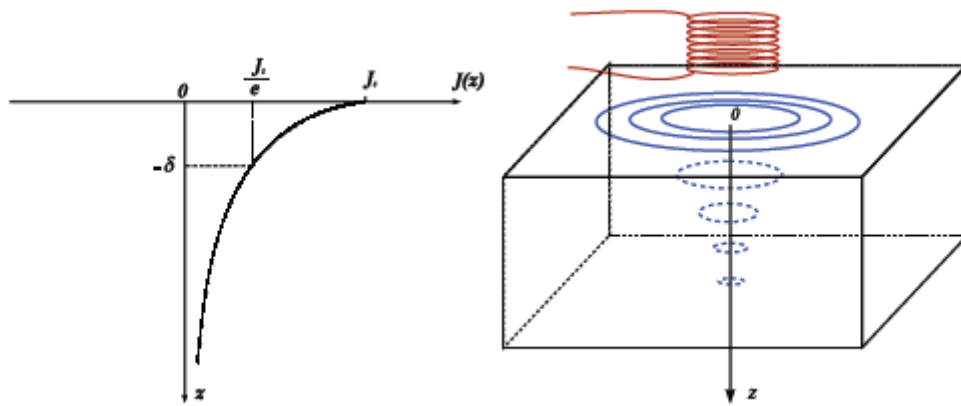


Figure 1-12 : Répartition de la densité de courant en profondeur de l'acier

Les facteurs conditionnant la réponse peuvent être intrinsèquement liés au matériau (perméabilité, conductivité, défauts), mais aussi à sa géométrie (épaisseur), ou aux conditions de mise en œuvre (fréquence, caractéristiques de la bobine et distance par rapport à l'échantillon).

II.6.3. Avantages de la technique

La méthode de contrôle par courant de Foucault présente plusieurs avantages :

- Sensibilité aux petites fissures ou autres défauts de surface
- L'investigation donne des résultats immédiats et ne nécessite pas de corrélation.
- Méthode écologique
- Peut fonctionner sur une large plage de températures
- Peut être utilisée pour tester des géométries complexes de différentes tailles.

Cette technique se différencie par rapport aux autres par le fait qu'elle ne nécessite pas de contact direct avec la surface de la cible. Cette caractéristique constitue un avantage important pour le domaine du contrôle non destructif.

II.7. Méthode d'analyse des harmoniques supérieures

Cette méthode est basée sur une analyse des amplitudes et des phases des harmoniques supérieures, résultants de l'interaction entre le champ d'aimantation de l'échantillon avec le champ secondaire des courants de Foucault. La génération des harmoniques supérieures est reliée à la non linéarité du cycle d'hystérésis magnétique.

MAGNATEST est l'un des appareils les plus utilisés pour l'analyse d'harmoniques. Il est fabriqué par l'entreprise allemande Foerster [MAGNATEST]. Le dispositif utilise une bobine de détection séparée. Pour les faibles courants, le signal mesuré a une forme

sinusoïdale. Pour les hauts niveaux d'excitation, le signal est déformé. L'analyse de MAGNATEST est limitée à la septième harmonique.

Une limitation est que toutes les mesures réalisées avec l'appareil MAGNATEST ont été effectuées sur des aciers plats au repos. Pour tester des aciers en ligne, c'est-à-dire en mouvement, il est nécessaire de réduire considérablement le temps de mesure (dans l'étude le temps est estimé à 4 s). De plus, le poids de l'appareil peut parfois provoquer des contraintes et donc dégrader les propriétés de l'acier.

Dans l'étude de Lutz [Lutz et al, 1993], on utilise la méthode par courants de Foucault pour tester les contraintes ultimes dans une chaîne de fabrication et d'employer l'analyse de régression multiple pour supprimer l'effet de nombreux facteurs interférents. Les auteurs ont effectué des mesures à huit fréquences différentes (de 16 à 256 Hz) sur des plaques d'acier d'épaisseur variant de 8 mm à 45 mm. Dans ce cas, les harmoniques de rang un et trois ont été mesurés. La corrélation entre les paramètres du signal d'induction et la contrainte ultime a été créée à partir d'une équation de loi de régression. Les coefficients de corrélation sont très élevés. Les auteurs ont été en mesure de distinguer les propriétés de la surface supérieure et inférieure de la plaque.

Stegemann [Stegemann et al, 1996] utilise un système automatique pour l'analyse d'harmoniques d'un capteur à courant de Foucault couplé avec l'analyse de régression multiple. Ce système permet alors de tester les contraintes ultimes, la limite élastique et les coefficients d'anisotropie sur des tôles d'épaisseurs variant de 0,6 à 3 mm dans une campagne de production. Il a été montré qu'il est possible d'augmenter le coefficient de corrélation en répertoriant les aciers en groupes de différentes épaisseurs. Il a été constaté qu'il y avait une forte influence des facteurs interférents sur les résultats du test, et en particulier de la vitesse du mouvement, de l'entrefer (lift off), et des contraintes de traction.

La mesure de la valeur relative des harmoniques supérieures comparée à la première harmonique permet de réduire considérablement l'influence de l'entrefer. Par ailleurs, l'introduction des bobines supérieures et inférieures (par rapport à la tôle) permet de palier les problèmes liés à la variation d'entrefer due à la rugosité des aciers.

II.8. Méthode basée sur la mesure de la perméabilité de recul ou incrémentale

Cette méthode, décrite Figure 1-13, consiste à aimanter l'échantillon en appliquant un champ alternatif de grande amplitude à une fréquence suffisamment basse f_{LF} pour que l'aimantation soit uniforme dans l'épaisseur de l'échantillon. Celui-ci décrit ainsi un cycle

d'hystérésis majeur. Simultanément un champ alternatif de faible amplitude ΔH est généré localement à l'aide d'une bobine courant de Foucault à la fréquence f_{HF} . Dans ce cas $f_{HF} \geq 100 f_{LF}$ et $\Delta H \leq H_{CLF}$, où H_{CLF} est le champ coercitif correspondant au cycle majeur.

Le circuit magnétique schématisé Figure 1-13.c, se compose de :

- L'électroaimant : celui-ci génère le champ basse fréquence sur une zone de grandes dimensions comparées à la portion concernée par les courants de Foucault.
- La bobine courant de Foucault
- Une sonde à effet Hall pour contrôler le champ tangentiel surfacique à l'échantillon.

La courbe $\mu_{\Delta} = f(H_T)$ schématisée Figure 1-13.b, est obtenue par la mesure de la tension aux bornes de la bobine courant de Foucault en fonction du champ tangentiel récupéré à l'aide de la sonde à effet Hall. Le signal mesuré décrit l'évolution de la variation de la perméabilité de recul, qui représente la pente des cycles mineurs asymétriques $\Delta B/\Delta H$ (Figure 1-13.a). Au point maximum du signal, on atteint le champ coercitif de l'échantillon $H_{CLF} = H_c$.

L'exploitation des courbes de perméabilité incrémentale est très riche. En effet, 5 paramètres sont extraits: le $\mu_{\Delta max}$, le champ coercitif $H_{c\mu}$, la variation du champ H pour 25 %, 50 % et 75 % de $\mu_{\Delta max}$.

Souvent les aciers contrôlés sont soumis à différentes contraintes. Le comportement magnétique y est sensible et par conséquent la morphologie du cycle d'hystérésis change, surtout à haut niveau d'induction. Ce dernier est majoritairement plus couché et on peut observer, dans certains cas, un gonflement localisé au niveau du champ coercitif engendré par des contraintes résiduelles. Les paramètres $\Delta H_{25\% \mu_{\Delta max}}$, $\Delta H_{50\% \mu_{\Delta max}}$ et $\Delta H_{75\% \mu_{\Delta max}}$ donnent une indication sur l'état magnétique de la surface à différents niveaux du cycle et donc nous permet de corréler les paramètres à la contrainte, limite élastique, entrefer, etc.

Borsutzki et al [Borsutzki et al, 1997] ont démontré que les paramètres issus de l'analyse des courbes de perméabilité de recul sont sensibles à la densité de dislocations, à la présence d'inclusion, à la taille de grains et ainsi qu'au ratio des éléments de la composition chimique de l'acier.

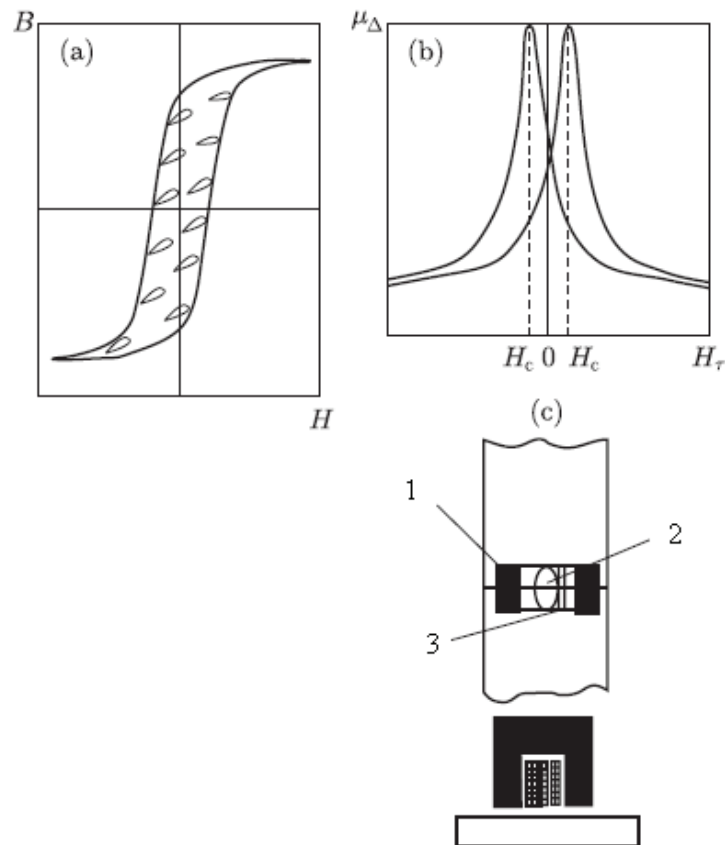


Figure 1-13: Principe de la perméabilité incrémentale et instrumentation

- Avantages :

Cette méthode est avantageuse pour les mesures en ligne de production. Elle offre une bonne tolérance aux variations d'entrefer ainsi qu'à la vitesse de défilement de l'acier (0 - 200 m/min). En effet, les tôles qui défilent vibrent souvent, sans conséquence sur la caractérisation. Par ailleurs, le grand nombre de paramètres en sortie de mesure offre une bonne corrélation entre caractéristiques mécaniques et thermiques. Cette méthode est plutôt avantageuse, car elle ne caractérise pas l'acier sur toute son épaisseur mais explore uniquement la surface (la profondeur ne dépasse les 0,1mm). Cet avantage peut également être vu comme inconvénient.

- Inconvénients:

Cette méthode ne tolère pas des variations d'entrefer de plus de 5 mm. En outre, le paramètre récupéré est la perméabilité. Cette grandeur se trouve être fortement sensible aux contraintes appliquées. Or, en ligne, l'acier est sous tension et le signal mesuré pourrait fortement être influencé. Enfin, cette méthode reste complexe par sa mise en œuvre.

Nous allons établir un bilan concernant toutes les de méthodes CND présentées, en terme d'avantages et inconvénients (Tableau 1-1)

II.9. Bilan sur les méthodes de CND

Méthode de caractérisation	Avantages	Inconvénients
Diffraction X	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Peut être appliquée aux matériaux non ferritiques 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Pas facile à mettre en œuvre en ligne de production. ▪ Coûteuse
Ultrasons	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Peu coûteuse 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Pas facile à mettre en œuvre ▪ Pas de lien entre les paramètres ultrasonores et les paramètres de microstructure
Perméabilité magnétique	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Scrute toute l'épaisseur de la tôle 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Ne permet pas de détecter les défauts de surface ▪ Sensible aux contraintes présentes en ligne de production
Champ coercitif	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Scrute toute l'épaisseur de la tôle 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Pas d'information concernant la surface de l'échantillon ▪ Forte consommation en puissance donc un coût non négligeable ▪ Sensible à la vitesse de mouvement d'un échantillon en ligne
Mesure du bruit Barkhausen	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Scrute l'échantillon à différentes profondeurs ▪ Les résultats obtenus permettent de corréler les paramètres de mesures à la microstructure 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Applicable uniquement sur les matériaux magnétiques
Courant de Foucault	<ul style="list-style-type: none"> ▪ S'applique sur tous les matériaux conducteurs ▪ Facile à mettre en œuvre ▪ Transportable ▪ Pas de contact direct avec l'échantillon 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Scrute uniquement la surface de la tôle
Analyse harmoniques supérieurs	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Scrute l'échantillon sur toute l'épaisseur 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Ne permet pas de détecter les défauts de surface
Perméabilité Incrémentale	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Avantageuse par sa facilité de mise en œuvre en ligne ▪ Le nombre de paramètres extraits est intéressant 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Coûteuse ▪ Sensible aux contraintes appliquées en ligne

Tableau 1-1 : Avantages et inconvénients des différentes méthodes CND

III. Position du problème et contexte de cette thèse

Cette thèse constitue une contribution au projet ANR DPSMMOD "Dual Phase Steels Magnetism Modeling" qui met en collaboration le département d'enseignement et recherche en calcul scientifique du Pôle Léonard de Vinci (ESILV), ArcelorMittal Mézières Research SA, le Laboratoire de Mécanique et Technologie de Cachan (LMT) et le Laboratoire de Génie Electrique de Grenoble (G2Elab).

Ce projet s'inscrit dans le contexte général de la modélisation microscopique et macroscopique des aciers DP. Il a été initié par ArcelorMittal qui cherche à améliorer la qualité de ces aciers en développant une stratégie de production intelligente basée sur un contrôle non destructif en ligne de production. L'objectif est de corréler leurs propriétés macroscopiques à leurs microstructures et de prédire l'influence des différents paramètres mis en jeu lors des processus métallurgiques d'élaboration. Le dispositif CND mis en œuvre est le système 3MA "Micromagnetic Multiparameter Microstructure and stress Analysis" développé par l'institut IZFP.

Dans cette optique, le projet DPS-MMOD s'intéresse à la modélisation et à la simulation numériques du comportement magnétique d'échantillons à l'échelle microscopique et macroscopique. Il s'agit de développer tout d'abord des modèles à l'échelle micro-magnétique ou mésoscopique, de les étendre ensuite via une approche multi échelle à un modèle macroscopique intégrant les paramètres microstructuraux de l'acier DP. Enfin, ce modèle macroscopique devrait être utilisé pour simuler une situation réelle de CND par le système 3MA pour corréler enfin la signature du capteur à la microstructure et aux paramètres des traitements thermomécaniques. Enfin, compte tenu des compétences des différents partenaires et la durée du projet, ces différentes études n'ont pas été menés de manière successive mais en parallèle en considérant des caractéristiques intermédiaires du matériau obtenues expérimentalement ou par des modèles simplifiés. Ainsi, les travaux se répartissent comme suit.

Le pôle scientifique Leonard De Vinci a développé un code de calcul 2D nommé SIVIMM2D, qui est basé sur une modélisation statique des matériaux ferromagnétiques. Cette modélisation s'appuie sur la résolution des équations de micromagnétisme de Landau-Lifschitz [Landau & Lifschitz, 1969] et permet de générer la structure en domaine et la faire évoluer en fonction du champ appliqué dans un matériau pur ou comportant des défauts amagnétiques tels que les inclusions. L'un des objectifs du contrat DPSMMOD est d'étendre le code SIVIMM2D à sa version 3D SIVIMM3D, puis de faire des simulations

micromagnétiques sur des échantillons certes de petites dimensions mais plus réalistes et représentatives d'une cellule élémentaire de l'acier Dual Phase..

Cette étude est complétée par des études comparatives et simulations avec le code EMicroM, en 3D, basé sur une formulation volumes finis et développé au laboratoire Jean Kuntzmann à Grenoble. Ce code utilise une modélisation dynamique des équations du micromagnétisme et son originalité réside dans le calcul rapide du champ démagnétisant [Labbé, 2012]. Il a prouvé son efficacité pour différentes comparaisons avec des expériences physiques, essentiellement sur des échantillons de petite taille (typiquement une dizaine de microns). Ce code permet de mettre en évidence les domaines magnétiques. Il permet également de calculer les cycles d'hystérésis de différents matériaux, ainsi que les courbes d'hystérésis mineures.

Le LMT-Cachan s'intéresse à la caractérisation et l'analyse physicochimique et structurale de l'alliage Dual Phase ainsi que sa modélisation du comportement macroscopique en adaptant et simplifiant le modèle multi-échelle déjà développée. Compte tenu, de la composition biphasique voire multiphasique de l'acier, le matériau est soumis à des contraintes internes qu'il est nécessaire de considérer pour décrire correctement son comportement. Le modèle doit être capable de corrélérer la sensibilité du comportement magnétique à la microstructure et aux défauts cristallins. Ce travail est mené par Frederick Mballa dans le cadre de sa thèse.

Les travaux du G2Elab, qui font l'objet de cette thèse, concernent plus particulièrement l'analyse et la modélisation éléments finis du système 3MA. Ce dernier permet via des mesures magnétiques d'explorer la microstructure à la surface du matériau en fonction des traitements thermiques et mécaniques subis au cours de son processus d'élaboration.

Pour mener à bien cette étude, il est nécessaire de connaître précisément le comportement de ces aciers, leurs réponses aux différents traitements et de disposer d'un outil de modélisation numérique permettant de reproduire aussi fidèlement que possible le fonctionnement du dispositif.

Le système 3MA permet de mettre en œuvre plusieurs méthodes de caractérisation dont la méthode de perméabilité incrémentale. L'outil devrait donc intégrer les lois $B(H)$ non linéaires et hystériques caractérisant ces matériaux. Le modèle d'hystérésis morphologique intégrant les paramètres microstructuraux tels que la taille et la distribution des grains, impuretés, défauts cristallins, etc , prévus dans le cadre du projet n'étant pas disponibles au début de la thèse, nous avons anticipé sur les problèmes d'implémentation dans le code

éléments finis (convergences, stabilité, etc), en considérant des modèles classiques, simples et facilement identifiables.

Par ailleurs, le développement de l'outil numérique de type éléments finis permettant de simuler ce dispositif de contrôle industriel, nécessite d'une part la prise en compte des effets d'échelle importants qui existent au niveau de la géométrie mais aussi des fréquences d'excitation..

Cet outil devrait permettre des analyses de sensibilités de paramètres géométriques et physiques du matériau et ce dans différentes conditions de fonctionnement du capteur

Références

- [**Agence-Reg**] Agence régionale de l'environnement en lorraine. Le cycle de la vie automobile [en ligne]. Disponible sur <<http://w.w.warel.asso.fr/publications/filière%20automobile/003-le%20cycle%20de%20vie%20automobile.pdf>>
- [**Arrot et al, 1971**] Arrot A., Dennis R.L., Haakana S.N., Jones R.G. and Warrick RJ, pocede et mécanisme permettant de déterminer magnétiquement les propriétés mécaniques des métaux ferromagnétiques en mouvement, France Patent n0.2042020, 1971.
- [**Barkhausen, 1919**] Barkhausen H.G. zwei mit hilfe der neuen verstärker entdeckte erscheinungen .Phys.1919,vol.20,pp.401-412.
- [**Bernieri et al, 2000**] Bernieri A., Betta G. Metrological characterization of an eddy current based system for non destructive testing, Proceedings of the 17th IEEE Transactions on Magnetics, 2000, vol.3, pp. 1608-1611.
- [**Bernieri et al, 2001**] Bernieri A., Betta G., Ferrigno L. Improving non-destructive testing probe performance by digital processing techniques, Proceedings of the 18th IEEE Transactions on Magnetics, 2001, vol.2, pp. 1291-1295.
- [**Borsutzki et al, 2000**] Borsutzki M., Kroos J., Reimche W., and Schneider E. Magnetic and acoustic methods for characterization of steel sheets materials. Steel and Iron. 2000, vol. 12, pp. 115-121.
- [**Clauzon et al, 1999**] Clauzon T., Thollon F., Nicolas A. Flaws characterization with pulsed eddy currents NDT, IEEE Transactions on Magnetics, 1999, vol. 35, pp. 1873-1876
- [**CollegeCommunity** <http://www.ndt-ed.org/EducationResources/CommunityCollege/EddyCurrents/Introduction/historyofET.htm>
- [**Danon et al, 2003**] Danon Y. and Lee C. Characterization of a Ta thin coating using the eddy current method. ANST spring conference. 2003, pp.40-41
- [**Defuria et al, 2000**] Defuria J., Probasco B., mandayam S., Schmalzel J. Versatile multipurpose modular instrument for conductivity measurements. Proceeding of the 17th IEEE Transactions on Magnetics. 2000, vol.3 pp. 1614-1615.
- [**Dobmann et al, 1997**] Dobmann G., Scheider E., and Borsutzki M., On-line Qualitätsüberwachung der Streckgrenze und der Tiefziefenfähigkeit von ferritischen Feinblechqualitäten. MEFORM 97. Freiburger Umformtechnisches Seminar , "On-line Qualitätsüberwachung und Kontrolle bei der Imformung", 19 bis 21 Februar 1997, pp. 1-12.
- [**Enokizono et al, 1998**] Enokizono M.n Tschida Y. Chady T. Crack size and shape determination by moving magnetic field type sensor. IEEE Transactions on Magnetics, 1998, vol.34, pp.1252-1254.

[Ermolov et al, 1991] Ermolov I. N., Aleshin N.P., Potapov A. I. Non destructive Testing. Acoustic Testing methods, Moscow: 1991.

[Espy et al, 2001] Espy M.A., Matlashov A.N, Mosher J.C., Kraus R.H.. Jr. Non destructive evaluation with linear array of 11 HTS SQUIDS, IEEE Transactions on applied superconductivity, 2001, vol.11, pp.1303-1306.

[Filippone et al, 2001] Filippone R., Root J., Jacques P., Yue S. “ The influence of martensite on line broadening in neutron diffraction spectra of DP steel”. ISIJ International, 2001, vol. 42.3, pp. 304-309.

[Komatsubara et al,1987] komatsubara M., Porteseil J.L. Influence of grain size and stress on Barkhausen noise power of non oriented silicon steel. . IEEE Transactions on Magnetics, 1987, vol.23, pp.3506-3508.

[Labbé, 2012] Labbé.S, Dumas E. “Hysteresis for ferromagnetism: asymptotics of some 2-scale Landau-Lifshitz model”. Journal of Evolution Equations, 2012.

[Landau & Lifschitz, 1969]

[Lutz et al, 1992] Lutz, B., Shafer, R.D., Haider, H., and Moser, E.L., “Cost- and time-saving inspection of sheet metal“. Rapport de l’institut Dr. Foester, 1992.

[MAGNATEST] Dr. Foester institut. www.foerstergroup.fr/ **MAGNATEST-ECM**

[Matyuk, 2003] Matyuk V.F., Goncharenko S. A, Hartmann H., Reichlt H. “Modern State of non-destructive testing of mechanical properties and stamping ability of steel in manufacturing technological flow“. Russian Journal of non-destructive testing, Vol. 39, no. 5, 2003, pp. 347-380.

[Mel'gui et al, 1978] Mel'gui M.A., Matyuk V.F., and Piunov V.D. “Measurement assurance of devices for pulse magnetic testing of ferromagnetic materials“. Vesci NAN Belarusi, Ser. Fiz.-Techn. Navuk, 1978, no. 2, pp. 107 - 112.

[Mikheev et al, 1993] Mikheev, M.N. and Gorkunov, E.S., “Magnetic Methods of Structural Analysis and Nondestructive Testing“, Moscow: Nauka, 1993.

[Nonaka et al, 2003] Nonaka T., Yoshimi H., Sato F., Matsuki H., Sato T. “Non destructive detection of cracks in a distribution line by evaluating magnetic field distribution“. IEEE Transactions on Magnetics, 2003, vol.39, pp.3346-3348.

[Ranjin et al, 1987] Ranjin R., Jiles D.C. and Rastogi P.K. Magnetic properties of decarburized steels: An investigation of the effect of grain size and carbon content. IEEE Transactions on Magnetics, 1987, vol.23, pp.1869-1876.

[Scott, 1969] Scott R., Device for Detecting Variations in Magnetic Properties of Ferromagnetic Material, USA Patent no. 3444458, 1969.

[Soto et al, 1999] Soto R., Saikaly W., Bano X., Issartel C., Rigaut G., Charai A. Statistical and theoretical analysis of precipitate in dual phase steels micro-alloyed with Titanium and their effect on the mechanical properties. *Acta Mater.*, 1999, vol. 47, 12, pp. 3475 – 3481.

[Stegemann et al, 2000] Stegemann D., Reimche W., Heutling B., Krys A., Kroos J., Stolzenberg M., Westkoamper G., and Angerer R. Development of a prototype facility for non-destructive determination of direction dependent mechanical - technological sheet properties. *Steel Research, Report EUR, 19387 EN*, pp. 120 - 128.

[Stupakov, 2010] Stupakov O. Perevertov O., Stoyka V., Wood R. “Correlation between hysteresis and Barkhausen noise parameters of electrical steels”. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2010, vol. 46, No. 2, pp 279-287.

[Syke, 1967] Syke, G. Improvements in Relating to Hardness Determination, UK Patent no. 1076168, 1967.

[Uzal et al, 1998] Uzal E., Ozkol I., Kaya M.O. Impedance of a coil surrounding an infinite cylinder with an arbitrary radial conductivity profile. *IEEE Transactions on Magnetics*, 1998, vol.34, pp.213-217.

***CHAPITRE 2. Les mesures de contrôle non destructif
en utilisant le système 3MA appliqué aux aciers dual
phase.***

Sommaire :

CHAPITRE 2. Les mesures de contrôle non destructif en utilisant le système 3MA appliqué aux aciers dual phase.....	31
I. Intérêt du système 3MA	33
II. Description du système 3MA.....	33
II.1. Méthode des courants de Foucault.....	35
II.2. L'analyse harmonique en champ tangentiel.....	36
II.3. Perméabilité incrémentale.....	37
III. Campagne de mesures CND.....	40
III.1. Echantillons et réglages préliminaires	40
III.2. Contrôle non destructif des aciers dual phase.....	41
III.2.1. Un exemple de mesure CND sur la nuance DP2070	41
III.2.2. Comparaison entre toutes les nuances d'acier DP	43
III.2.3. Influence de l'excitation basse fréquence f_{LF}	45
III.2.4. Influence de l'excitation haute fréquence f_{HF}	47
III.2.5. Effet du Lift off G	47
Conclusion	49
Références.....	50

I. Intérêt du système 3MA

Le comportement mécanique fonctionnel des aciers dual phase est déterminé par les paramètres des différentes opérations métallurgiques successives de traitement thermique et de laminage [Arcelor, 2004]. Plusieurs techniques de contrôle non destructif ont été testées sur ces aciers, telles que la diffraction des rayons X et les méthodes basées sur la mesure de la dureté du matériau (cf. Chapitre 1). Ces techniques se sont avérées non appropriées et n'ont pas été retenues. En effet, elles sont limitées non seulement en termes de rapidité de détection et d'analyse mais aussi en terme d'intégration dans un processus de fabrication métallurgique.

ArcelorMittal a choisi d'élaborer ses aciers DP dédiés à l'application automobile en se basant sur leur contrôle non destructif en ligne de production technologique et en utilisant le capteur 3MA (Multi-Parameter Micro-Magnetic Microstructure and Stress Analyzis). Ce système a été développé par l'Institut Fraunhofer IZFP ; il est dédié à divers domaines d'applications de contrôle non destructifs de composants en acier, cémentés et des surfaces usinées.

Dans le cas des aciers DP, il répond parfaitement aux exigences industrielles requises et permet une inspection complète de la couche superficielle avec des vitesses d'essai acceptables et une évaluation rapide de son état mécanique. Les paramètres extraits sont statistiquement bien reliés aux propriétés d'usage et peuvent être combinés à d'autres informations complémentaires issues du suivi du procédé de fabrication. En utilisant une simple régression linéaire, on arrive ainsi à prédire la limite élastique des aciers avec une incertitude de 15 MPa (pour une valeur nominale de 400 MPa), proche de celle des machines d'essais de traction.

II. Description du système 3MA

Le système 3MA, représenté sur la photo de la Figure 2-1 ci-après, se compose d'une unité de commande et d'évaluation qui constitue le cœur du système (capteur), un bloc comportant l'alimentation électrique d'excitation et différents blocs de mesures et de traitements analogiques des données. Le tout est piloté à distance via un PC [Quality_network].

La Figure 2-2 décrit de manière plus détaillée mais simplifiée ce capteur. L'échantillon référencé 7 y est également représenté avec une échelle éclatée pour mieux mettre en évidence sa structure hétérogène en multicouche.

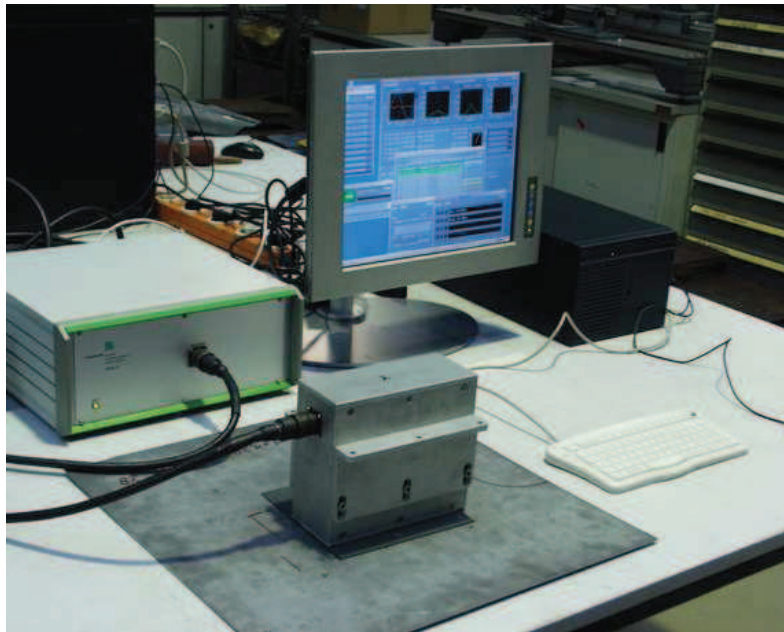


Figure 2-1 : Capteur 3MA et échantillon test

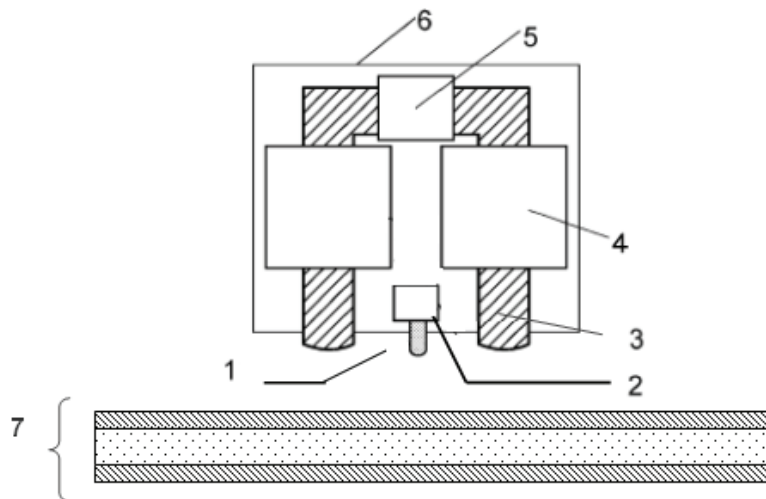


Figure 2-2 : Schéma bloc du système 3MA, 1-sonde à effet Hall, 2-module d'excitation et détection, 3-culasse, 4-bobine d'aimantation, 5- bobine de référence, 6-blindage, 7-échantillon

Le système permet de mettre en œuvre 4 techniques de mesures différentes : courants de Foucault, analyse harmonique du champ magnétique, bruits de Barkhausen et perméabilité incrémentale [QNET_IZFP]. Les principales composantes sont décrites ci-après et sont utilisées pour une ou plusieurs méthodes de détection :

- Sonde à effet Hall : elle est placée au centre du système à quelques millimètres de l'échantillon. Elle permet de mesurer le champ tangentiel à la surface de l'échantillon.
- Module d'excitation et de détection : c'est un bloc inductif permettant de palper la surface de l'échantillon. Il est constitué de deux séries de bobines. La première alimentée à haute fréquence excite perpendiculairement l'échantillon et la deuxième détectrice, mesure l'interaction avec le matériau et les effets des courants induits.
- 3 et 4 : Une bobine d'excitation basse fréquence et une culasse permettent de fermer le circuit magnétique.

II.1. Méthode des courants de Foucault

Dans ce mode, seul le palpeur de surface est utilisé. L'électronique du système 3MA injecte dans la bobine d'excitation un courant sinusoïdal de faible amplitude (typiquement de l'ordre du mA) et de fréquence f_{HF} élevée (typiquement quelques dizaines de kHz). Cette excitation se fait localement au centre de l'échantillon et perpendiculairement à sa surface. Il en résulte un champ magnétique de très faible amplitude qui se boucle dans l'épaisseur de l'échantillon. Dans le matériau, les niveaux d'induction sont très faibles et restent limités à quelques micro-teslas.

La mesure de la tension aux bornes de la bobine de détection permet via un traitement spécifique de déterminer la partie réelle et imaginaire, ou le module et la phase de l'impédance du palpeur. En pratique, c'est une variation de cette impédance par rapport à l'impédance de référence Z_0 sans échantillon, qui est obtenue. C'est une mesure en mode différentiel.

La profondeur d'investigation des courants de Foucault étant liée à l'épaisseur de peau, et variant comme l'inverse de la racine carrée de la fréquence, le système 3MA permet de réaliser sur un même essai, quatre mesures en choisissant quatre valeurs de la fréquence comprises entre 20 et 100 kHz, afin de sonder l'échantillon sur plusieurs profondeurs (Figure 2-3).

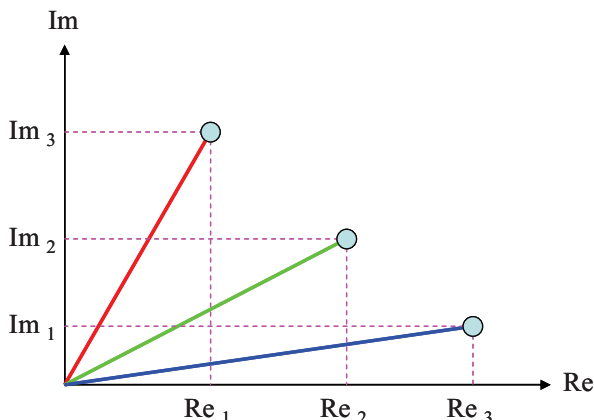


Figure 2-3 : Impédance de la bobine de détection dans le plan de Nyquist

II.2. L'analyse harmonique en champ tangentiel

Pour cette technique, un champ magnétique est appliqué à l'échantillon via un inducteur, en forme de U (3) réalisé en mumétal, en ferrite ou encore en FeSi, entouré de deux bobines (4) en cuivre de 100 spires chacune. Une tension variable, de forte amplitude, alimente ces bobines et engendre un champ lui-même variable dans la culasse et dans l'échantillon. Le système est dimensionné de sorte que le champ soit appliqué longitudinalement et reste sensiblement homogène dans une large zone centrale de l'échantillon. La fréquence d'excitation varie entre 50 Hz et 250 Hz.

La méthode exploite la réponse de l'échantillon à cette excitation en mesurant le champ magnétique réellement vu par la couche superficielle. Celui-ci est mesuré via la sonde à effet Hall. Le signal détecté donne la variation temporelle du champ tangentiel dans l'air au dessus de l'échantillon, qui par continuité est égale à celui existant à la surface. Ceci implique une légère approximation supposant que, dans la zone de détection, le champ dans l'air reste invariant suivant l'axe vertical.

Compte tenu de la non linéarité du matériau, le signal temporel récupéré n'est pas sinusoïdal (Figure 2-4). Une analyse en série de Fourier est alors faite pour déterminer sa composition harmonique. Compte tenu de la symétrie du signal, la transformée de Fourier est composée uniquement d'harmoniques d'ordres impairs, d'amplitude ($A_1, A_3, A_5, \dots, A_n$) et de phase ($\theta_1, \theta_3, \theta_5, \dots, \theta_n$). La distorsion du signal est alors quantifiée en utilisant la formule suivante définie selon [Pitsch, 1989] :

$$K = 100 \cdot \sqrt{\frac{A_3^2 + A_5^2 + \dots + A_n^2}{A_1^2}} \quad (2-1)$$

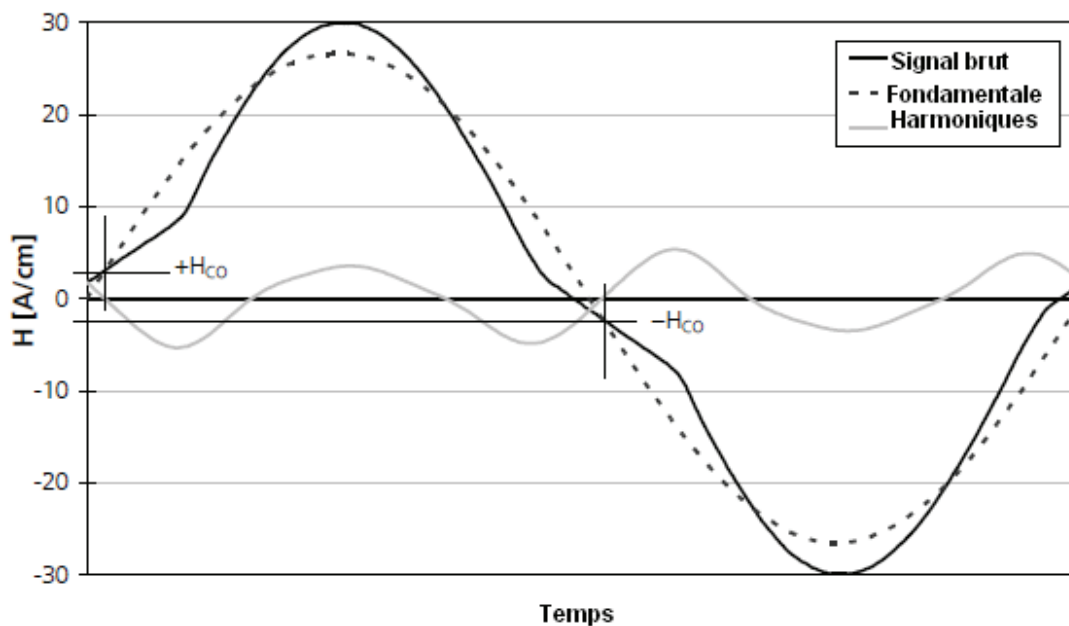


Figure 2-4 : Le signal d'analyse d'harmonique [Pits, 1989]

Une caractéristique particulière d'analyse d'harmoniques a été développée à l'IZFP, il s'agit de déterminer via ce signal une valeur approchée du champ coercitif [Pitsch, 1989]. Comme le montre la Figure 2-4, l'intersection du signal brut (détecté) avec le signal fondamental dans la zone du passage par zéro donne la valeur approximative du champ coercitif.

II.3. Perméabilité incrémentale

Ce mode sollicite les deux sources d'excitation basse et haute fréquence et couple de ce fait les deux méthodes précédentes. D'une part, l'échantillon DP est soumis, comme dans le cas de l'analyse harmonique, à une excitation basse fréquence d'amplitude suffisante pour atteindre des niveaux d'induction dans l'échantillon variant de 1 à 1,6 T. D'autre part, il est soumis dans la zone centrale du dispositif à une excitation à haute fréquence mais à très faible amplitude. Ainsi, le palpeur de courants de Foucault scrute la zone centrale de l'échantillon non plus dans la zone de Rayleigh mais le long du cycle d'hystérésis vu localement par le matériau. La variation de l'impédance mesurée fournit une information qui peut être reliée à la perméabilité incrémentale.

En effet, la Figure 2-5 donne le cycle d'hystérésis mesuré expérimentalement indépendamment du 3MA, lors d'une caractérisation d'un matériau magnétique soumis à des excitations HF et BF simultanées. C'est exactement ce que subit l'échantillon DP dans le système 3MA. Nous y avons également porté la courbe de la perméabilité incrémentale en

fonction du champ magnétique (Figure 2-6). L'analyse de cette courbe permet de remonter au champ coercitif.

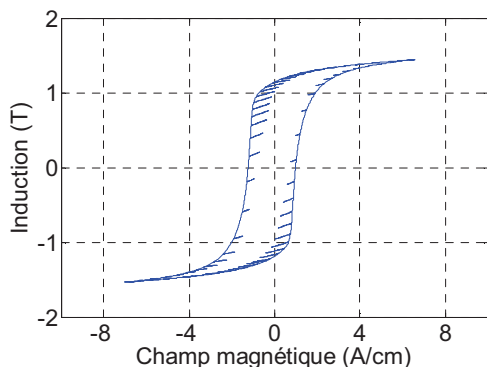


Figure 2-5 : Cycle d'hystérésis observé

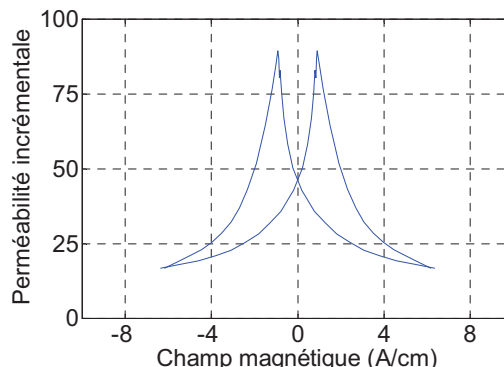


Figure 2-6 : Perméabilité incrémentale

L'interface électronique du dispositif a pour rôle de traiter le signal brut en le démodulant. Comme pour la méthode des courants de Foucault, la contribution du capteur seul est soustraite (mesure différentielle). Les Figure 2-7 et Figure 2-8 illustrent ces opérations. Elles sont obtenues avec l'outil de simulation développé (voir Chapitre IV).

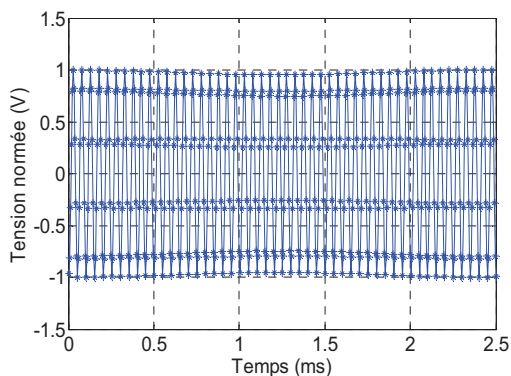


Figure 2-7 : Tension normée brute récupérée

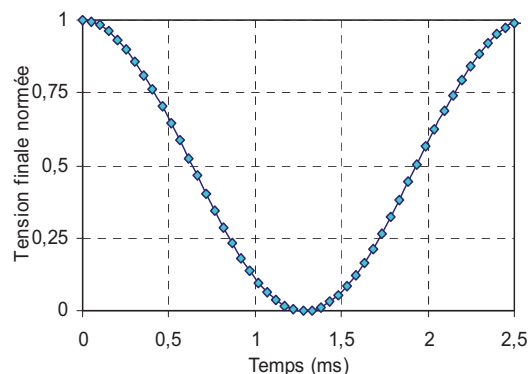


Figure 2-8 : Tension finale

En pratique, c'est la variation de cette tension en fonction du champ tangentiel et non pas en fonction du temps, qui est plus pertinente. Elle donne l'image de la variation de l'impédance et de la perméabilité incrémentale. Son analyse permet de calculer les différents paramètres précisés sur les courbes des Figure 2-9 et Figure 2-10, et détaillés dans le Tableau 2-1, qui rendent compte de l'étalement du cycle d'hystérésis et les différentes valeurs d'impédances.

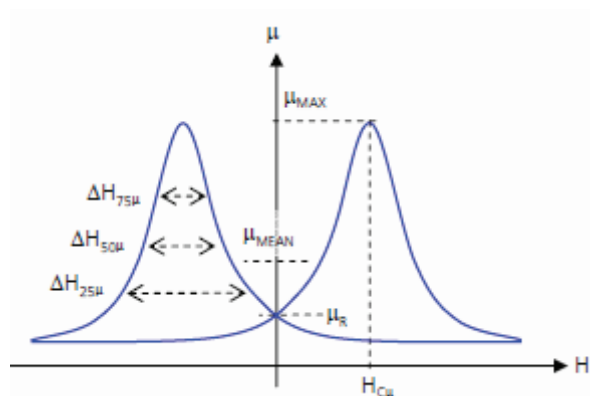


Figure 2-9 : Perméabilité incrémentale en fonction de H, [Szielasko, 2009]

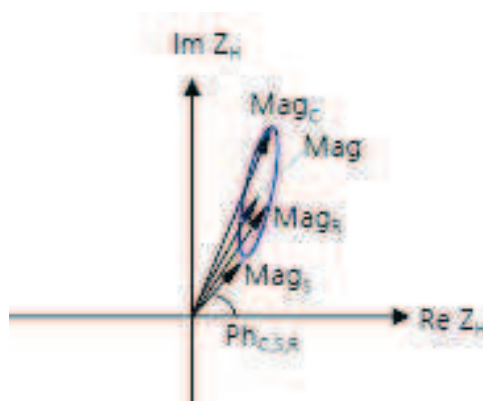


Figure 2-10 : Tension dans le plan d'impédance [Szielasko, 2009]

Paramètres	rôle
Mag	Quantité moyenne de l'impédance aux bornes de la bobine de détection
Mag _R	Impédance à la rémanence (H = 0)
Mag _C	Impédance de la bobine de détection au champ coercitif (H = H _C)
Mag _S	Impédance de la bobine à la saturation (B = B _{sat})
Ph _R	Phase de l'impédance de la bobine dans la rémanence (H = 0)
Ph _C	Phase de l'impédance de la bobine au champ coercitif (H = H _C)
Ph _S	Phase de l'impédance de la bobine à la saturation (B = B _{sat})
μ _{max}	Tension maximale → Perméabilité incrémentale maximale
μ _{mean}	Tension moyenne sur une période → Perméabilité incrémentale moyenne
μ _R	Tension à la rémanence → Perméabilité incrémentale à la rémanence
H _{cμ}	Champ coercitif → Valeur du champ au pic de la tension
ΔH _{25μ} , ΔH _{50μ} , ΔH _{75μ}	Largeur de la courbe à 1/4, 1/2 et 3/4 de la courbe

Tableau 2-1 : Paramètres extraits de la méthode de perméabilité incrémentale

III. Campagne de mesures CND

III.1. Echantillons et réglages préliminaires

Pour cette étude, ArcelorMittal Maizières Research a effectué une sélection significative de prélèvements d'aciers dual phase présentant une variabilité industrielle de microstructure.

Pour ce faire, une bobine d'acier DP a été choisie et a été traitée au passage à l'échelle industrielle selon 6 différents chemins thermomécaniques. Les échantillons testés ont été prélevés et répertoriés selon ces zones spécifiques et référencés : DP506, DP806, DP1234, DP1334, DP1574 et DP2070.

Ces échantillons ont été tout d'abord caractérisés par le système 3MA afin d'analyser son comportement et de disposer de résultats d'essais pour la validation de notre outil de simulation.

La caractérisation par le système 3MA nécessite des réglages préliminaires afin de travailler dans les conditions les plus favorables en termes de champ d'excitation et de niveau de signal détecté, tout en assurant la stabilité du système. Ces réglages varient d'une nuance de matériau à une autre. Pour ce faire, pour chacun des matériaux testés, on trace l'évolution du champ coercitif en fonction du champ tangentiel de consigne. L'analyse de cette courbe (Figure 2-11) montre la limite de la sonde. En effet, le champ coercitif doit théoriquement augmenter jusqu'à atteindre la limite donnée par le cycle majeur. La baisse observée sur cette courbe n'est pas physique et est engendrée par une instabilité du système. Nous avons ainsi limité la campagne d'essais à une valeur du champ de consigne $H_{tmax} = 17$ A/cm.

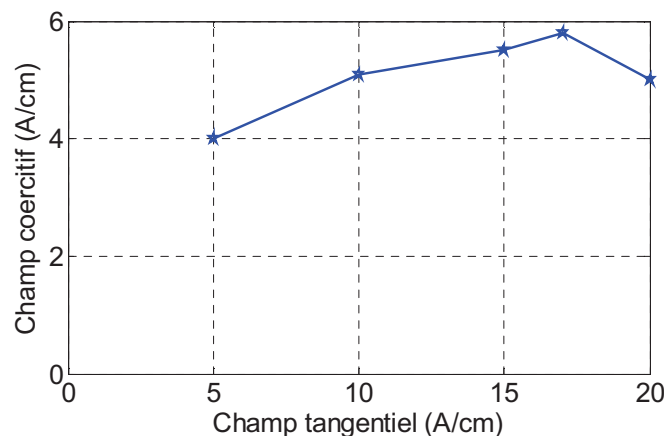


Figure 2-11 : Variation du champ coercitif H_{Ct} en fonction de l'intensité de la magnétisation

III.2. Contrôle non destructif des aciers dual phase

Après avoir bien stabilisé le système au niveau des réglages d'aimantation ainsi que des gains, les mesures de sensibilité des paramètres d'entrées (f_{HF} , f_{LF}) peuvent dès lors être effectuées dans différentes conditions de mesures (direction longitudinale, direction transverse, Lift off,..). Le but de ces mesures est de voir l'impact de chaque paramètre, permettant ainsi une bonne compréhension du fonctionnement du capteur 3MA.

III.2.1. Un exemple de mesure CND sur la nuance DP2070

Les premières mesures ont été effectuées sur l'échantillon test DP2070. Les paramètres d'entrées sont : $f_{LF} = 200$ Hz, $H_{tmax} = 17$ A/cm et $f_{HF} = 20$ kHz. Les Figure 2-12 et Figure 2-13 illustrent les résultats obtenus. Le signal du champ tangentiel n'est pas sinusoïdal, impliquant bien que le matériau est sollicité dans la zone non linéaire, d'où l'apparition d'harmoniques. La Figure 2-14 représente la tension obtenue aux bornes de la bobine de détection, démodulée et normée, en fonction du champ tangentiel. En d'autres termes, ce signal représente l'image de la perméabilité incrémentale. Elle sera par la suite appelée comme telle pour simplifier l'écriture. Le pic de ce signal correspond à la valeur du champ coercitif, alors que les deux passages à zéro, correspondent au maximum de l'induction.

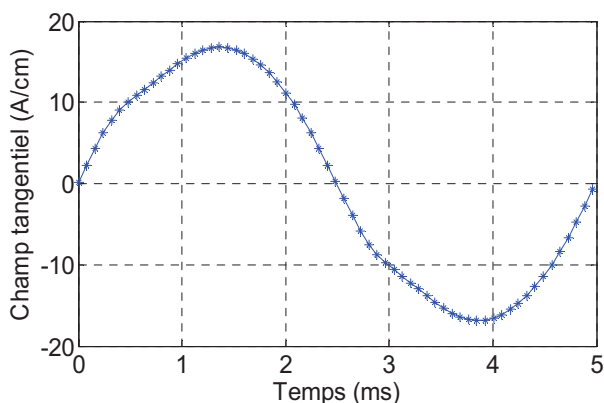


Figure 2-12 : Champ tangentiel en fonction du temps

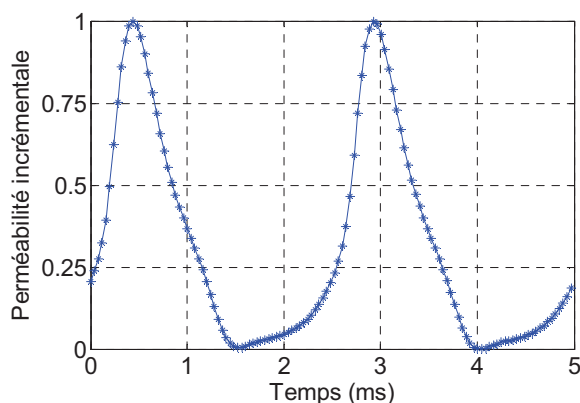


Figure 2-13 : Tension démodulée et normée aux bornes de la bobine de détection

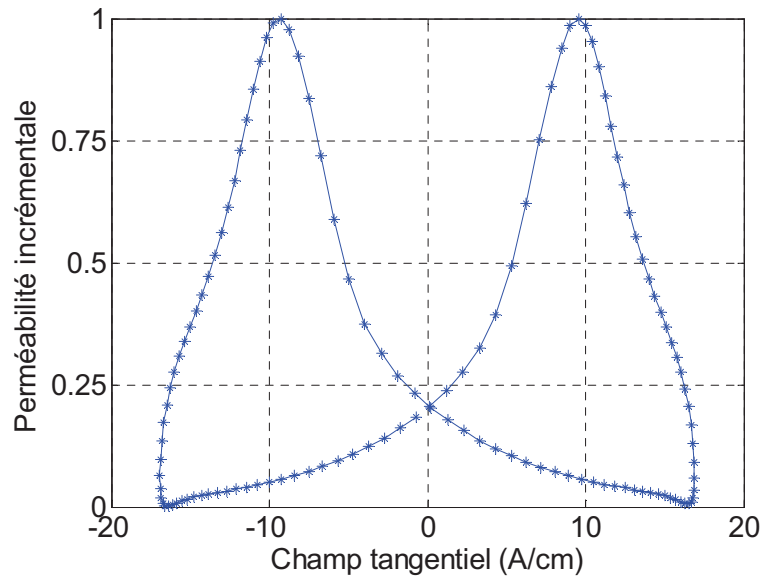


Figure 2-14 : Signal de perméabilité incrémentale avec : $f_{LF} = 200$ Hz et $f_{HF} = 20$ kHz

La Figure 2-15 compare l'évolution de la perméabilité incrémentale en fonction du champ tangentiel dans les configurations longitudinale et transversale. Les champs coercitifs sont quasiment identiques, la différence observée au niveau des maxima est estimée à moins de 2%. On peut conclure que le matériau est isotrope.

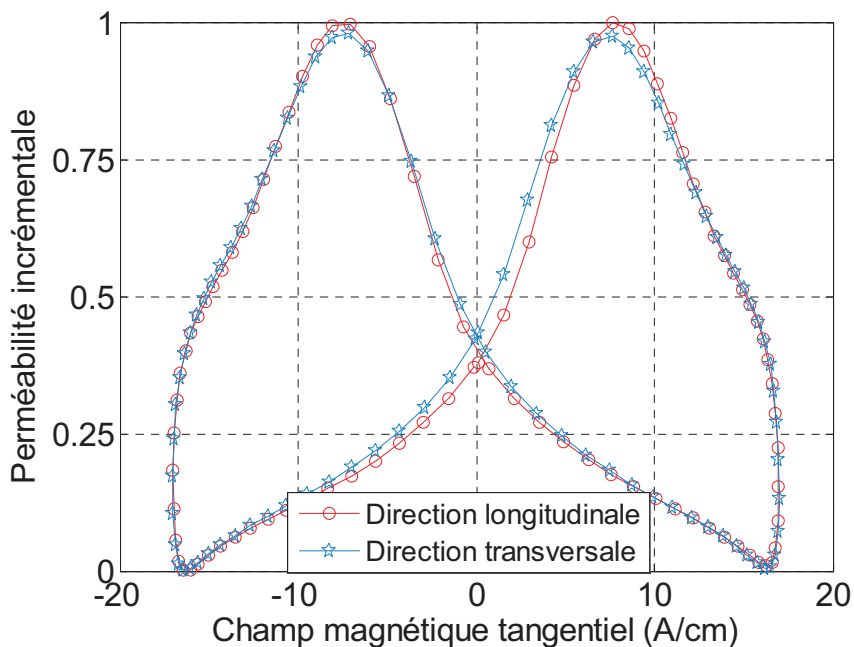


Figure 2-15 : Variation de la perméabilité incrémentale dans la configuration longitudinale et transversale

III.2.2. Comparaison entre toutes les nuances d'acier DP

Les conditions de mesures de la perméabilité incrémentale ont été maintenues identiques pour toutes les tôles DP. Dans un premier temps, on se positionne au point de fonctionnement suivant : $H_{\text{tmax}} = 17 \text{ A/cm}$, $f_{\text{HF}} = 20 \text{ kHz}$ et $f_{\text{LF}} = 200 \text{ Hz}$. Les résultats sont résumés dans la Figure 2-16.

Dans ces conditions de mesure, la position du champ coercitif est presque identique pour tous les matériaux (écart maximal d'environ 5%). L'amplitude des signaux varie de 3%. Ces résultats ne permettent pas de différencier l'état mécanique des différents échantillons.

Afin d'essayer d'amplifier les phénomènes, une deuxième série de mesures a été effectuée dans les mêmes conditions que les précédentes mais avec $f_{\text{HF}} = 40 \text{ kHz}$.

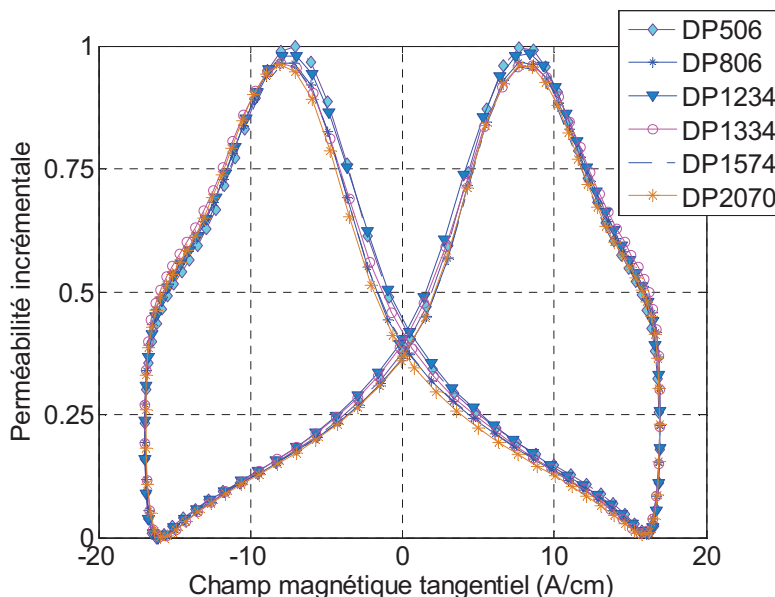


Figure 2-16 : Perméabilité incrémentale en fonction de H_t , pour différentes tôles DP à $f_{\text{HF}} = 20 \text{ kHz}$

En effet, en augmentant la fréquence, la profondeur investiguée est réduite et les couches superficielles du matériau peuvent être étudiées. Les résultats obtenus sont donnés dans la Figure 2-17. Pour mieux visualiser les écarts, les extréma du signal perméabilité incrémentale sont représentés pour différents échantillons dans les deux configurations précédentes.

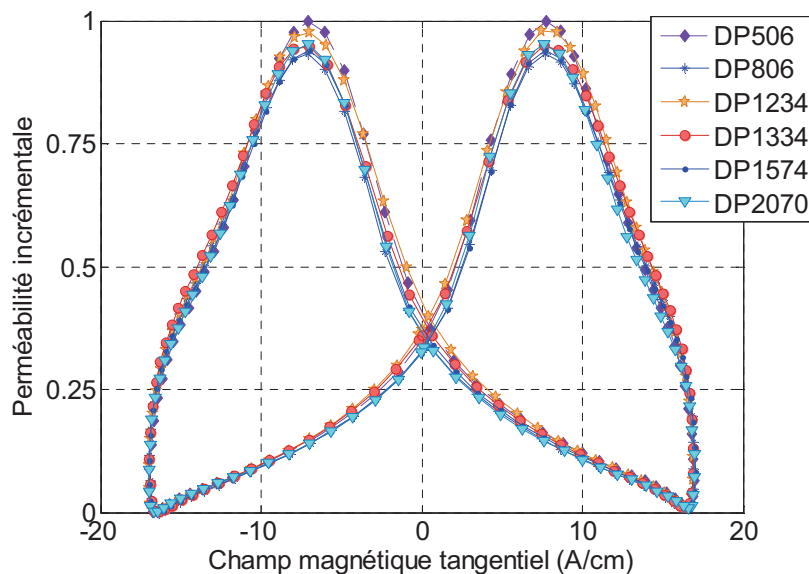


Figure 2-17 : Perméabilité incrémentale en fonction de H_t , à $f_{HF} = 40$ kHz pour différentes tôles DP

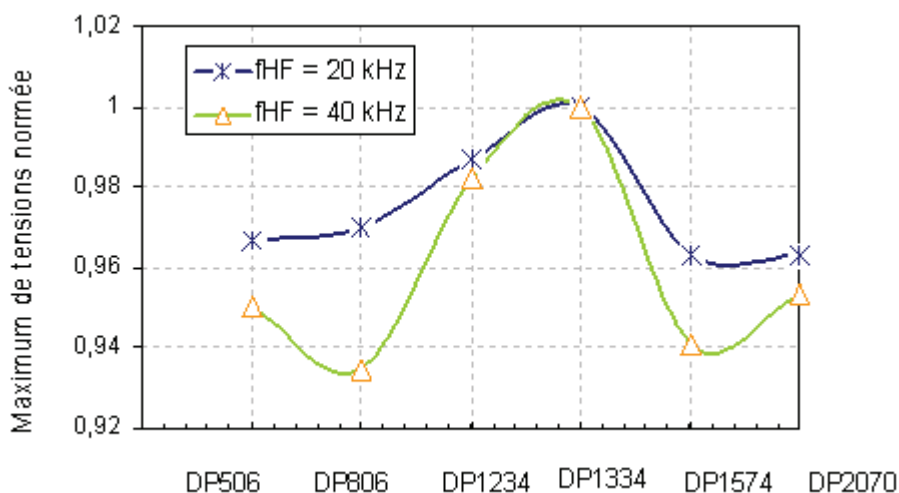


Figure 2-18 : Comparaison des valeurs maximales de tension pour les différents échantillons à $f_{HF} = 20$ kHz et $f_{HF} = 40$ kHz

Cette courbe montre que les échantillons ont des propriétés similaires aux deux fréquences utilisées. Toutefois, l'interprétation des résultats requiert que l'effort de modélisation puisse à terme répondre à la question fondamentale suivante : quel est l'impact des incertitudes de description des paramètres microstructuraux sur les signaux de perméabilité incrémentale ?

Plus précisément, si on reprend la description fournie en Figure 2-18, on peut identifier les propriétés clé suivantes :

- Conductivité et comportement magnétique du matériau massif : nous ferons l’hypothèse que les mesures magnétiques au banc Epstein et les données de la littérature suffiront, et négligerons dans un premier temps cette source d’incertitude.
- Conductivité et épaisseur du revêtement de Zn. : les données de la littérature sur conductivité seront considérées comme fiables. Par contre, il existe selon ArcelorMittal une incertitude non négligeable sur la connaissance de l’épaisseur locale.
- Conductivité, comportement magnétique et épaisseur de la couche skin-passée : là aussi, dans un premier temps, les mesures Epstein et les données de la littérature seront considérées comme suffisamment fiables pour le comportement magnétique et la conductivité. Par contre, la détermination de l’épaisseur de la couche skin-passée est totalement inconnue. Des études préalables sur des aciers pour emboutissage ont montré qu’elle était de 150 μm pour un allongement de 2%. Toutefois, cette valeur n’est pas directement transposable pour des allongements plus faibles, sur un matériau plus dur. De la sorte, il est estimé que cette couche skin passée a une épaisseur pouvant aller jusqu’à 50 μm .

L’allure du signal de perméabilité incrémentale en fonction de l’échantillonnage est présentée Figure 2-19. En faisant un zoom autour de la zone du pic (Figure 2-20), on constate que les échantillons DP1334 et DP1234 se différencient des autres par leur perméabilité plus élevée.

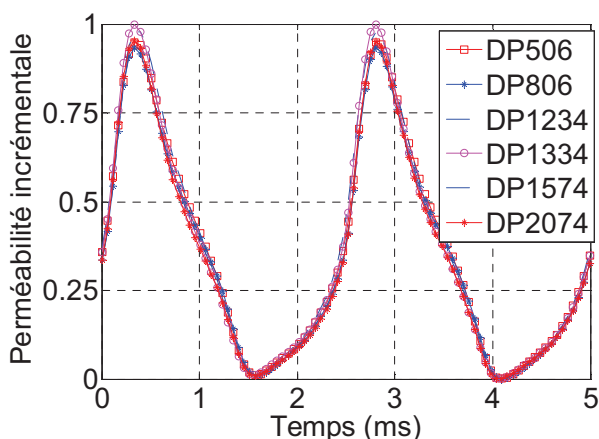


Figure 2-19 : Perméabilité incrémentale à $f_{HF} = 40$ kHz

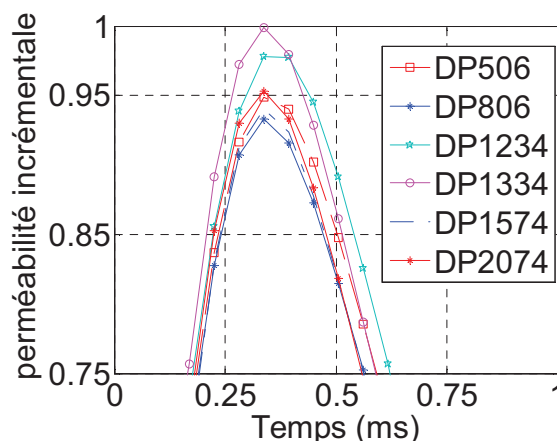


Figure 2-20 : Zoom du signal perméabilité incrémentale à $f_{HF} = 40$ kHz autour du pic

III.2.3. Influence de l’excitation basse fréquence f_{LF}

Le choix de la basse fréquence est très important. En effet, le matériau est aimanté le long d’un cycle d’hystérésis. La fréquence d’excitation ne doit pas être élevée afin d’amener

le matériau au voisinage de la saturation sans induire de courants de Foucault basse fréquence. L'idéal est de fonctionner en régime quasi-statique. En pratique, pour des problèmes de stabilité, le 3MA permet de travailler entre 50 et 200 Hz. Dans notre cas, nous étions contraints pour la même raison de travailler à 200 Hz. Une série de mesures (Figure 2-21) est réalisée sur l'échantillon DP2070 en faisant varier la fréquence f_{LF} et en imposant $f_{HF} = 20$ kHz et $H_{Tmax} = 17$ A/cm.

Les résultats obtenus montrent clairement que la perméabilité incrémentale est sensible aux variations de la basse fréquence f_{LF} . En augmentant la fréquence, le champ coercitif diminue et la perméabilité incrémentale augmente. En théorie, lorsque la fréquence d'excitation croît, la coercivité devrait augmenter par effet de courant de Foucault. Dans notre cas, on travaille à champ tangentiel constant et non pas à induction constante, il est donc difficile de corréler ces variations.

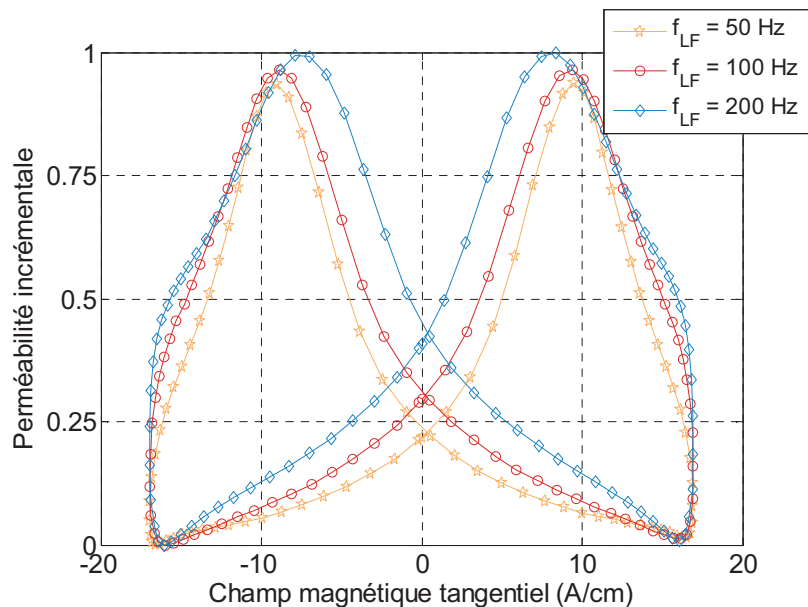


Figure 2-21 : Influence de la basse fréquence f_{LF} , sur l'échantillon DP2070

Par ailleurs, la largeur du signal à mi hauteur $\Delta H_{50\mu}$ est assez significative, elle croit avec la fréquence.

- $f_{LF} = 50$ Hz, $\Delta H_{50\mu} = 9,17$ A/cm
- $f_{LF} = 100$ Hz, $\Delta H_{50\mu} = 11,01$ A/cm
- $f_{LF} = 200$ Hz, $\Delta H_{50\mu} = 14,39$ A/cm

Cette variation est en accord avec la théorie. Quand la fréquence augmente, les courants de Foucault se développent engendrant ainsi un élargissement du cycle d'hystérésis.

III.2.4. Influence de l'excitation haute fréquence f_{HF}

La fréquence HF est un moyen qui permet de sonder les tôles à différentes profondeurs, l'épaisseur d'étude peut ainsi être contrôlée. Une série de simulations est réalisée dans le but d'analyser ces variations de perméabilité incrémentale en fonction de la profondeur de la multicouche. Les conditions de mesures sont : $f_{LF} = 200$ Hz, $H_{tmax} = 17$ A/cm avec f_{HF} variable entre 20 kHz et 60 kHz. Pour faire cette comparaison, les courbes sont normalisées par rapport à la mesure 60 kHz (Figure 2-22). La perméabilité incrémentale croît avec la fréquence, ce qui est en accord avec la théorie, car la tension est proportionnelle à la fréquence. Les valeurs de champ coercitif sont quasi identiques, on estime un écart de moins de 3 %. Néanmoins, cette caractérisation ne nous permet pas de discriminer les propriétés des couches superficielles. Pour une fréquence f_{HF} maximale de 60 kHz, l'épaisseur de peau est de $55\mu\text{m}$. A cette profondeur, la couche superficielle n'est pas visible.

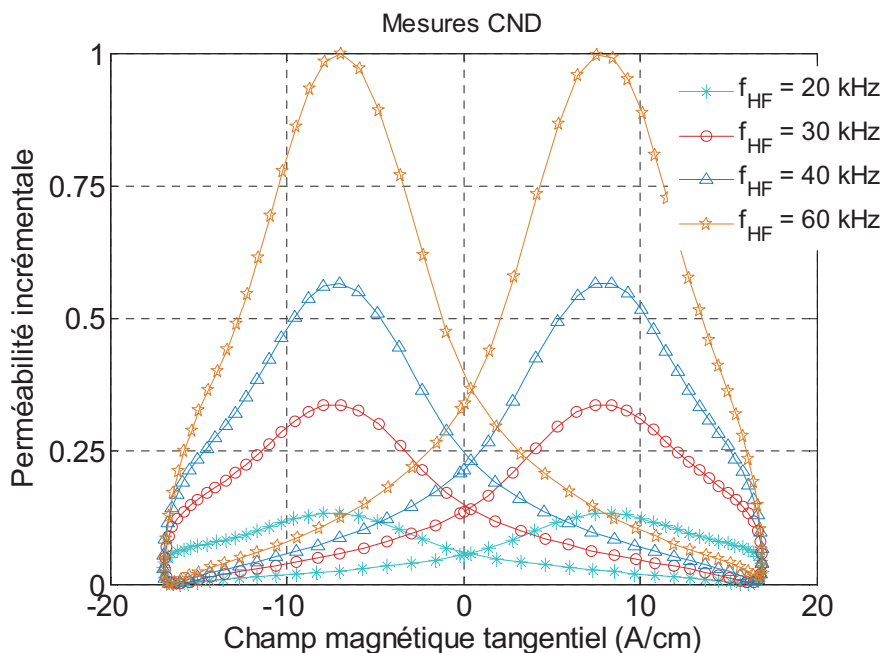


Figure 2-22 : Variation de la perméabilité incrémentale en fonction de la fréquence HF

III.2.5. Effet du Lift off G

L'effet du lift off n'est pas négligeable, il affecte essentiellement l'aimantation de la tôle. Dans le cas d'un entrefer important, la partie du champ qui se dissipe dans l'air devient importante. Afin de mettre en évidence la sensibilité de la perméabilité incrémentale aux variations de l'entrefer, une série de mesures est accomplie à plusieurs largeurs d'entrefer et dans les conditions suivantes: $H_{tmax} = 17$ A/cm, $f_{LF} = 200$ Hz et $f_{HF} = 20$ kHz.

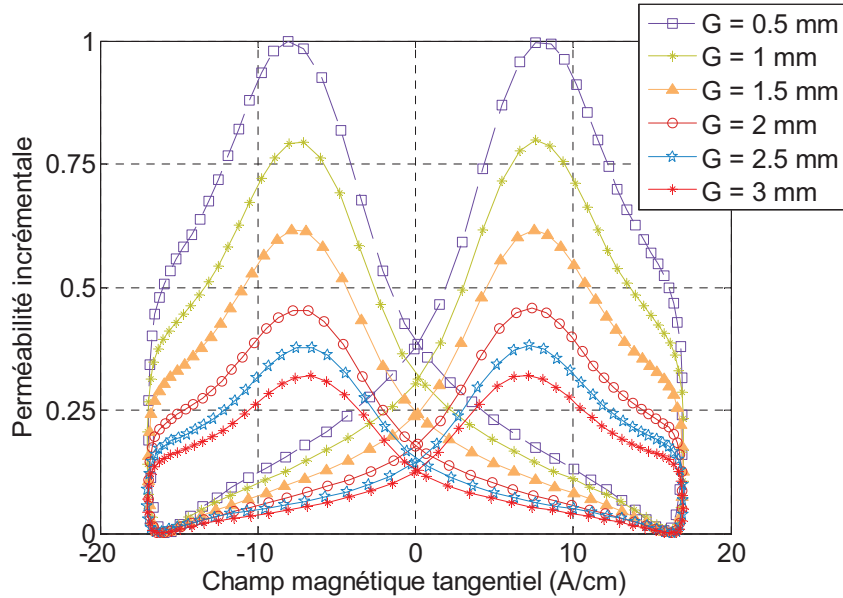


Figure 2-23 : Perméabilité incrémentale en fonction du lift off

La Figure 2-23 représente la variation du signal de perméabilité incrémentale en fonction de l'entrefer. Pour des valeurs d'entrefer variant entre 3 et 4 mm, la variation de la perméabilité reste faible, il n'est pas critique de faire des mesures dans cet intervalle. Par contre, une grande variation est observée pour des valeurs d'entrefer entre 0,5 et 3 mm.

Les valeurs de tension maximales (détectées aux bornes de la Bob_HF) ainsi que les valeurs du champ coercitif sont illustrées par la Figure 2-24.

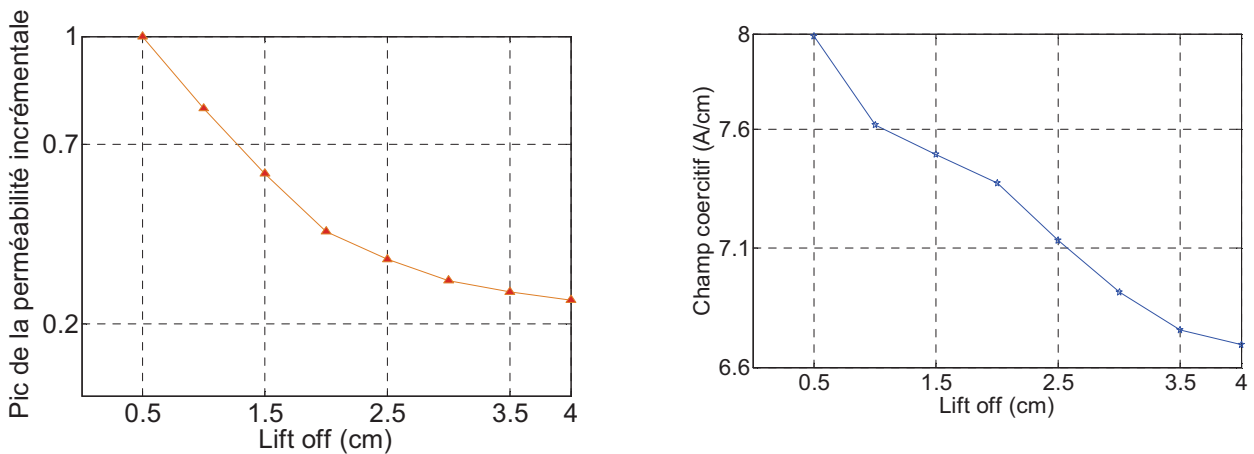


Figure 2-24 : Evolution de μ_{max} et H_c en fonction du lift off, Echantillon DP2070

Dans le cas où l'entrefer est important, le champ pénétrant dans la tôle est faible et par conséquent le champ coercitif récupéré reste faible. La perméabilité incrémentale ainsi que le champ coercitif baisse très rapidement dans l'intervalle 0,5 à 3mm, on estime une variation de

14%. Au delà, la variation est faible (3%). On note un comportement similaire pour le champ coercitif.

Conclusion

Les mesures de contrôle non destructif sur les différents échantillons DP ont permis de faire une analyse de sensibilité des paramètres d'entrées du système lui-même, ainsi que des études liées aux conditions de mesures tels que l'entrefer. En effet, ce paramètre est important dans le domaine du contrôle qualité. Les séries de mesure en ligne de production varient d'une campagne à une autre, parfois il est même difficile de reproduire les mêmes conditions. Cette étude permet d'avoir un ordre de grandeur de l'erreur commise due aux variations d'entrefer.

Les mesures de contrôle qualité sont souvent complétées par des études statistiques afin de trouver des corrélations entre les paramètres mécaniques R_m (résistance mécanique) et R_e (limite élastique) et les principaux paramètres extraits avec le 3MA.

Arcelormittal a fixé en priorité la modélisation de la perméabilité incrémentale, dont sont extraits les paramètres $H_{c\mu}$, $\Delta H_{25\mu}$, $\Delta H_{50\mu}$, $\Delta H_{75\mu}$ (Tableau 2-1). L'objectif est de s'assurer de la bonne compréhension des liens entre ces paramètres dont l'expérience montre qu'ils sont pertinents et les paramètres descriptifs du produit : épaisseur et propriétés électromagnétiques.

Dans le cadre de cette thèse, les études statistiques n'ont pas été traitées, uniquement les mesures des signaux de perméabilité incrémentale ont été accomplies dans le but de valider au moins qualitativement les résultats des simulations éléments finis.

Références

[Arcelor, 2004] Arcelor FCS Commercial, Arcelor groupe.” Les aciers revêtu métalliques. 12/2004.

[Dobmann, 1988] Dobmann, G.; Pitsch, H.: Verfahren zum zerstörungsfreien Messen magnetischer Eigenschaften eines Prüfkörpers sowie Vorrichtung zum zerstörungsfreien Messen magnetischer Eigenschaften eines Prüfkörpers. Deutsches Patent DE3037932A1, 23. April 1988

[Pitsch, 1989] Pitsch, H.: Die Entwicklung und Erprobung der Oberwellenanalyse im Zeitsignal der magnetischen Tangentialfeldstärke als neues Modul des 3MA-Ansatzes (Mikromagnetische Multiparameter- Mikrostruktur- und Spannungsanalyse). Dissertation.Universität des Saarlandes, Saarbrücken. 1990.

[Quality_network] disponible sur le site : http://www.qnetworld.com/material_analysis/3ma.html.

[QNET_IZFP] IZFP. Progress-integrated non-destructive testing

[Szielasko, 2009] Klaus Szielasko PHD manuscript,”Development of metrology modules for more parametric electro-magnetic material characterization and testing”, 2009.

***CHAPITRE 3. Caractérisation et modélisation du
comportement magnétique des aciers dual phase***

Sommaire :

CHAPITRE 3. Caractérisation et modélisation du comportement magnétique des aciers dual phase.....	51
I. Introduction	53
II. Caractérisation des aciers dual phase.....	54
II.1. Banc de mesure	54
II.2. Mesures des cycles d’hystérésis en régime statique	56
II.2.1. Comportement de la couche cœur et de la couche skin pass	56
II.2.2. Comparaison des différents échantillons DP	59
II.3. Comportement dynamique	61
III. Modèles de comportement des matériaux	63
III.1. Modèles d’hystérésis statique	64
III.1.1. Modèle Chimique	64
III.1.2. Modèle de Jiles-Atherton.....	65
III.2. Identification et optimisation	69
III.2.1. Identification du modèle chimique par méthode déterministe.....	70
III.2.2. Identification du modèle avec la méthode des Algorithmes génétiques (appliqué au modèle chimique).....	70
III.2.3. Application de la stratégie aux aciers dual phase	73
III.2.4. Identification des paramètres de Jiles-Atherton.....	75
III.3. Modèle retenu	77
III.4. Modèle dynamique	77
III.4.1. Modèle de pertes statistiques de Bertotti	79
III.4.2. Validation.....	82
III.4.3. Application aux aciers dual phase	84
Conclusion	86
Références.....	88

I. Introduction

L'acier dual phase (DP) est un matériau qui présente une structure en multicouche permettant de lui conférer des propriétés mécaniques améliorées. La tôle de 1 mm d'épaisseur est composée d'une couche cœur entourée de deux couches fines de quelques dizaines de μm que l'on nomme par abus de langage couches « skin pass » et qui sont obtenues suite à un écrouissage contrôlé de la tôle. Cette opération durcit mécaniquement et magnétiquement ces couches superficielles. D'autre part, afin de protéger l'acier contre l'oxydation, deux couches supplémentaires en zinc d'environ 10 μm d'épaisseur viennent revêtir la tôle.

Lors du CND de l'acier DP par le système 3MA, ces différentes couches sont excitées à basse fréquence et sont plus ou moins sollicitées à haute fréquence. Afin de développer notre outil de modélisation et simuler cette opération, il est nécessaire de connaître les caractéristiques physiques de toutes les couches et en particulier le comportement magnétique de la couche cœur et celui de la couche skin pass ainsi que leur dépendance avec l'induction et la fréquence.

Pour ce faire, différents échantillons ont été prélevés en même temps que ceux dédiés à la campagne de mesure CND décrite dans le chapitre 2. Ils sont référencés par les mêmes numéros : DP506, DP806, DP1234, DP1334, DP1574 et DP2070.

Ces échantillons ont été préparés pour une caractérisation conventionnelle en régime d'excitation unidirectionnelle au cadre Epstein. Ils seront considérés, pour notre étude, comme représentatifs des couches cœur qui les constituent. En effet, le processus industriel ne permet pas de fournir des échantillons de type cœur uniquement et il est fastidieux de préparer de tels échantillons, par décapage des bandes disponibles, d'autant plus qu'une dégradation des propriétés de cette couche est toujours risquée par cette opération. Cependant, la couche skin pass étant très mince et sa perméabilité étant plus faible que celle de la couche cœur, on peut assumer sans risque d'erreur majeure que la contribution de la couche skin pass est négligeable et que les propriétés mesurées sont les caractéristiques intrinsèques de la couche cœur.

Afin de reproduire le traitement "skin pass" et disposer des propriétés magnétiques des couches superficielles des échantillons, un des 6 échantillons a été soumis à une déformation plastique uniforme de 6%. Cet échantillon référencé DP2152 est chargé de dislocations et reproduit l'état mécanique et magnétique de la couche skin pass.

Dans ce chapitre, nous présenterons tout d'abord les résultats de caractérisation de ces différents échantillons dans différentes conditions d'excitation. Nous nous intéresserons

ensuite à la modélisation de l'hystérésis de ces matériaux, étape également nécessaire pour notre étude compte tenu de la méthode de perméabilité incrémentale mise en œuvre par le système 3MA. Après une présentation de quelques modèles d'hystérésis existants, le modèle de Jiles-Atherton sélectionné, sera identifié et validé.

II. Caractérisation des aciers dual phase

II.1. Banc de mesure

La Figure 3-1 illustre le schéma de principe du banc de mesure développé au G2Elab et utilisé pour cette étude. C'est un banc d'essais automatique permettant de mettre en oeuvre différents cadres Epstein mais également des circuits toriques. Il permet de réaliser des mesures en contrôlant l'amplitude et la forme de l'induction ou du champ magnétique à des fréquences de quelques dizaines de Hz à quelques kHz, voire de 20 kHz.

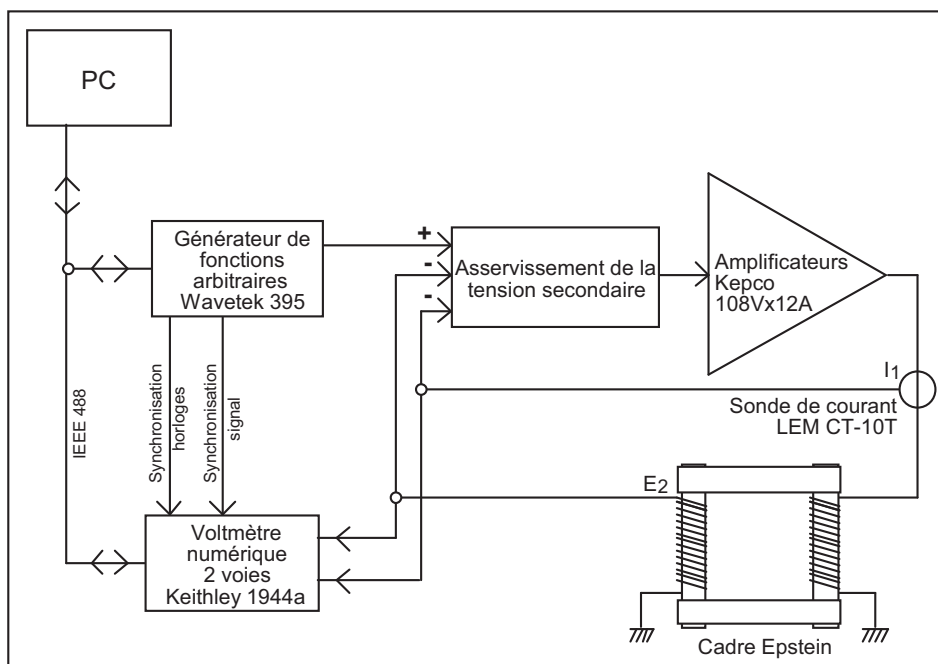


Figure 3-1 : Banc de caractérisation magnétique

Ce banc est constitué de :

- un générateur de fonctions arbitraires qui permet de délivrer des signaux de référence de forme quelconque.
- un amplificateur de tension ou de courant (amplificateur Kepco) constitué de 3 ou 4 amplificateurs 36V-12A mis en série.
- un cadre Epstein spécialement conçu pour travailler à basse et moyenne fréquences : minimisation des capacités parasites et des inductances de fuite, nombre de spires aux

primaires et secondaires optimisés pour atteindre des champs d'excitations élevés avec une tension d'alimentation compatible avec les amplificateurs de puissance disponibles et des signaux mesurables.

- une sonde de courant LEM CT-10T de bande passante supérieure à 500 kHz, offrant une précision de $\pm 0,1\%$ du courant nominal, ce qui correspond dans nos essais à environ ± 4 A/m.
- un voltmètre numérique à deux voies. Il permet un échantillonnage de 100 kHz et une résolution de 16 bits avec des calibres de tension adaptables : 300 mV, 3 V, 30 V, 300 V. La fréquence de base de l'horloge interne est de 10 MHz permettant une résolution de la période d'échantillonnage de 0,1 μ s. La synchronisation de l'horloge de référence et du déclenchement de la mesure des deux voies du voltmètre numérique est assurée par le générateur de fonctions arbitraires.
- un asservissement analogique qui permet d'imposer une forme bien définie de l'induction dans l'échantillon. En effet, compte tenu des impédances parasites du cadre Epstein et de la non linéarité des matériaux magnétiques, la variation du flux dans le matériau n'est pas celle de la tension d'alimentation du cadre. Une contre réaction permet de comparer la tension secondaire du cadre au signal de référence et de délivrer une tension d'excitation qui compense la déformation de l'induction. Un asservissement sur le courant, permettant de compenser partiellement la chute de tension dans la résistance primaire du cadre, permet d'améliorer encore la correction de la forme du signal.

Le banc est totalement automatique. Il a été développé dans l'environnement Labwindows/CVI et permet de régler toutes les conditions des essais (caractéristiques du cadre, de l'échantillon test et de la mesure), de traiter les données acquises pour déterminer les différentes propriétés magnétiques et de stocker tous les résultats.

Ce banc de mesure a été conçu et dimensionné pour caractériser des aciers électriques d'épaisseur typique de 0,35 ou 0,5 mm et ayant de très bonnes propriétés magnétiques. On peut caractériser ainsi de 12 à 42 bandes dans des conditions de forme et de fréquence d'excitation variables et contrôlées. Pour caractériser les aciers DP, nous nous sommes confrontés à une difficulté majeure qui est la limite en puissance des amplificateurs. Compte tenu de leur forte épaisseur et de leur faible perméabilité, les courants et les tensions nécessaires sont importants même à basse fréquence. D'autre part, l'asservissement n'a pas pu être mis en œuvre pour des problèmes de stabilité. De ce fait, même en renforçant la

puissance du banc qui est déjà élevée via des amplificateurs additionnels, l'induction maximale n'a pas dépassé 1,5 - 1,6 T lors des essais. Néanmoins, ces limites restent acceptables pour notre étude car elles correspondent aux conditions pratiques de fonctionnement du matériau dans le système 3MA.

II.2. Mesures des cycles d'hystérésis en régime statique

Les mesures ont été accomplies sur les 7 échantillons en régime statique, à une fréquence de 10 Hz et à différents niveaux d'excitation. Les deux directions longitudinale et transversale de la tôle ont été caractérisées.

II.2.1. Comportement de la couche cœur et de la couche skin pass

Un exemple des mesures réalisées sur l'échantillon DP1572, représentatif de la couche cœur, est illustré par la Figure 3-2. On observe un comportement magnétique bas de gamme avec un champ coercitif élevé $H_c = 1000$ A/m et une perméabilité faible $\mu_r = 400$.

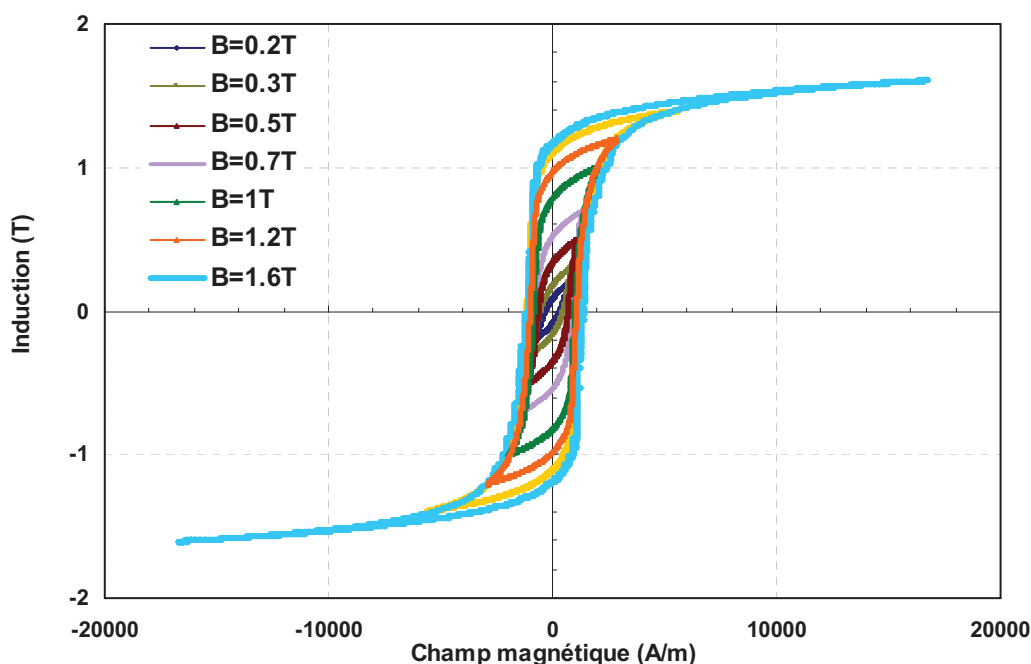


Figure 3-2 : Cycles d'hystérésis pour les tôles DP1572 dans le sens longitudinal en régime statique

Afin de comparer le comportement magnétique des tôles dans la direction transversale et longitudinale, nous avons choisi de tracer des cycles d'hystérésis à deux niveaux d'induction ($B = 0,5$ T et $B = 1,6$ T) représentés par la Figure 3-3. Cette figure indique un comportement similaire dans les sens transversal et longitudinal. Les différences observées à faible niveau d'induction ($B_{max} = 0,5$ T), sont essentiellement dues à des offsets résiduels des amplificateurs de puissance qu'il est difficile d'annuler totalement. Ces résultats montrent que

le matériau est quasi-isotrope et confirment ceux obtenus lors de la campagne d'essais avec le 3MA (Chapitre 2). Une caractérisation plus effective à l'aide d'un dispositif de mesure en champ tournant serait nécessaire pour confirmer totalement cette isotropie.

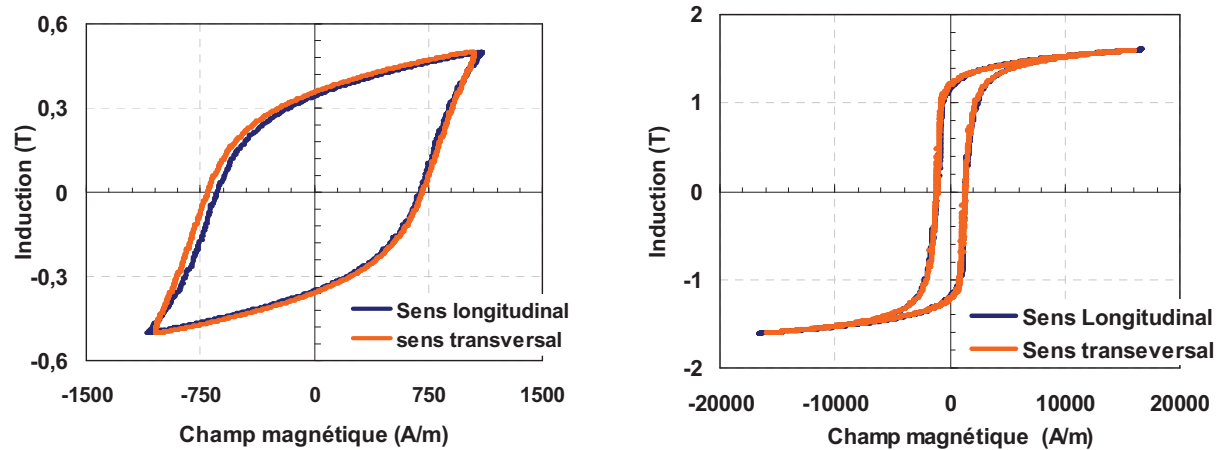


Figure 3-3 : Comparaison du comportement magnétique des tôles DP1572 dans le sens longitudinal et transversal en régime statique aux niveaux d'induction $B = 0,5$ T (à gauche) et $B = 1,6$ T (à droite)

Des essais similaires ont également été menés sur l'échantillon DP2152 qui a subi une traction de 6% dans le domaine plastique afin de reproduire l'état mécanique de la couche skin pass. Les résultats sont résumés dans les Figure 3-4 et Figure 3-5. On observe des formes de cycle d'hystérésis plus couchées avec un gonflement dans la partie centrale très caractéristique de l'influence des contraintes mécaniques dans les matériaux magnétiques. La perméabilité relative, estimée à 250, est plus faible que celle de l'échantillon DP1572 alors que le champ coercitif est 2 fois plus grand $H_c = 2000$ A/m. La comparaison des cycles d'hystérésis obtenus dans les directions longitudinale et transversale montre une anisotropie perceptible mais qui reste toutefois négligeable.

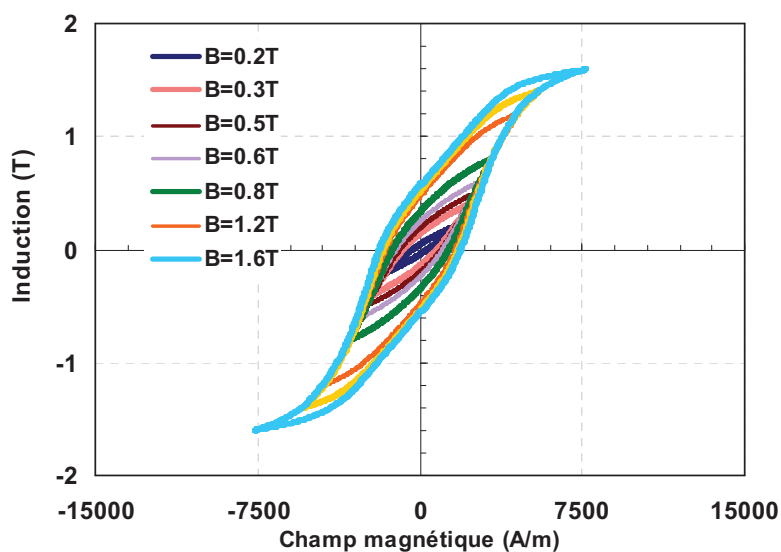


Figure 3-4 : Cycles d'hystérésis pour les tôles DP2152 dans le sens longitudinal en régime statique

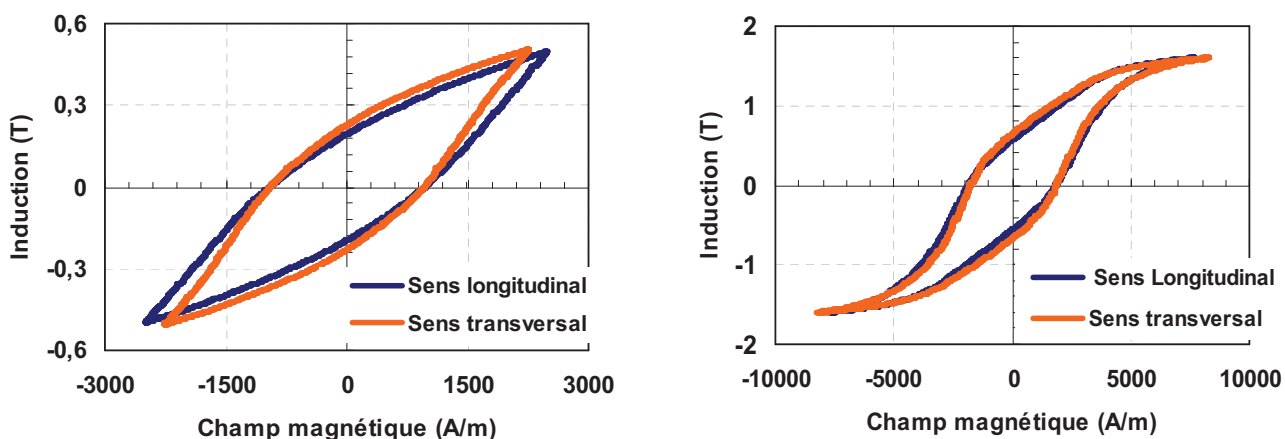


Figure 3-5 : Comparaison du comportement magnétique de l'échantillon DP2152 dans le sens longitudinal et transversal en régime statique aux niveaux d'induction $B=0,5T$ (à gauche) et $B=1,6T$ (à droite)

La Figure 3-6 permet de comparer de manière plus quantitative le comportement de l'échantillon DP1572 (cœur) et de l'échantillon DP2152 (skin). Elle montre clairement la dégradation du comportement du matériau engendrée par les contraintes internes induites par l'érouissage. Ces contraintes génèrent par ailleurs une énergie d'anisotropie de type magnéto-élastique qu'il est nécessaire de vaincre pour atteindre le même état magnétique de l'échantillon dual phase.

Cependant, nous observons un effet inverse à haut champ. Cet effet peut s'expliquer par l'inversion du comportement magnétostrictif du matériau (effet ΔE), soit en d'autres termes,

un renversement de Villari [Shilling, 1971] et [Sablík et al, 1987]. L'état de contrainte à l'état déchargé après plasticité se caractérise par un effet de compression dominant : cet état favorise la rotation cohérente des moments magnétiques à haute induction. Des caractérisations à plus hauts niveaux d'induction permettraient de mieux caractériser les mécanismes de rotation cohérente pour valider cette hypothèse.

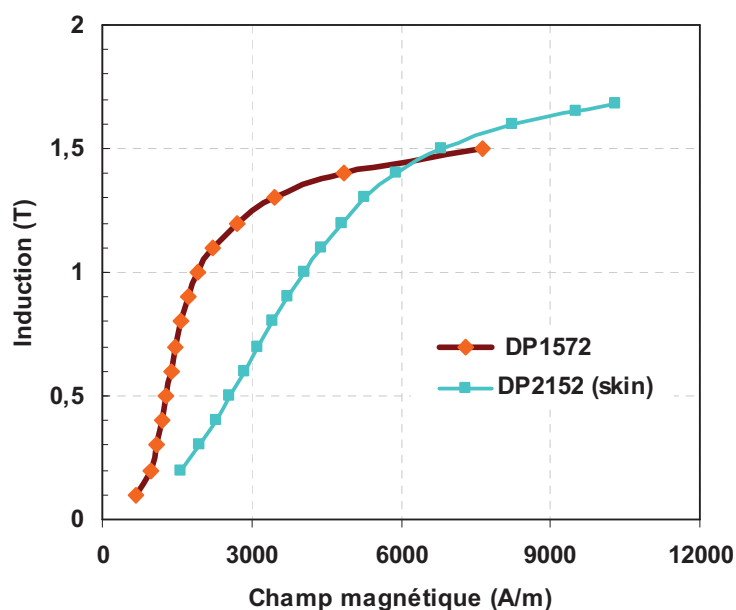


Figure 3-6 : Comparaison de la réponse magnétique des échantillons DP1572 et DP2152 (skin)

II.2.2. Comparaison des différents échantillons DP

Nous allons comparer toutes les nuances des aciers DP à deux niveaux d'induction. La Figure 3-7 montre l'évolution du comportement des aciers à bas niveau ($B < 1$ T) dans le régime linéaire ou les processus de déplacement de parois sont prépondérants. La Figure 3-8 quant à elle représente le comportement magnétique à haut niveau d'induction, pour lequel le mécanisme de variation d'aimantation par rotation des moments intervient.

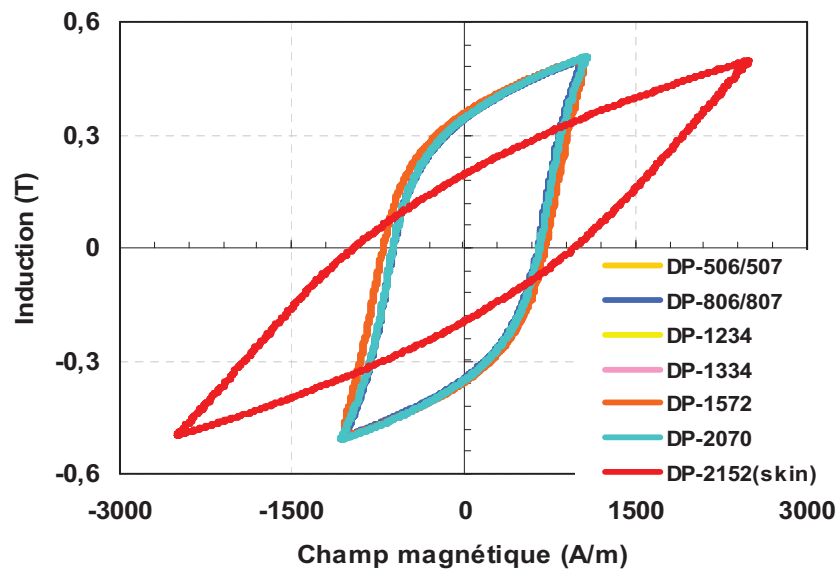


Figure 3-7 : Réponse magnétique à bas niveau d'induction $B_{max} = 0,5$ T de toutes les tôles DP

L'allure de toutes les courbes est assez similaire. Toutefois, on peut remarquer une légère différence au niveau du champ coercitif pour la tôle DP1572 qui pourrait être plus dure que les autres. En revanche, la tôle DP2152 (skin) qui a subi des contraintes mécaniques, donc riche en dislocations, se distingue des autres tôles avec une faible perméabilité et un champ coercitif plus grand [Sablík et al, 1987].

A haute induction, on constate des différences au niveau du champ magnétique maximal atteint. Par exemple, l'échantillon DP1572 nécessite un champ magnétique de 18000 A/m pour atteindre une induction maximale de $B_{max} = 1,6$ T. En se basant sur ce champ maximum (Figure 3-8), les échantillons peuvent être classés du plus doux au plus dur (806, 506, 2072, 1572). Toutefois, la caractérisation reste incomplète car les niveaux élevés d'induction $B_{max} = 2$ T ne peuvent être atteints pour confirmer cette hypothèse.

L'échantillon DP2152 (écroui), quant à lui, présente un champ coercitif plus grand, ce qui reste en accord avec la théorie. En revanche, le phénomène s'inverse à haut champ et on retrouve l'effet Villari décrit précédemment.

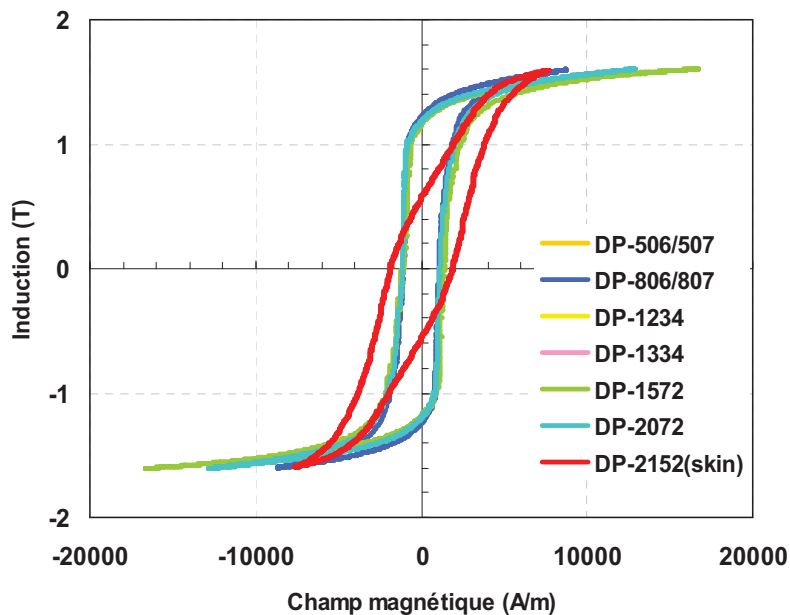


Figure 3-8 : Comparaison de la réponse magnétique entre les tôles DP à haut niveau d'induction $B_{max} = 1,6$ T

II.3. Comportement dynamique

L'influence de la fréquence sur le comportement des aciers DP a été étudiée entre 10 et 300 Hz. Cependant, compte tenu des limitations en puissance rencontrées et décrites au début de ce chapitre, les niveaux d'induction restent faibles et les mesures comparatives ont été menées jusqu'à 300 Hz mais à une induction de 0,5 T. La Figure 3-9 illustre la réponse magnétique de l'échantillon DP1572 à différentes fréquences d'excitation alors que la Figure 3-10 compare les cycles obtenus à 300 Hz pour tous les échantillons. On observe l'élargissement classique du cycle au fur et à mesure que la fréquence augmente. Comme à basse fréquence, les comportements des aciers DP à 300 Hz sont sensiblement identiques, alors que l'échantillon DP2152 se distingue par un cycle plus large et plus couché.

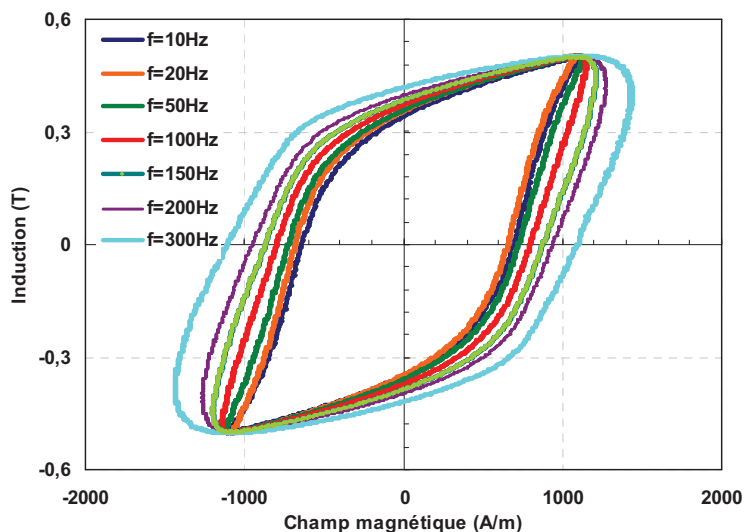


Figure 3-9 : Comportement des aciers DP1572 en fréquence

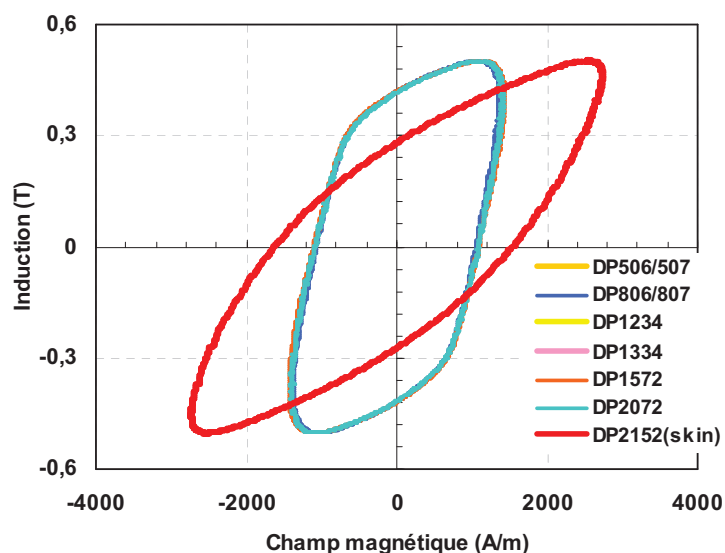


Figure 3-10 : Comportement dynamique ($f = 300 \text{ Hz}$) de toutes les tôles DP à $B_{\text{max}} = 0,5 \text{ T}$

Il est intéressant d'analyser ces résultats en termes de pertes magnétiques. C'est ce qui est fait dans la Figure 3-11 où l'évolution des pertes par cycle en fonction de la fréquence est tracée pour les différents échantillons. Outre les conclusions précédentes, on peut remarquer le comportement linéaire des courbes. Ceci traduit que les pertes sont proportionnelles au carré de la fréquence. De ce fait, les pertes dynamiques sont engendrées essentiellement par les courants de Foucault et peuvent être prédites par la théorie classique de l'effet de peau. Nous reviendrons sur ce phénomène dans la partie modélisation du comportement dynamique des aciers DP (section III.4).

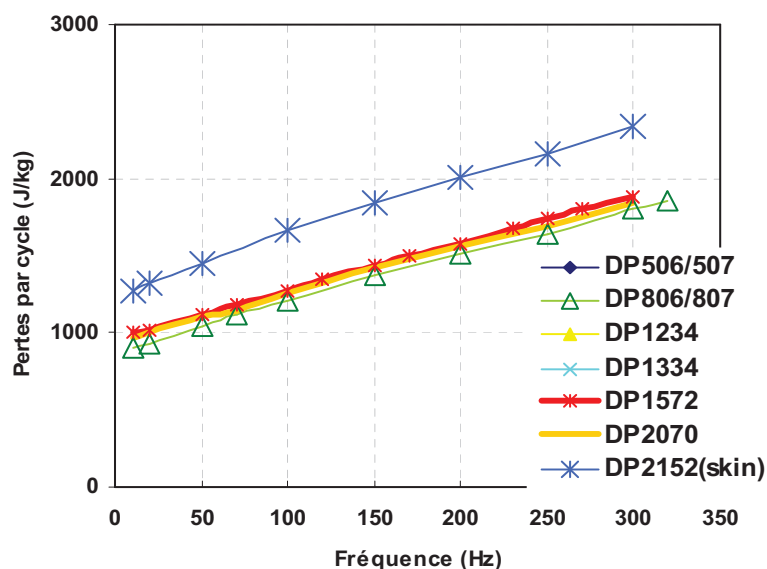


Figure 3-11 : Pertes en fréquence ($f = 300$ Hz) de toutes les tôles DP à $B_{max} = 0,5$ T

III. Modèles de comportement des matériaux

Pour la représentation de l'hystérésis magnétique, un grand nombre de modèles scalaires est proposé dans la littérature, basés sur des phénomènes bien différents. Certains sont purement mathématiques (Rayleigh, Frolich,..). D'autres sont phénoménologiques, l'état magnétique est caractérisé par un vecteur d'état contenant toute l'information relative à l'histoire du champ (Modèle de Preisach) [Preisach, 1935]. Peu en revanche sont basés sur des considérations physiques [Jiles-Atherton, 1983] et [Nourdine et al, 2000], dans lesquels l'état magnétique est caractérisé par le sens de variation du champ appliqué.

La multitude des modèles montre bien qu'il n'est pas aisé de reproduire fidèlement le comportement magnétique et hystérétique. En effet, la diversité des matériaux magnétiques ainsi que leurs champs d'application, nous permet de choisir un modèle plutôt qu'un autre.

Pour notre étude, deux modèles d'hystérésis statiques ont été expérimentés : le modèle chimique déjà élaboré au G2Elab par Amir Nourdine [Nourdine et al, 2000], et le modèle de Jiles-Atherton. Le principe de l'identification des paramètres pour chaque modèle est détaillé dans les paragraphes suivants.

III.1. Modèles d'hystérésis statique

III.1.1. Modèle Chimique

Dans un matériau magnétique doux, la variation de l'aimantation est régie par deux mécanismes principaux existant à l'échelle microscopique : d'une part, les déplacements des parois de Bloch, et d'autre part, la rotation progressive et cohérente des moments. Dans les aciers électriques de type Fe ou FeSi, lorsqu'on applique un champ faible ou moyen, la variation d'induction du matériau est assurée principalement par déplacement des parois de Bloch jusqu'à ce que les domaines magnétiques se regroupent en un domaine unique. Ensuite, l'induction continue à augmenter si le champ d'excitation augmente. Cette augmentation est due à la rotation cohérente des moments magnétiques. En pratique, ces deux phases ne sont pas toujours distinctes et il existe une zone intermédiaire située autour du coude de saturation où les deux mécanismes peuvent coexister.

Dans le modèle chimique, le déplacement des parois est assimilé à un mécanisme de retournement ou de basculement de moments magnétiques qui est lui-même modélisé par une analogie avec une réaction chimique. En écrivant l'équation de l'équilibre du système pour la réaction, on obtient les relations (3-1) et (3-2) reliant l'aimantation J_{renv} respectivement dans les deux cas où le champ magnétique augmente et baisse [Nourdine, 2002].

$$J_{renv} = J_{renvSat} \tanh\left[\left(\frac{\beta}{2\gamma}\right) \ln(\exp(\gamma H) + b) - \beta \frac{H_c}{2}\right] \quad (3-1)$$

$$J_{renv} = -J_{renvSat} \tanh\left[\left(\frac{\beta}{2\gamma}\right) \ln(\exp(-\gamma H) + b) - \beta \frac{H_c}{2}\right] \quad (3-2)$$

Avec :

$$\gamma = \frac{\beta \cdot \ln(c_0)}{\ln(A \cdot \exp(\beta \cdot H))} \quad (3-3)$$

Où A et b sont des paramètres qui tiennent compte de l'histoire du matériau. Les paramètres du modèle décrivant la partie déplacement de parois sont : $J_{renvSat}, \beta, H_c, c_0$.

Une approche énergétique est ensuite utilisée pour décrire le phénomène de rotation des moments magnétiques. Une équation de l'équilibre thermodynamique est développée et donne ensuite l'évolution de l'angle de rotation θ en fonction de cinq paramètres constants à identifier. Le système à résoudre s'écrit donc :

$$k_1 \cdot sh\left(k_2 \left(\theta - \frac{\pi}{2}\right)\right) + h \cdot \sin \vartheta - \alpha = 0 \quad (3-4)$$

Avec :

$$\alpha = \frac{\ln(c_1)}{\ln(A \cdot \exp(\alpha \cdot H))} \quad (3-5)$$

L'aimantation liée aux rotations des moments vaut :

$$J_{rot} = J_{rotSat} \cdot \cos(\vartheta) \quad (3-6)$$

Où J_{rotSat} , k_1 , k_2 , α et c_1 sont les paramètres décrivant les rotations des moments.

L'induction totale est calculée en tenant compte de la participation à l'aimantation des retournements et des rotations des moments magnétiques :

$$B_{tot} = (J_{renv} + J_{rot}) + \mu_0 H \quad (3-7)$$

A titre d'exemple, nous avons généré les cycles à différentes excitations illustrés dans la Figure 3-12 en considérant le jeu de paramètres suivants :

Paramètres liés aux déplacements des parois	Paramètres lié aux rotations des moments
$J_{renvSat} = 1,1T$	$J_{rotSat} = 1T$
$H_c = 7A/m$	$a = 30$
$\beta = 0,25$	$k_1 = 10$
$c_0 = 10$	$k_2 = 5,4$
	$c_1 = 10$

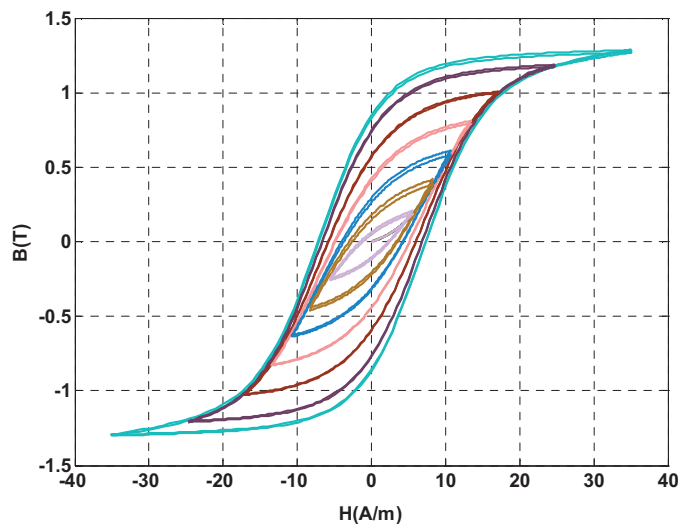


Figure 3-12 : Cycles d'hystérésis centrés modélisés avec le modèle chimique

III.1.2. Modèle de Jiles-Atherton

Le modèle de Jiles-Atherton [Jiles-Atherton, 1983] a été développé pour décrire le processus de variation de l'aimantation à partir d'un équilibre dynamique d'énergie d'échange

dans un matériau magnétique. Ce modèle est basé sur les études de Weber (1852), Maxwell (1873), Wiedemann (1886), Ewing (1880), Langevin (1905), Weiss (1907-1916), Kersten (1938-1943) et Becker (1939). Ainsi, Jiles et Atherton publiaient leur modèle en 1983.

III.1.2.a Interaction entre moments magnétiques

Le premier modèle de l'aimantation est basé sur la microstructure des matériaux et la fonction de Langevin pour les matériaux ferromagnétiques. Cette fonction exprime l'aimantation M en fonction du champ appliqué H . Elle est donnée par :

$$M = M_s \left(\coth \frac{H}{a} - \frac{a}{H} \right), a = \frac{kT}{\mu_0 m} \quad (3-8)$$

Où M_s est l'aimantation spontanée (à saturation) du matériau correspondant à l'alignement des moments magnétiques suivant le champ appliqué H , et a est un paramètre équivalant à un champ magnétique qui est relié à l'énergie d'agitation thermique selon les statistiques de Boltzmann. Dans les matériaux ferromagnétiques, les moments magnétiques voisins sont en interaction.

Weiss avait montré que le champ agissant sur les moments n'est pas le champ extérieur appliqué, mais un champ effectif H_e exprimé par :

$$H_e = H + \alpha M \quad (3-9)$$

Où αM représente le champ d'interaction, α correspond au facteur de correction de Weiss représentant le couplage entre domaines. En remplaçant H_e par H dans la fonction de Langevin, l'aimantation d'un matériau due à l'interaction entre domaines est décrite par :

$$M = M_s \left(\coth \frac{H + \alpha M}{a} - \frac{a}{H + \alpha M} \right) \quad (3-10)$$

La fonction de Langevin modifiée (3-10) ne peut donner une meilleure description du comportement des matériaux magnétiques car elle décrit le cas idéal d'un cristal parfait dont les parois des domaines se déplacent librement pour atteindre l'équilibre thermodynamique. Elle ignore, de ce fait, l'impact des défauts microstructuraux qui constituent des sites d'ancrage des parois et freinent leurs mouvements.

III.1.2.b Energie associée à la mobilité des parois

Les pertes d'énergie données par unité de volume, générées par le déplacement des parois, peuvent être exprimées par :

$$dw = \mu_0 k \delta \frac{dM}{dH} dH \quad (3-11)$$

Où k est le coefficient d'ancrage, δ la fonction signe pouvant prendre la valeur (+1) ou (-1) respectivement pour H croissant ($\frac{dH}{dt} > 0$) et pour H décroissant ($\frac{dH}{dt} < 0$).

III.1.2.c Cycle d'hystérésis

Pour décrire l'hystérésis dans les matériaux magnétiques, Jiles et Atherton ont décomposé l'aimantation en deux composantes. La première est la composante réversible et la seconde est la composante irréversible.

$$M = M_{rev} + M_{irr} \quad (3-12)$$

La composante réversible représente la translation réversible des parois et la rotation réversible des moments. Par contre, la composante irréversible représente le déplacement irréversible des parois. Dans un processus d'aimantation et en l'absence des pertes par hystérésis, la variation d'énergie magnétique doit être égale à l'énergie totale fournie au matériau. Alors, l'aimantation suit la caractéristique anhystérétique $M_{an}(H)$ donnée par l'équation de Langevin modifiée (3-10).

La formule reliant le champ magnétique à l'aimantation s'écrit

$$M_{an}(H) = M + k \delta \frac{dM}{dH} dH \quad (3-13)$$

En tenant compte de l'interaction entre domaines magnétiques, à travers le champ moléculaire de Weiss donné par l'équation (3-9) et à partir de l'équation précédente (3-13), la composante irréversible de l'aimantation s'écrit :

$$M_{an}(H_e) = M_{irr} + k \delta \frac{dM}{dH_e} \quad (3-14)$$

La composante réversible de l'aimantation peut être définie comme la différence entre l'aimantation anhystérétique et l'aimantation irréversible :

$$M_{rev} = c(M_{an}(H_e) - M_{irr}) \quad (3-15)$$

Où c'est le coefficient de réversibilité. En combinant les équations (3-12) et (3-15), on peut écrire l'équation :

$$M = M_{rev} + M_{irr} = (1 - c)M_{irr} + cM_{an}(H_e) \quad (3-16)$$

La composante irréversible prend la forme :

$$\frac{dM}{dH} = \frac{dM}{dH_e} \frac{dH_e}{dH} = \frac{M_{an}(H_e) - M_{irr}}{k\delta - \alpha(M_{an}(H_e) - M_{irr})} \quad (3-17)$$

Donc, la susceptibilité différentielle totale s'écrit :

$$\frac{dM}{dH} = (1-c) \frac{M_{an}(H_e) - M_{irr}}{k\delta - \alpha(M_{an}(H_e) - M_{irr})} + c \frac{dM_{an}(H_e)}{dH} \quad (3-18)$$

En résumé, le modèle d'hystérésis de Jiles-Atherton est décrit par l'équation de Langevin modifiée (3-10) pour l'aimantation anhystérique, l'équation (3-17) pour la partie réversible et l'équation (3-16) pour la composante irréversible. L'équation (3-18) décrit le comportement de l'aimantation totale. Ainsi, le modèle est identifié par cinq paramètres :

- M_s (A/m) : aimantation spontanée
- a (A/m) : paramètre caractérisant la variation de M_{an} en fonction H_e
- α (sans unité) : facteur de correction de Weiss représentant le couplage entre les moments magnétiques
- k (Am) : coefficient représentant la densité des sites d'ancrage des parois et caractérisant la largeur du cycle
- c (sans unité) : facteur de réversibilité caractérisant la composante réversible de l'aimantation

La génération des cycles d'hystérésis nécessite une résolution de l'équation (3-17) nous permettant au départ de déterminer la composante irréversible de l'aimantation. Ensuite, avec l'équation (3-16), la composante réversible peut être déduite. Enfin, la résolution de l'équation finale passe par la détermination de $M_{an}(H_e)$ qui sera calculée de façon implicite dans l'algorithme de résolution. L'application d'un tel algorithme suppose la connaissance des différents paramètres M_s , a , k , α et c . La Figure 3-13 montre les cycles d'hystérésis calculés pour plusieurs points de fonctionnement par les paramètres suivants : $M_s = 1,48.10^6$ A/m, $k = 45$ A/m, $c = 0,21$, $a = 60,1$ A/m, $\alpha = 1,15.10^{-4}$.

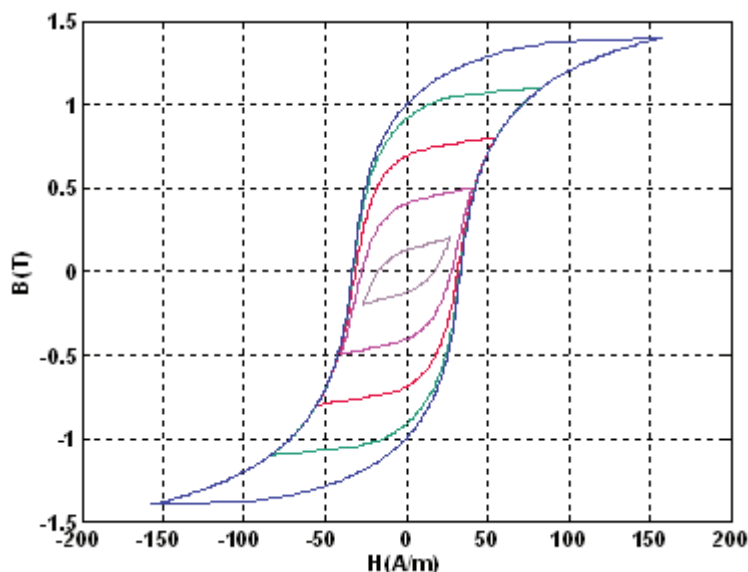


Figure 3-13 : Cycles d'hystérésis à différents B_{max} déterminés via le modèle de JA

III.2. Identification et optimisation

La procédure d'identification est d'autant plus difficile que le nombre de paramètres à identifier est important, compte tenu des exigences demandées en termes de précision. Il est nécessaire de disposer d'outils de calcul robustes qui permettent de remonter facilement au jeu de paramètres apte à reproduire fidèlement le comportement magnétique des matériaux.

Les méthodes d'optimisation sont très nombreuses. On peut toutefois les classer en deux grandes familles : les méthodes déterministes et les méthodes stochastiques [Houk et al, 1195], [Izydorczyk, 2006]. Les premières, comme leur nom l'indique, ne laissent aucune place au hasard et conduisent pour un contexte initial donné à une même solution finale. Pour ces méthodes, l'exploration de l'espace des solutions se fait grâce à la connaissance d'une direction de recherche qui peut être donnée par le gradient. Ce sont en général des méthodes efficaces, peu coûteuses mais qui nécessitent en contre partie une première solution (paramètre initial) connue proche de la solution globale. L'un des inconvénients de cette méthode est qu'elle peut aboutir à un optimum local.

A l'opposé des méthodes déterministes, les méthodes stochastiques explorent tout l'espace des solutions grâce en partie à des mécanismes de transitions aléatoires. Ainsi, plusieurs exécutions successives de ces méthodes conduisent à des résultats différents (pour une même solution initiale). L'intérêt de ces méthodes est leur capacité à trouver l'optimum global du problème. En contre partie, elles nécessitent un nombre important d'évaluations avant d'atteindre la solution optimale.

La détermination des paramètres de nos deux modèles d'hystérésis doit impérativement définir une fonction objective, en d'autre terme la fonction à minimiser. Dans notre cas, on utilisera la fonction suivante :

$$\varepsilon(\%) = \frac{1}{\text{Max}(B_{mes})} \cdot \sum \text{abs}(B_{mes}(i) - B_{sim}(i))^{1/2} \cdot 100 \quad (3-19)$$

Où B_{mes} et B_{sim} représentent dans l'ordre l'induction mesurée et l'induction simulée. L'induction maximale obtenue par la mesure est notée $\text{Max}(B_{mes})$.

La fonction ε_{tot} représente l'erreur moyenne sur tous les cycles centrés ($nbcycles$) à différents points de fonctionnement :

$$\varepsilon_{tot} = \frac{\sum_{i=1}^{nbcycles} \varepsilon}{nbcycles} \quad (3-20)$$

Nous ne présentons ici que les données concernant deux échantillons DP2070 et le FeSi3%. Les démarches seraient identiques pour les autres tôles. L'ensemble des comparaisons est effectué à une fréquence donnée $f = 10$ Hz et en plusieurs points de fonctionnement.

III.2.1. Identification du modèle chimique par méthode déterministe

La première tentative a été de tester les méthodes déterministes pour l'identification des 9 paramètres du modèle chimique. Ces méthodes nécessitent la maîtrise du jeu de paramètres initial. Certains paramètres peuvent être bornés tels que le champ coercitif H_c , la polarisation maximale due à la contribution des déplacement des parois $J_{renvSat}$, la polarisation maximale due aux rotations J_{rotSat} . Les six autres paramètres ne sont pas maîtrisés. Il en résulte un processus d'identification complexe.

L'erreur totale sur tous les cycles est d'environ 30%. Les résultats ne sont pas satisfaisants et particulièrement à haut niveau d'induction.

Compte tenu de ces difficultés, nous avons opté pour les méthodes stochastiques. Non seulement elles ne nécessitent pas un jeu de paramètres initial proche de la solution, mais elles assurent une solution globale sur tout l'intervalle de calcul.

III.2.2. Identification du modèle avec la méthode des Algorithmes génétiques (appliqué au modèle chimique)

Ce modèle d'hystérésis présente 9 paramètres en entrée et décrit les deux processus d'aimantation. Le nombre important de paramètres rend la procédure d'identification pénible

et complexe par cette méthode. Il serait alors utile d'élaborer une stratégie qui nous permettrait d'alléger le temps calcul et surtout d'avoir des valeurs de paramètres réalistes et sensés.

- Stratégie d'identification

La stratégie consiste à scinder l'identification en deux parties [Gabi et al, 2011]. Dans un premier temps, on détermine seulement les quatre premiers paramètres de renversement en utilisant les cycles d'hystérésis mesurés à faibles niveaux d'induction entre $[0,2T-1T]$. Une fois les quatre premiers paramètres fixés, on utilise les cycles à haut niveau d'induction pour déterminer les cinq paramètres restants. Afin de valider notre stratégie, nous allons travailler sur un matériau connu, dont les paramètres ont déjà été identifiés dans le cadre de la thèse de A. Nourdine [Nourdine, 2002]. Il s'agit des tôles FeSi à grains orientés

Pour ce faire, nous avons utilisé les algorithmes génétiques (AG) [Wilson et al, 2001], [Ledru et al, 1999] et [Wang et al, 2001]. Dans la « toolbox » du logiciel mathématique Matlab-simulink, on dispose de la fonction GAO qui minimise une fonction objective selon la méthode des AG. Dans le but d'atteindre une solution stable, nous avons fixé le nombre d'individus à 60 sur 800 générations. L'intervalle des paramètres ainsi que les résultats de l'optimisation sont représentés dans la TABLE 3-1 :

Paramètres	Intervalle de paramètres	Résultats
J_{renvSat}	$[0,9 - 1,2]$	1,01 T
H_c	$[7 - 9]$	8,07 A/m
β	$[0,1 - 0,3]$	0,2504
c_0	$[2 - 15]$	10,012

TABLE 3-1 : Intervalle de paramètres ainsi que les résultats

Ces résultats sont très proches des paramètres donnés dans [Nourdine, 2002] : $J_{\text{renvSat}} = 1,1$ T, $H_c = 7$ A/m, $\beta = 0,25$ et enfin $c_0 = 10$. Les erreurs moyennes estimées ne dépassent pas 5% sur tous les cycles obtenus à induction inférieure à 1,2 T (Figure 3-14).

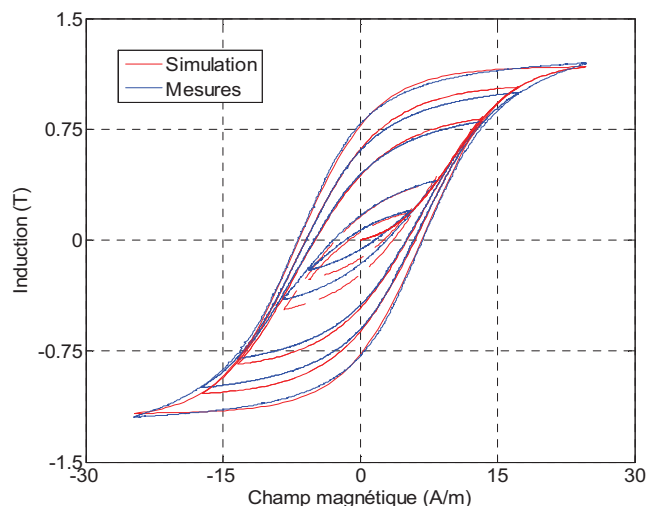


Figure 3-14 : Cycles d'hystérésis simulés et mesurés décrivant la partie réversible

Une fois les quatre premiers paramètres fixés, il reste à trouver les cinq paramètres associés au mécanisme de rotation. Pour ce faire, nous considérons les cycles à 1,5 et 1,6 T et des plages de variation possibles des paramètres relativement larges pour simplifier l'identification. Les résultats sont indiqués dans la TABLE 3-2 :

Paramètres	Intervalle de paramètres	Résultats
J_{rotSat}	[1 - 1,2]	1,01 T
a	[5 - 30]	25,03
k_1	[1 - 40]	8,02
c_1	[2 - 15]	10,8
k_2	[2 - 15]	5,05

TABLE 3-2 : Intervalle de paramètres décrivant les rotations ainsi que les résultats d'optimisation

La Figure 3-15 montre les résultats d'optimisation à haut niveau d'induction. Les cycles mesurés concordent parfaitement avec les cycles simulés. L'erreur moyenne est de 3%.

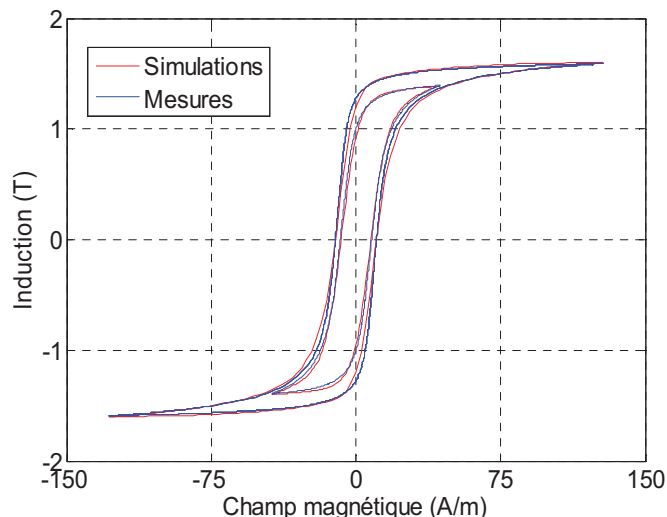


Figure 3-15 : Cycles d’hystérésis simulés et mesurés décrivant la partie irréversible

Les résultats d’optimisation montrent la robustesse de cette stratégie avec de faibles écarts entre la mesure et la simulation. En effet, les valeurs des paramètres J_{renvSat} , J_{rotSat} et H_c représentent des grandeurs physiques réalistes et sensées. Par ailleurs, le rapport résultats/temps de calcul reste correct, le temps de résolution sur un PC standart (intel ® core™ 2CPU avec 2,13 GHz, 3 Go de RAM) est estimé à moins de 10 minutes.

III.2.3. Application de la stratégie aux aciers dual phase

Après avoir validé la stratégie d’extraction des paramètres sur des tôles FeSi GO, nous allons l’appliquer aux aciers DP. Les mesures sont accomplies à $f = 10$ Hz, Pour être proche du régime quasi-statique. La TABLE 3-3 résume les paramètres nécessaires au calcul et les résultats d’optimisation.

Paramètres	Intervalle de paramètres	Résultats
J_{renvSat}	[0,9 – 1,4]	1T
H_c	[900 - 1600]	1447,1/m
β	[0,001 – 0,1]	0,0055
c_0	[50 - 300]	155,41
J_{rotSat}	[0,8 – 1,3]	1T
a	[1000 - 5000]	3000
k_1	[0,01 - 6]	2,12
c_1	[0,0002 – 0,1]	0,001
k_2	[500 - 4000]	2510

TABLE 3-3 : Intervalle de paramètres décrivant les rotations ainsi que les résultats d’optimisation

Les courbes de la Figure 3-16 montrent les cycles d'hystérésis mesurés et simulés en plusieurs points de fonctionnement à une fréquence $f = 10$ Hz.

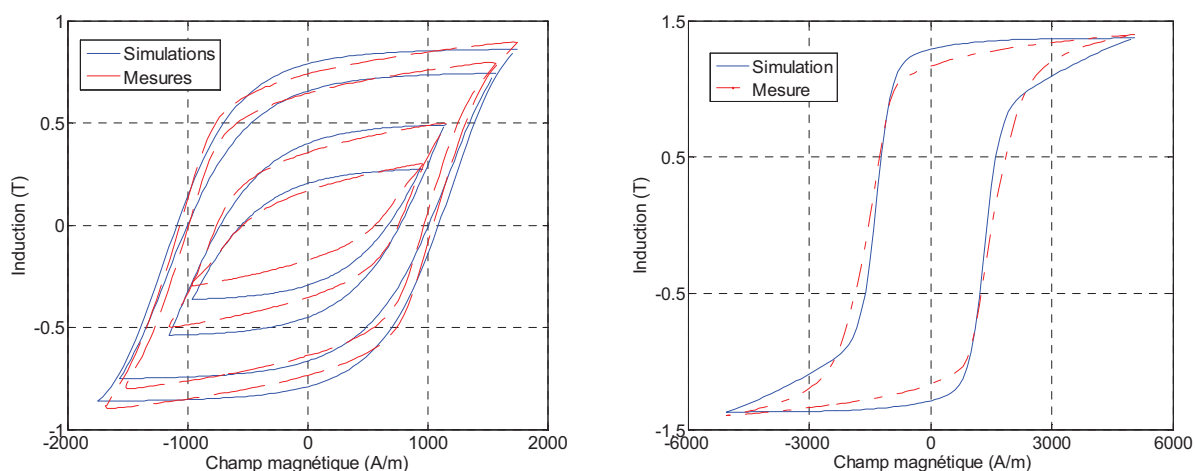
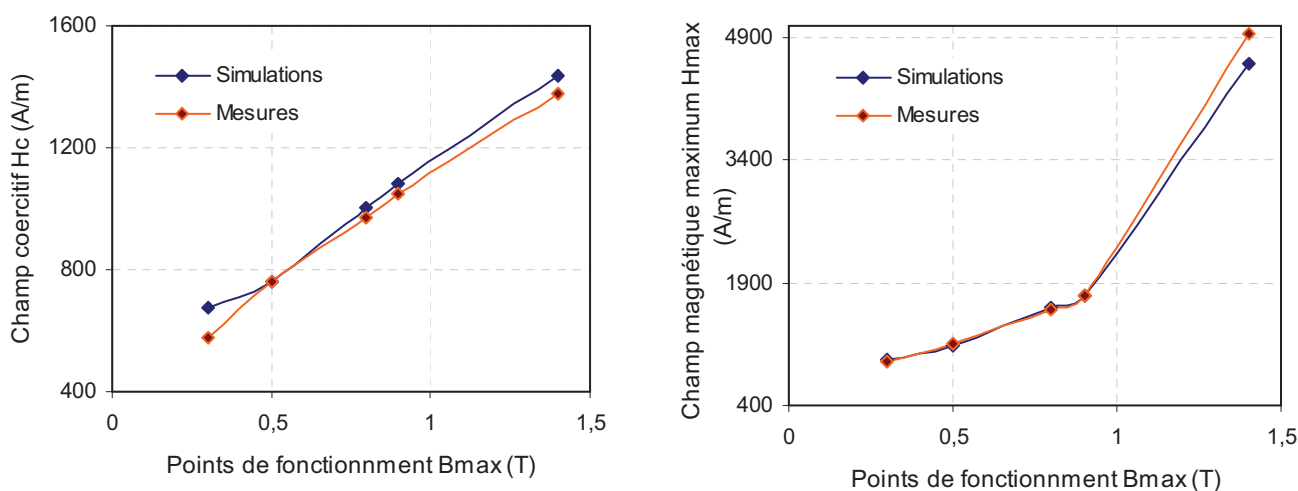


Figure 3-16 : Cycles mesurés et simulés via le modèle chimique

Les résultats sont assez encourageants avec une erreur moyenne (écart moyen entre B_{mes} et B_{sim} en chaque point du cycle, moyenné sur tous les cycles) entre les simulations et la mesure de 8% pour la partie renversement ($B < 1,2$ T) et 5% pour la partie rotation. Pour plus de précision, nous allons comparer les grandeurs caractéristiques de l'hystérésis mesurées et simulées telles que le champ coercitif H_c , l'induction rémanente B_r , le champ magnétique maximal H_{max} et enfin l'induction maximale B_{max} (Figure 3-17).



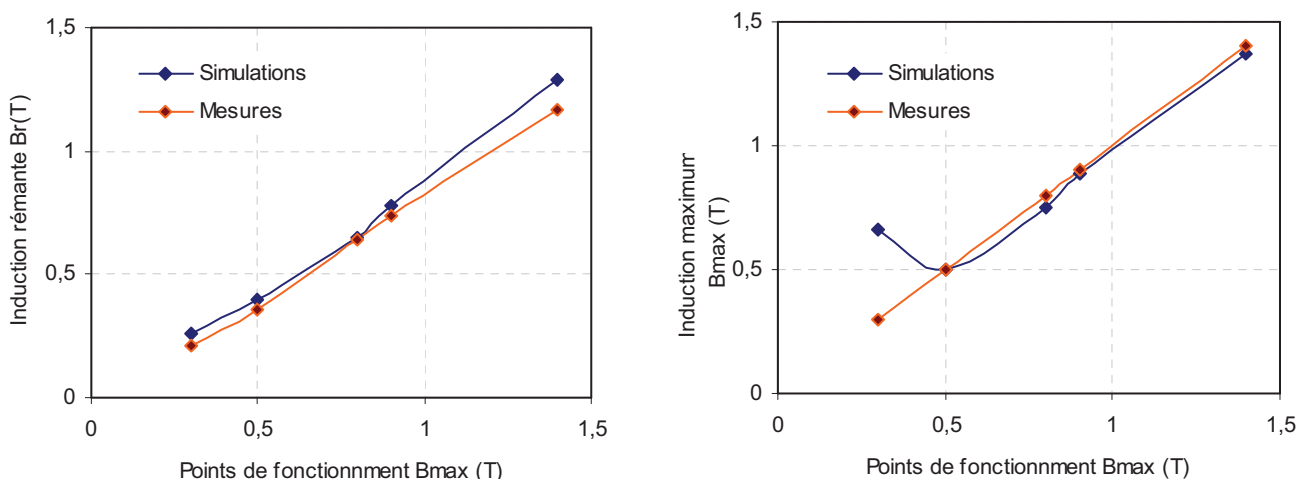


Figure 3-17 : Ecart relatif des grandeurs caractéristiques de l’hystérésis mesurées et simulées à différents point d’excitation

L’écart relatif entre la mesure et la simulation moyenné sur tous les points de fonctionnement est de 6% pour le champ coercitif H_c , 2% pour le champ maximum H_{max} , 10% pour l’induction rémanente B_r et enfin 13% pour l’induction maximum B_{max} .

III.2.4. Identification des paramètres de Jiles-Atherton

Nous allons appliquer le modèle de Jiles-Atherton pour décrire le comportement statique des aciers dual phase. De nombreuses études ont fait appel au modèle de Jiles-Atherton pour décrire les comportements de plusieurs matériaux magnétiques tels que le terfenolD, les alliages FeSi à grains orientés ou à grains non orientés [Huang et al, 2007], [Shuying et al, 2006].

La littérature dispose d’une bonne base de données de paramètres pour représenter le comportement statique des différents matériaux. On se réfère aux matériaux qui disposent de la même gamme de fonctionnement en champ (7 kA/m à 10 kA/m). A partir de cette base, on établit les intervalles de variation des paramètres. Il est également connu que les écarts entre les valeurs des paramètres du modèle JA sont parfois très grands. Afin de cibler une solution stable et de gagner en précision, nous avons procédé à une normalisation des paramètres.

La Figure 3-18 illustre les cycles mesurés et simulés à $f = 10$ Hz. Les paramètres identifiés sont : $M_s = 1,27 \cdot 10^6$ A/m, $\alpha = 1,7 \cdot 10^{-3}$, $a = 550$, $k = 1572$, $c = 0,22$.

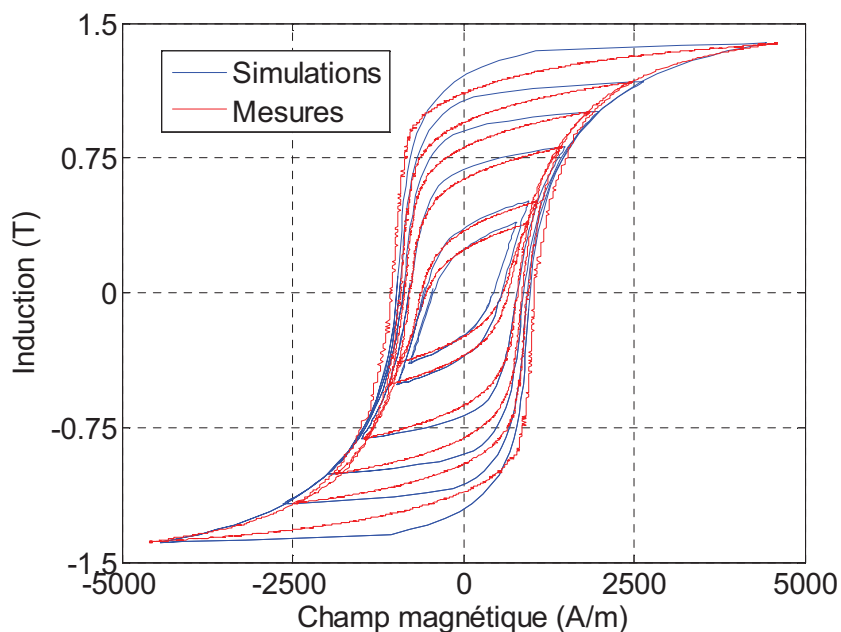
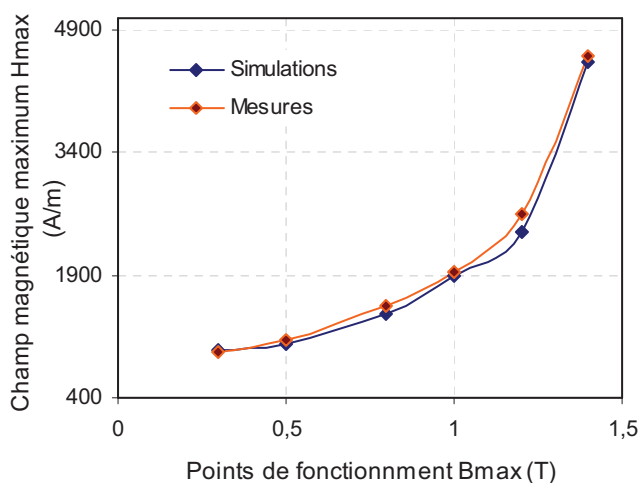
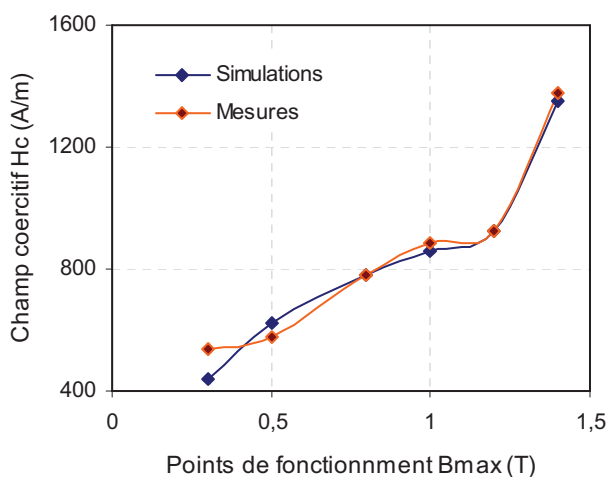


Figure 3-18: Cycles d'hystérésis mesurés et simulés à différents points de fonctionnement du DP2070

Les résultats sont encourageants. L'erreur moyennée sur tous les cycles mesurés et simulés est estimée à moins de 7%. La Figure 3-19 illustre les écarts entre la mesure et la simulation des grandeurs caractéristiques de l'hystérésis à différentes excitations.

L'écart relatif entre la mesure et la simulation moyenné sur tous les points de fonctionnement est de 5% pour le champ coercitif H_c , 6% pour le champ maximum H_{max} , 7% pour l'induction rémanente B_r et enfin 6% pour l'induction maximum B_{max} .



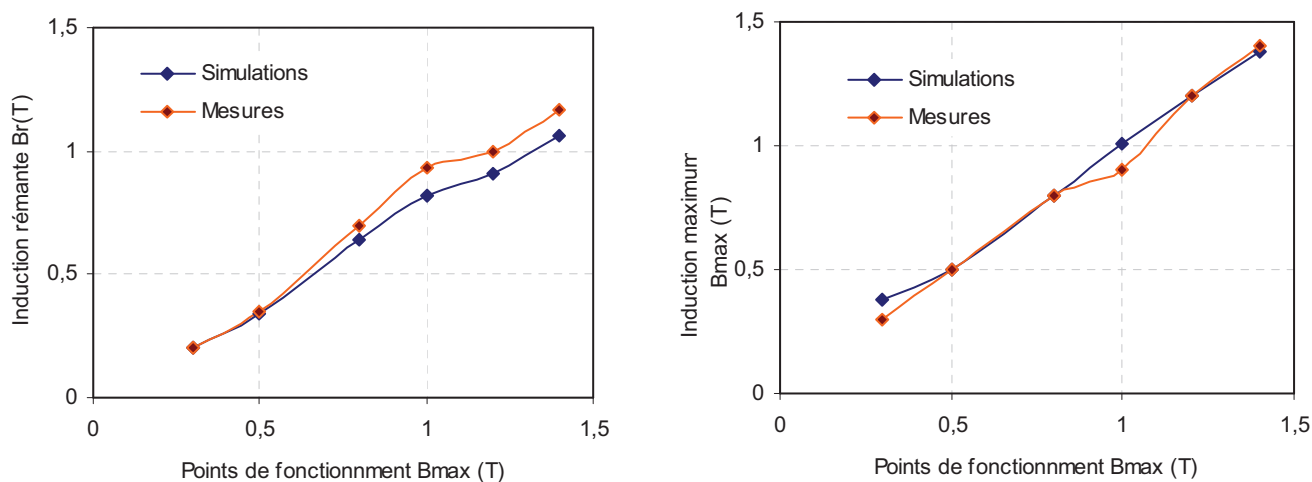


Figure 3-19 : Ecart relatif des grandeurs caractéristiques de l'hystérésis mesurées et simulées à différents point d'excitation

III.3. Modèle retenu

Le choix du modèle d'hystérésis statique dépend fortement du comportement des matériaux magnétiques, de la précision recherchée et de l'application visée.

Sur les aciers dual phase, le modèle chimique décrit avec une bonne précision la partie liée au déplacement de parois. Par contre, la partie rotation est représentée avec une précision moindre. Le modèle chimique est formulé en fonction du champ magnétique suivant une loi $B(H)$. Le modèle de Jiles-Atherton est intéressant à trois titres :

- Meilleure précision au niveau de la reconstruction des cycles centrés.
- Peut être exprimé sous la forme $H(B)$ ou $B(H)$, ce qui permet une implémentation aisée dans le code éléments finis.
- En géométrie 2D (formulation potentiel Vecteur), le modèle inverse de Jiles Atherton est privilégié car l'extension du comportement magnétique au régime dynamique est aisée.

III.4. Modèle dynamique

Le comportement des matériaux ferromagnétiques évolue en fonction de la fréquence d'excitation. Prenant l'exemple d'une tôle FeSi3%, la réponse magnétique en fonction de la fréquence se différencie par la largeur du cycle d'hystérésis et de la perméabilité apparente (Figure 3-20).

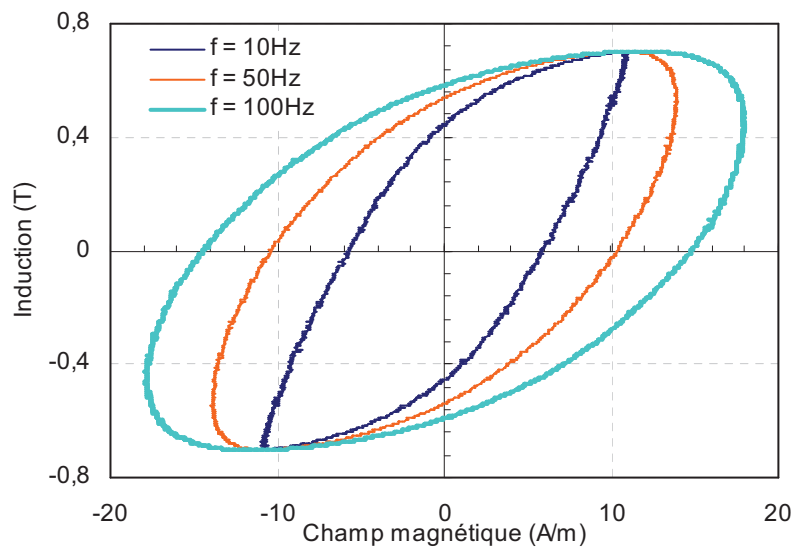


Figure 3-20 : Réponse magnétique de l'acier FeSi 3% aux fréquences suivantes $f = 10, 50, 100$ Hz

La surface engendrée par la caractéristique $B(H)$ est proportionnelle à la somme des pertes magnétiques dissipées par cycle d'aimantation. En effet, ces pertes magnétiques peuvent être expliquées par la circulation d'un courant électrique dans un milieu résistif, qui est régi par l'équation :

$$\frac{P}{f} = \frac{1}{V} \int_V \int_0^t \frac{|j(r,t)|^2}{\sigma} dt \cdot d^3r \quad (3-21)$$

Soit

- 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 par excès. 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. Le concept de séparation des pertes a été développé pour permettre une description expérimentale des pertes du modèle classique.

Dans ce cadre, les pertes volumiques par cycles totales sont la somme de trois contributions :

- Pertes par hystérésis (W_{hys}) : un terme indépendant de la fréquence, qui est égal aux pertes totales en régime statique. Ce terme correspond à l'énergie absorbée par les sauts irréversibles des parois de Bloch sur leur profil d'énergie potentielle.
- Pertes classiques (W_{class}) : un terme dépendant de la fréquence, calculé avec la condition d'aimantation uniforme. Pour des tôles minces, ce terme est proportionnel à la fréquence.
- Pertes par excès (W_{exc}) : dépendant de la fréquence. Ce terme correspond à la différence entre les pertes expérimentales et la somme de pertes classiques et pertes par hystérésis.

Habituellement, les pertes sont représentées en fonction de la fréquence, pour un niveau d'induction donné, comme c'est le cas de la courbe de la Figure 3-21 déterminée expérimentalement sur des matériaux FeSi 3% à une induction de $B_{\text{max}} = 0,7 \text{ T}$.

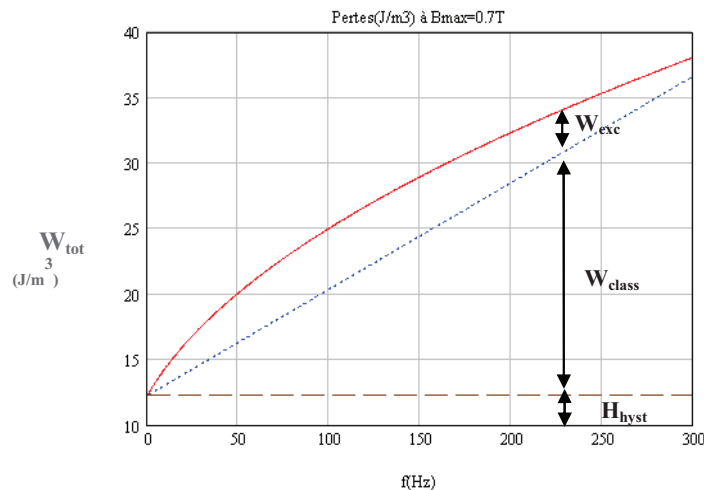


Figure 3-21 : Séparation des pertes pour un matériau FeSi 3%

Un grand nombre de modèles a été mis en place pour décrire le comportement dynamique des matériaux ferromagnétique tels que le modèle de Maloberti [Maloberti, 2006], le modèle Loss surface [Cester et al, 1996], ou encore le modèle de Berttoti [Berttoti et al, 1992].

III.4.1. Modèle de pertes statistiques de Berttoti

Dans son analyse statistique, Berttoti a élaboré une description unifiée des pertes grâce aux concepts des « magnetic objects » représentant les régions de la matière où les domaines

sont corrélés. Dans le cas d'une structure en domaine espacé, où les domaines sont indépendants, le « magnetic objects » est assimilé à une paroi mono-domaine. Dans le cas où l'on dispose d'une structure en domaines finement espacés, le « magnetic objects » est un groupe qui présente de fortes interactions entre les parois. En outre, le modèle de perte statistique est construit sous l'hypothèse que la géométrie de l'échantillon est une tôle fine d'épaisseur d et les « magnetic objects » sont distribués au hasard dans la section du matériau.

III.4.1.a Comportement des « magnetic objects »

Bertotti a montré que les « magnetic objects » réagissaient similairement aux parois isolées [Bertotti, 1984] et [Bertotti, 1985]. Sous un champ moteur H_m , ils génèrent une variation de flux (analogie à une paroi mono-domaine) :

$$H_m = \sigma \cdot G^{MO} \frac{d\phi^{MO}}{dt} \quad (3-22)$$

Avec G^{MO} un facteur sans dimension, qui représente la dissipation des courants de Foucault dans un « magnetic objects ».

Pour des domaines largement espacés, $G^{MO} = G^W = 0.1356$. A l'opposé, quand on a un processus d'avalanche dans ces objets, cette quantité est autour de 0,5 [Bertotti-1984].

$\frac{d\phi^{MO}}{dt}$ est le flux généré par l'activation des « magnetic objects ». On pourrait le relier au flux global, connaissant la valeur de n correspondant au nombre de « magnetic objects » actifs.

$$\frac{d\phi}{dt} = S \frac{dB}{dt} = n \frac{d\phi^{MO}}{dt} \quad (3-23)$$

S : étant la section de l'échantillon. Finalement, en combinant les équations précédentes, on obtient :

$$H_m = \frac{\sigma G^{MO} S}{n} \frac{dB}{dt} = \frac{\sigma G^W S}{\tilde{n}} \frac{dB}{dt} \quad (3-24)$$

Avec \tilde{n} le nombre équivalent aux parois de Bloch espacées :

$$\tilde{n} = \frac{n G^W}{G^{MO}} \quad (3-25)$$

III.4.1.b Identification du champ d'entraînement

Pour une structure en domaines périodiques, comme celle considéré par Pry & Bean [Pry & Bean, 1958], le champ moteur effectif est donné par la relation :

$$H_m = H_{ext} - H_0 - H_{env} \quad (3-26)$$

H_{env} est le champ d'opposition du au déplacement des parois de Bloch environnantes. Pour une vraie structure en domaines, plus complexe qu'une structure périodique, le champ H_{env} est remplacé par le champ H_{class} dans l'expression du champ moteur [Bertotti, 1986].

$$H_m = H_{ext} - H_0 - H_{class} \quad (3-27)$$

De l'équation ci-dessus, le concept de séparation de pertes, postulé dans la section III.4, apparaît comme une conséquence de la théorie statistique, où le champ d'excès est assimilé au champ moteur. En combinant les équations (3-24) et (3-27), on obtient :

$$H_{exc} = H_m = \frac{\sigma G^W S}{\tilde{n}} \frac{dB}{dt} \quad (3-28)$$

III.4.1.c Evolution du nombre actif des « magnetic objects »

Chaque « magnetic objects » est caractérisé par son propre H_0 , champ d'opposition qui empêche son mouvement irréversible. Une augmentation du champ excessif moyen ou global mène à une augmentation du nombre de « magnetic objects » simultanément actifs. Comme première approximation, Bertotti a proposé une dépendance linéaire :

$$\tilde{n} = \tilde{n}_0 + \frac{H_{exc}}{V_0} \quad (3-29)$$

Les paramètres \tilde{n}_0 et V_0 , sont nommés paramètres de microstructure. Ces paramètres ont été corrélés à la taille des grains.

III.4.1.d Formulation des pertes totales

Le champ d'excès est obtenu en combinant les deux équations (3-28) et (3-29) :

$$H_{exc} = \frac{\tilde{n}_0 V_0}{2} \left(\sqrt{1 + \frac{4\sigma S G^W}{V_0 \tilde{n}_0^2} \left| \frac{dB}{dt} \right|} - 1 \right) \quad (3-30)$$

Dans le cas d'une tôle fine et dans le cas où le champ est homogène, le champ correspondant aux courants de Foucault se calcule avec la relation suivante :

$$H_{Foucault} = \frac{\sigma \cdot d^2}{12} \frac{dB}{dt} \quad (3-31)$$

Avec σ représentant la conductivité de l'échantillon. Donc, le champ total se calcule avec la relation suivante :

$$H_{tot} = H_{stat} + \frac{\sigma d^2 dB}{12 dt} + \frac{\tilde{n}_0 V_0}{2} \left(\sqrt{1 + \frac{4\sigma S G^w}{V_0 \tilde{n}_0^2} \left| \frac{dB}{dt} \right|} - 1 \right) \quad (3-32)$$

Le champ total et le champ statique sont issus de la mesure. Le champ courant de Foucault est calculé. On peut ainsi en déduire le champ par excès en soustrayant les deux champs précédent au champ total (mesuré) et déterminer les paramètres \tilde{n}_0 et V_0 .

Pour une épaisseur de tôle tel que $d \gg \delta$ soumise à un champ magnétique triangulaire ($dB/dt = 4 f B_{max}$), les pertes séparées sont définies par :

$$W_{tot} = W_{hyst} + \frac{\pi^2}{6} \sigma d^2 B_{max}^2 f + 4B_{max} \left(\sqrt{\frac{(\tilde{n}_0 V_0)^2}{4} + 4\sigma G^w S V_0 B_{max} f} - \frac{\tilde{n}_0 V_0}{2} \right) \quad (3-33)$$

A fréquence élevée, l'expression précédente s'écrit :

$$W_{tot} = W_{stat} + \frac{\pi^2}{6} \sigma B_{max}^2 d^2 f + 8B_{max} (\sqrt{\sigma G^w S \tilde{n}_0 V_0 B_{max} f}) \quad (3-34)$$

III.4.2. Validation

Afin de prendre en main le modèle statistique de Bertotti, nous avons choisi dans un premier temps de travailler sur un matériau perméable tel que le FeSi 3%, pour acquérir une base de données de mesures complète sous différentes excitations et à différentes fréquences.

Pour représenter le comportement des aciers FeSi 3% en régime dynamique, il est nécessaire de décrire le comportement statique. Pour ce faire, nous allons accomplir une série de mesures à basse fréquence $f = 10$ Hz. Dans le but de s'affranchir au maximum des courants de Foucault basse fréquence, les aciers FeSi 3% sont soumis à des excitations en forme triangle.

Selon l'équation (3-32), le champ dynamique total peut être décomposé en trois parties :

- Champ statique : H_{stat} (Ms, α , a, k, c)
- Champ lié au courant de Foucault : $H_{Foucault}$
- Champ par excès : $H_{excès}$

Le champ statique est déterminé auparavant via le modèle inverse de Jiles Atherton. La résistivité des aciers a été déterminée expérimentalement ($\sigma = 48 \mu\Omega.cm$), donc la

contribution des courants de Foucault peut être facilement calculée. Désormais, la seule inconnue de l'équation totale est la contribution du champ par excès. Cette partie est décrite par les deux paramètres : n_0 et V_0 , qui peuvent être identifiés de plusieurs façons :

- Le calcul des pertes en utilisant l'équation (3-34)
- Le calcul des trois contributions en champ magnétique via l'équation (3-32)
- Par la méthode des éléments finis : on modélise une tôle de la même épaisseur, avec les mêmes conditions aux limites. On implémente l'hystérésis dans le code éléments finis pour décrire le comportement statique. Ensuite, on ajoutera les deux contributions : courants de Foucault et l'excès.

Cette dernière méthode d'identification reste plus précise car l'inhomogénéité du champ dans la tôle est prise en compte. Elle sera détaillée dans le chapitre 4.

Dans cette partie, nous allons déterminer les deux paramètres en utilisant uniquement la seconde méthode. La Figure 3-22 représente des cycles mesurés et simulés en différents points de fonctionnement en régime quasi statique.

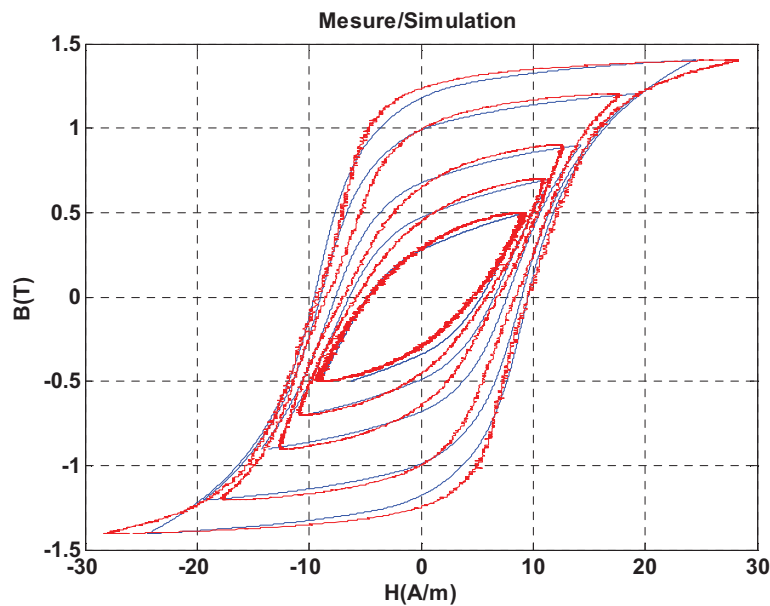


Figure 3-22 : Comportement statique des tôles FeSi3 % à $f = 10$ Hz

Une fois que les cinq paramètres de la partie statique sont connus, on se focalisera uniquement sur la partie dynamique.

L'identification se fait sur tous les points de fonctionnement B_{max} à une fréquence donnée. Les Figure 3-23 et Figure 3-24 représentent respectivement les cycles mesurés et

simulés à $f = 100$ Hz et $f = 200$ Hz en introduisant dans l'ordre les couples suivants : ($n_0 = 70$ & $V_0 = 0,00625$) et ($n_0 = 70$ & $V_0 = 0,086$).

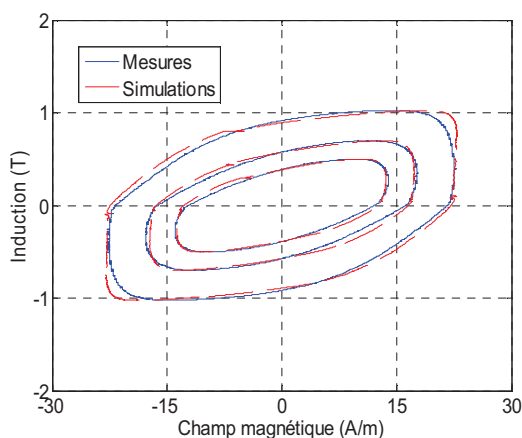


Figure 3-23 : Cycles d'hystérésis à $f = 100$ Hz

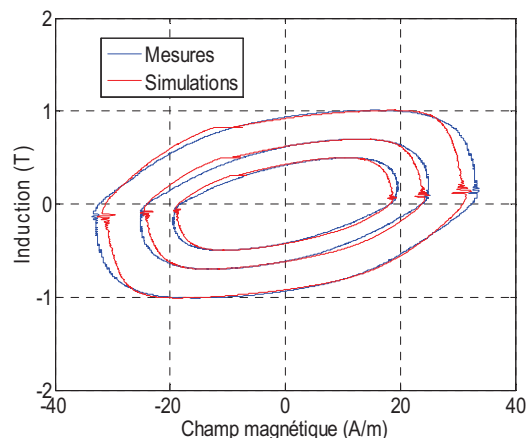


Figure 3-24 : Cycles d'hystérésis à $f = 200$ Hz

Les Figure 3-25 et Figure 3-26 montrent l'évolution de la réponse magnétique des aciers FeSi3 % à une excitation $B_{max} = 0,5$ T et $B_{max} = 0,7$ T aux fréquence $f = 10$ Hz, $f = 100$ Hz et enfin $f = 200$ Hz.

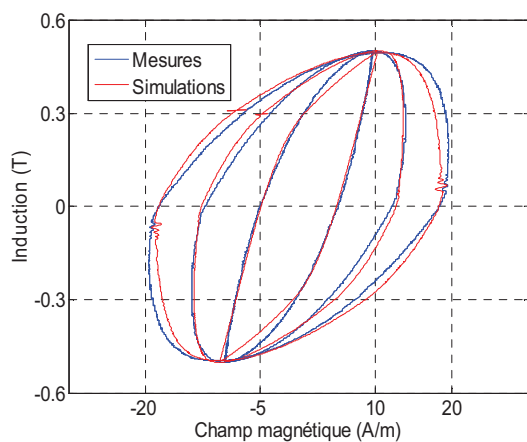


Figure 3-25 : Cycles d'hystérésis à $B_{max} = 0,5$ T et $f = 10$ Hz, $f = 100$ Hz et $f = 200$ Hz

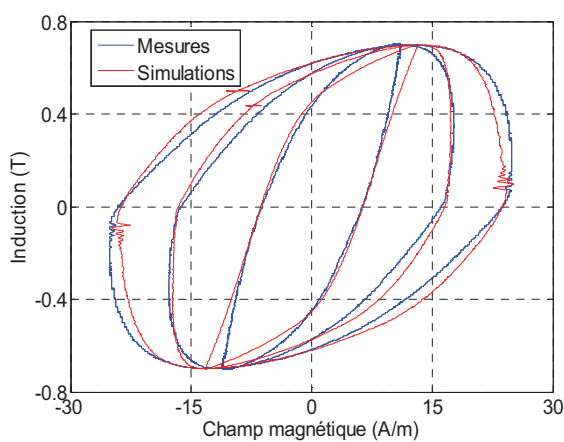


Figure 3-26 : Cycles d'hystérésis à $B_{max} = 0,7$ T et $f = 10$ Hz, $f = 100$ Hz et $f = 200$ Hz

Le modèle statistique de Bertotti reproduit fidèlement les cycles mesurés avec un faible écart entre la mesure et la simulation, qui est estimée à moins de 7% en moyenne.

III.4.3. Application aux aciers dual phase

Comme cela a déjà été précisé auparavant, les tôles DP sont moins perméables et la base de données de mesures en régimes dynamique est peu riche. On s'est alors contenté de

reconstruire les cycles simulés à bas niveau d'induction et à faible fréquence ($f = 100$ Hz et $f = 200$ Hz).

Les paramètres du modèle de Jiles-Atherton étant déjà identifiés précédemment, le comportement de l'acier DP2070 est établi en régime statique, à différents points de fonctionnement. La résistivité de l'acier a été mesurée expérimentalement ($\sigma = 28\mu\Omega.cm$), donc la contribution des courants de Foucault peut être facilement calculée.

On constate que l'addition des deux contributions (champ statique et champ correspondant aux courants de Foucault) suffisent pour décrire le comportement du DP2070 aux fréquences $f = 1$ Hz, $f = 100$ Hz, $f = 200$ Hz et $f = 300$ Hz à bas niveau d'induction $B_{max} = 1,5$ T (Figure 3-27).

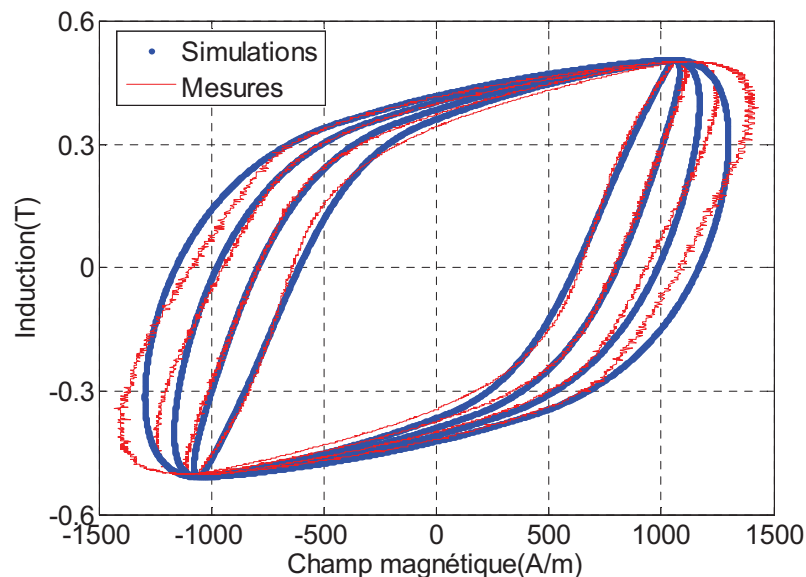


Figure 3-27 : Comportement dynamique du DP2070 à $B_{max} = 0,5$ T et $f = 1$ Hz, $f = 100$ Hz, $f = 200$ Hz, et $f = 300$ Hz

- Nous avons pu décrire le comportement magnétique de l'acier DP en régime dynamique, à bas niveau d'induction $B_{max} = 0,5$ T. Par ailleurs, nous sommes incapable de prédire son comportement à haut niveau. Pour visualiser l'effet du champ par excès, il aurait fallu effectuer des mesures à haut niveau d'induction et à hautes fréquences, ce que nous ne pouvons faire à cause de la puissance limite du banc de mesure. Pour y remédier à ces problèmes de puissance, une des solutions proposées est de réduire la section et la longueur moyenne des échantillons dual phase, soit en d'autres termes, réduire la puissance d'alimentation. Il faut aussi noter que lorsque l'on réduit les dimensions des échantillons, la place dédiée aux bobinages est réduite, ce qui

reviendrait à la même situation. Il convient donc de trouver un compromis entre les dimensions de l'échantillon et le nombre de bobinages. Un dimensionnement magnétique est de rigueur pour déterminer la section et la longueur limite pour atteindre le cahier des charges exigé.

Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le banc de mesure utilisée au niveau du laboratoire pour les mesures Epstein. Nous avons effectué une campagne de mesures sur les différentes sortes de tôle DP. Ces mesures ont permis de tracer les courbes caractéristiques du matériau, à savoir la courbe de première aimantation, les cycles d'hystérésis, la courbe des pertes par cycle à différents point de fonctionnement. Parmi le lot d'acier DP, l'acier référencié DP2152 se distingue par sa faible perméabilité apparente et sa grande coercitivité. La différence entre les autres tôles reste minime, elle est associée à l'erreur de mesure. Par ailleurs, la mesure Epstein est une acquisition macroscopique globale, cela explique le faible écart entre les nuances DP. Pour les dissocier, il faudrait faire une mesure surfacique (courant de Foucault), car c'est la couche supérieure de ces tôles qui différent. De cette mesure, l'aspect puissance du banc est limité. En effet, les mesures en régimes quasi statique ont été effectué jusqu'au point de fonctionnement $B_{max} = 1,5 \text{ T}$ et en régime dynamique ($f = 300 \text{ Hz}$) au point $B_{max} = 0,5 \text{ T}$.

Deux modèles d'hystérésis ont étudié, un modèle développé au G2elab, nommé le modèle chimique et le modèle de Jiles-Atherton. Nous avons testé la fiabilité de ces modèles en développant des stratégies d'identification, spécialement sur le modèle chimique dont l'optimisation est scindée en deux parties. Cette stratégie a été testée sur deux sortes d'acier FeSi 3% et les aciers DP. Après analyse et comparaison sur les caractéristiques de l'hystérésis (H_c , H_{max} , B_{max} , Br), le modèle de Jiles-Atherton a été choisi pour reproduire le comportement statique des aciers DP.

Pour décrire le comportement des tôles DP en fréquence, nous avons choisi la formulation analytique dynamique de Bertotti. Afin de comprendre et de prendre en main ce modèle, nous avons réalisé des mesures sur des matériaux plus perméables comme le FeSi 3%. Les résultats du calcul se concordent bien avec ceux de la mesure. Nous avons ensuite appliqué le modèle de Bertotti aux aciers DP, on constate que la contribution du champ statique et celle des courants de Foucault suffisent pour décrire le comportement des tôles DP à bas niveau. Des mesures complémentaires sont à prévoir pour continuer les mesures à haut

niveau en étudiant le compromis géométrie, section, longueur et nombre de tours (bobinages) pour satisfaire le critère puissance. Cette modélisation préliminaire a pour but d'anticiper aux problèmes liés à la convergence du calcul dans le code éléments finis et aussi de contrôler la fiabilité du modèle du capteur via des études de sensibilité.

Références

[Berttoti, 1984] Berttoti G., "Space time correlation properties of the magnetization process and eddy current losses". J. Appl. Phys. 55, 1984, p.4348-4355.

[Berttoti, 1985] Berttoti G., "Physical interpretation of eddy current losses in ferromagnetic materials". J. Appl. Phys. 57, 1985, p.2110-2117.

[Cester et al, 1997] Cester C., Kedous-Lebouc A., Cornut B., "Iron loss under practical working conditions of a pwm powered induction motor". IEEE Trans. Magn., vol. 33, no.5, pp. 3766–3768, September.1997.

[Chikazumi, 1978] Chikazumi S., "Physics of Magnetism", Wiley, New York, 1978

[Chwastek et al, 2006] Chwastek K. and Szczyglowski J. "Identification of a hysteresis model parameters with genetic algorithms", Math. Comput. Simul.,pp. 206–211, 2006.

[Fulginei et al, 2005] Fulginei F. R. and Salvini A., "Soft computing for the identification of the Jiles-Atherton model parameters", IEEE Trans. Magn., vol. 41, no.3, pp. 1100–1108, Mar. 2005

[Gabi et al, 2011] Gabi Y.,Lebouc A., Meunier G., Mailland P. "A robust method to estimate the parameters of cheminacl hysteresis model". Proceeding de COMPUMAG conference, 2011.

[Houk et al, 1995] Houk C., Joines J.A., Kay M. G. "A genetic algorithm for function optimization: a Matlab implementation", NCSU-IE TR 95-09,1995,<http://www.ie.ncsu.edu/mirage/GAToolBox/gaot/>.

[Huang et al, 2007] Huang W., Wang B., Shuying S., Weng L., Chen H. " Dynamics train model with eddy current effects for giant magnetostrictive transducer". IEEE Trans. Magn., vol. 43, no.4, pp. 1381–1384, April. 2007.

[Izydorczyk, 2006] Izydorczyk J. "A new algorithm for extraction of parameters of Jiles and Atherton hysteresis model", IEEE Trans. Magn., vol. 42, no. 10, pp. 3132–3134, Oct. 2006.

[Jiles et al, 1992] Jiles D. C., Thoelke B., and Devine M. K. "Numerical determination of hysteresis parameters for the modeling of magnetic properties using the theory of ferromagnetic hysteresis", IEEE Trans. Magn., vol. 28, no. 1, pp. 27–35, Jan. 1992.

[Lederer et al, 1999] Lederer D., Igarashi H., Kost A., and Honma T. "On the parameter identification and application of the Jiles-Atherton hysteresis model for numerical modelling of measured characteristics", IEEE Trans.Magn.,vol. 35, no. 3, pp. 1211–1214, May 1999.

[Maloberti, 2006] Olivier Maloberti. "Contribution à la modélisation de la dynamique d'aimantation dans les matériaux doux: caractérisation et simulation". Thèse soutenue au laboratoire de génie électrique de Grenoble, 25 septembre 2006.

[Nourdine et al, 2000] Nourdine A., Kedous-Lebouc A., Meunier G., Chevalier T. "A chemical reaction hysteresis model for magnetic materials", IEEE Trans. Mag., vol. 36 n°4 p.1230-1233, July 2000.

[Nourdine, 2002] Nourdine A., "hysteresis modeling and implementation in FEM code", 2002, PHD manuscript, <http://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00491465/en/>

[Pry & Bean, 1985] Pry R. H., Bean C.P., "Calculation of the energy loss in magnetic sheet materials using a domain model", J. Appl. Phys. 29, 1958, p.532-533

[Sablik et al, 1987] Sablik M. J., Kwun H., Burkhardt G. L., Jiles, D. C. "Model for the effect of tensile and compressive stress on ferromagnetic hysteresis", J. Appl. Phys. Apr 1987, vol.61, no.8, pp.3799-3801.

[Shilling, 1971] Shilling J. W. "Domain structure during magnetization of grain - oriented 3% SiFe as a function of applied tensile stress", J. Appl. Phys. vol.42, no.4, pp.1787-1789, Mar 1971.

[Shuying et al, 2006] Shuying C., Wang B., Huang W., Ying S., Yang Q." Modeling dynamic hysteresis for giant magnetostrictive actuator using hybrid genetic algorithm". IEEE Trans. Magn., vol. 42, no.4, pp. 911–914, April. 2006.

[Wang et al, 2001] Wang J., Wilson P. R., Ross J. N., and Brown A. D. "Optimizing the Jiles-Atherton model of hysteresis by a genetic algorithm", IEEE Trans.Magn., vol. 37, no. 2, pp. 989–993, Mar. 2001.

[Wilson et al, 2001] Wilson P. R., Ross J. N., and Brown A. D. "Optimizing the Jiles-Atherton model of hysteresis by a genetic algorithm", IEEE Trans.Magn., vol. 37, no. 2, pp. 989–993, Mar. 2001.

***CHAPITRE 4. Modélisation éléments finis du
système 3MA***

Sommaire :

CHAPITRE 4. Modélisation éléments finis du système 3MA	91
I. Modèle géométrique du système 3MA.....	93
II. Challenge de la modélisation éléments finis du système 3MA.....	94
III. Géométrie.....	95
IV. Maillage	96
V. Différentes étapes du calcul	98
V.1. Caractéristiques physiques de la simulation FEM	98
V.2. Calcul conventionnel	100
V.2.1. Calcul basse fréquence (LF) transitoire	100
V.2.2. Calcul haute fréquence (HF) en régime harmonique.....	101
V.2.3. Calcul basse fréquence et haute fréquence couplé pas à pas dans le temps	103
V.3. Calcul basse fréquence et haute fréquence BF-HF dissocié	104
V.3.1. Calcul découplé LF et HF en 2D plan	106
V.3.2. Calcul découplé LF en 2D plan et HF en axisymétrique.....	109
V.4. Résultats préliminaires.....	110
VI. L'hystérésis dans le code éléments finis.....	111
VI.1. Prise en compte de l'hystérésis statique	111
VI.2. Prise en compte de l'hystérésis dynamique.....	114
VI.3. Perméabilité incrémentale	116
VI.3.1. Calcul analytique	116
VI.3.2. Comparaison entre simulation et mesures	118
VI.4. Application de l'hystérésis sur la géométrie du 3MA	118
VII. Importance de la prise en compte de l'hystérésis par la simulation du dispositif 3MA	119
Conclusion	123
Références.....	125

I. Modèle géométrique du système 3MA

Le système de contrôle non destructif 3MA se présente comme un capteur multi méthodes de caractérisation, dans le sens où il peut sonder l'état de surface des matériaux via quatre techniques de mesures magnétiques :

1. la mesure de bruits de Barkhausen.
2. la mesure des courants de Foucault à haute fréquence autour de l'état d'aimantation initial.
3. la mesure du champ magnétique en basse fréquence $H(t)$ à la surface de l'échantillon permettant de caractériser la perméabilité différentielle du matériau. Cette méthode est mise en œuvre via un traitement des harmoniques du signal $H(t)$.
4. une technique mixte combinant la deuxième et la troisième technique nécessitant deux sources d'excitation, l'une à basse fréquence et l'autre à haute fréquence. Cette dernière permet de balayer toute la courbe d'aimantation du matériau et d'évaluer l'effet des courants de Foucault en fonction de la perméabilité incrémentale.

C'est cette dernière méthode qui a été retenue dans le cadre du projet et qui sera reproduite en simulation. Le système 3MA a été déjà présenté et décrit dans le chapitre 2. Nous allons rappeler rapidement son principe de fonctionnement. Il est composé d'un circuit magnétique comportant une bobine permettant d'aimanter l'échantillon à basse fréquence et d'un ensemble de bobines d'excitation et de mesures à haute fréquence Figure 4-1. L'ensemble est placé à la surface du matériau à une distance d'entrefer définie et permet de réaliser des mesures sur une ligne de production.

La bobine d'excitation basse fréquence (Bob_LF) est composée de deux enroulements situés sur les deux bras de la culasse et mis en série. Les bobines haute fréquence, d'excitation ou de détection, sont constituées en pratique par un ensemble de petites bobines de quelques millimètres reliées en série et /ou en parallèle et réparties dans la zone centrale du système. Ces bobines haute fréquence seront représentées dans un premier temps par deux bobines concentriques uniques placées au centre du système. Enfin, le système dispose d'une sonde à effet Hall qui permet de déterminer la composante tangentielle du champ magnétique d'excitation appliqué à la surface de l'échantillon.

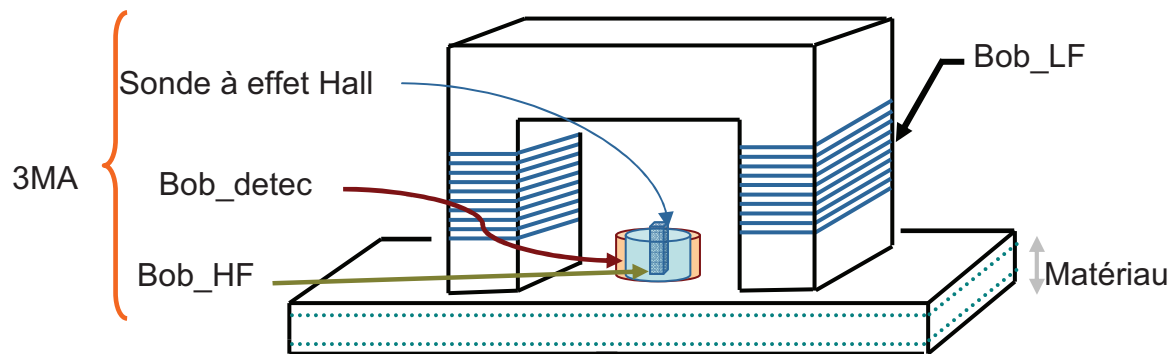


Figure 4-1 : Présentation du dispositif 3MA

En réalité, tous ces bobinages n'interviennent pas au même moment, cela dépend de la méthode de mesure choisie. Par exemple, dans le cas de la deuxième méthode de mesure par courants de Foucault, l'excitation basse fréquence (Bob_LF) n'est pas utilisée. Seule la bobine haute fréquence est alimentée par une tension sinusoïdale. Le signal d'impédance à ses bornes est ensuite récupéré. Compte tenu des fréquences utilisées (10 à 50 kHz), la pénétration du flux s'effectue sur une épaisseur d'environ 0,5 mm.

La quatrième méthode de mesure "perméabilité incrémentale", sollicite les deux sources d'excitations basse et haute fréquence. La sonde à effet Hall permet de mesurer le champ magnétique tangentiel en fonction du temps et de mesurer l'impédance aux bornes de la bobine de détection. Ainsi, la perméabilité incrémentale peut être évaluée en chaque point du cycle d'hystérésis basse fréquence.

Le package des méthodes de mesure que compose le 3MA, propose un grand panel de profondeur de caractérisation. Par exemple, l'épaisseur de caractérisation est inférieure à 1 mm dans le cas de la méthode de perméabilité incrémentale, alors qu'elle est de 4 mm dans le cas de la troisième méthode de mesure par l'analyse harmonique du signal basse fréquence.

II. Challenge de la modélisation éléments finis du système 3MA

L'acier dual phase est un matériau multicouche qui se compose d'une couche cœur de 1 mm et de deux couches skin d'épaisseur de $10\mu\text{m}$ (Figure 4-2). La réponse magnétique de la couche skin n'est pas identique à celle de la couche cœur. En effet, les couches skin ont subi des contraintes mécaniques, qui ont provoqué des dislocations et des défauts dans ces couches. Deux autres couches en zinc également de l'ordre de $10\mu\text{m}$ peuvent être présentes suite à un traitement superficiel de la bande. Ces couches de zinc seront toutefois négligées dans la modélisation éléments finis de l'échantillon. Le système de mesures 3MA est capable de sonder plusieurs épaisseurs de matériaux. Il est donc nécessaire de décrire le comportement

magnétique de chaque couche et de l'implémenter dans le code éléments finis afin de reproduire proprement le fonctionnement du dispositif.

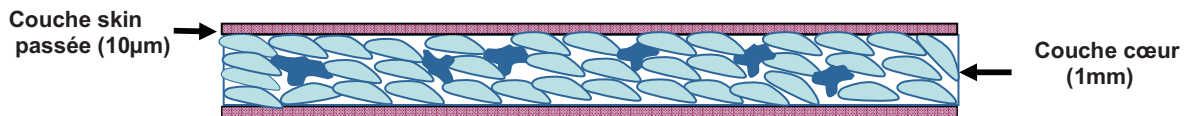


Figure 4-2 : Matériau dual phase

Compte tenu de la grande disparité des longueurs caractéristiques du système, la modélisation de ce système multiéchelle en utilisant la méthode des éléments finis se trouve confrontée à un problème de maillage. En effet, un facteur 100 existe entre la dimension du dispositif et l'épaisseur du matériau, et de même on retrouve un facteur 100 entre les épaisseurs de couche skin et de la couche dual phase. Ces grandes différences de grandeurs imposent une discrétisation spatiale adaptée.

De plus, la méthode de mesure par "perméabilité incrémentale" du dispositif 3MA nécessite l'usage de deux sources d'excitation avec des fréquences très différentes (basse fréquence $f_{LF} = 200$ Hz et haute fréquence $f_{HF} = 20$ kHz). Pour décrire correctement les phénomènes haute et basse fréquences, l'intervalle de temps doit être finement échantillonné. Le modèle obtenu est donc coûteux en stockage mémoire et en temps de résolution.

III. Géométrie

Cette modélisation préliminaire a pour but de dégager les grandes difficultés de simulations et de réfléchir à une stratégie de calcul reproduisant le fonctionnement du 3MA. Le logiciel FLUX, basé sur la méthode des éléments finis, a été utilisé afin de construire et résoudre le modèle numérique du système 3MA. La construction et la résolution du modèle numérique se résument en 5 étapes :

- Description de la géométrie du système
- Attribution des propriétés physiques
- Maillage de la géométrie
- Résolution du système
- Exploitation des résultats.

La géométrie du dispositif 3MA est décrite en 2 dimensions. Afin de gagner en temps de calcul et en utilisant la symétrie du système 3MA par rapport à un axe vertical, on restreint l'étude à la moitié de la géométrie (Figure 4-3). La géométrie du système a été paramétrée

afin de faire varier facilement les dimensions du système tout en préservant les régions et les contraintes de maillage du modèle.

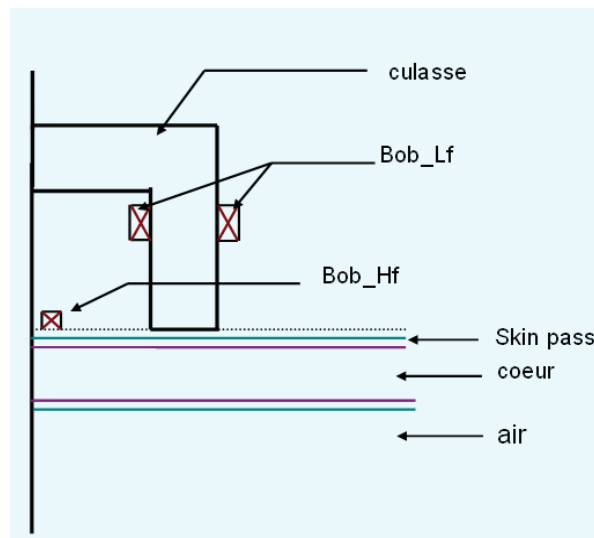


Figure 4-3 : Modèle simplifié

Le domaine d'étude est divisé en neuf régions :

- culasse
- Une bobine basse fréquence (Bob_LF) constituée de deux régions
- une des deux régions de la bobine haute fréquence (Bob_HF)
- les deux couches skin
- la couche cœur de l'échantillon
- une région entrefer séparant l'échantillon du dispositif
- une région air qui entoure le système et l'échantillon.

Dans ce cas, la bobine Bob_HF est utilisée pour l'excitation et la détection.

Afin de borner le domaine, une frontière de forme disque circulaire entourant le système, permet de simuler l'infini en définissant cette frontière par un ordre de grandeur 5 fois plus grand que celui du système, (rayon inférieur de 300 mm et rayon extérieur de 450 mm).

IV. Maillage

Une fois que la géométrie du système est construite et que les caractéristiques physiques des matériaux sont attribuées aux différentes régions du modèle, le maillage de la géométrie est construit. Compte tenu de ce caractère multiéchelle de la géométrie, il est nécessaire d'élaborer une stratégie de construction du maillage afin d'obtenir des éléments de maillage de bonne qualité et donc des résultats de simulation plus précis.

Dans un premier temps, la géométrie du système est maillée automatiquement, à base d'éléments triangulaires, en associant à chaque ligne du système, une discrétisation linéique qui lui est propre. Ce premier maillage n'est guère satisfaisant car seuls 33% des éléments sont réguliers. La résolution de ce modèle peut donc aboutir à des résultats de simulation biaisés du fait de ces éléments de mauvaises qualités.

Afin d'améliorer la qualité des éléments de maillage, deux types de maillages, adaptés selon les régions, sont définis. Un premier maillage réglé, à base d'éléments rectangulaires, dans les régions de l'échantillon et de l'entrefer permet de garantir un nombre de maille défini dans l'épaisseur de ces régions. Le maillage des autres régions est réalisé à partir du maillage automatique, décrit dans le paragraphe précédent. Cette stratégie permet d'augmenter le taux d'éléments de bonne qualité à 55 % (les éléments rectangulaires ne sont pas évalués dans ce calcul).

Enfin, afin d'optimiser la qualité du maillage, une boîte d'air entourant l'échantillon a été introduite. Celle-ci permet de densifier le maillage dans l'air autour du système et de relâcher le maillage progressivement entre cette boîte d'air et la frontière infinie. Cette stratégie a permis d'atteindre un taux de 96,5% d'éléments d'excellente qualité. La Figure 4-4 et la Figure 4-5 permettent de visualiser le maillage obtenu dans toute la géométrie et plus particulièrement au niveau de l'échantillon.

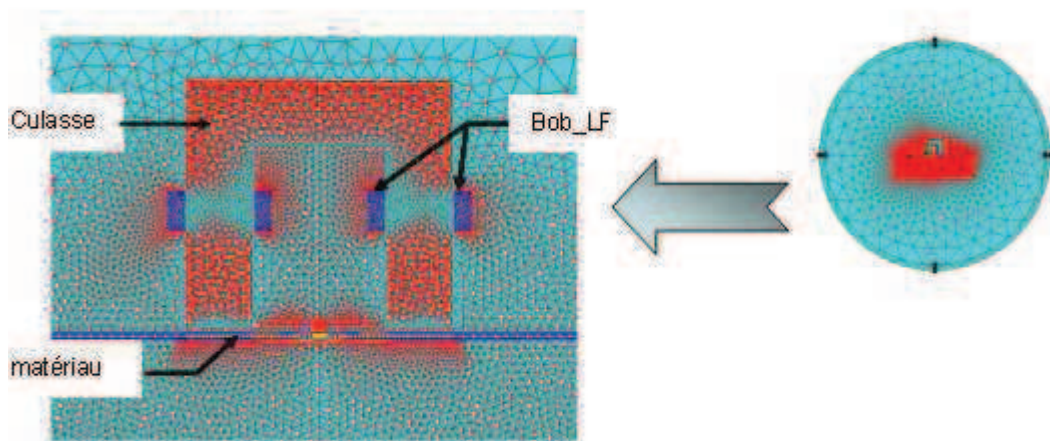


Figure 4-4 : Maillage du dispositif 3MA et de la zone d'air

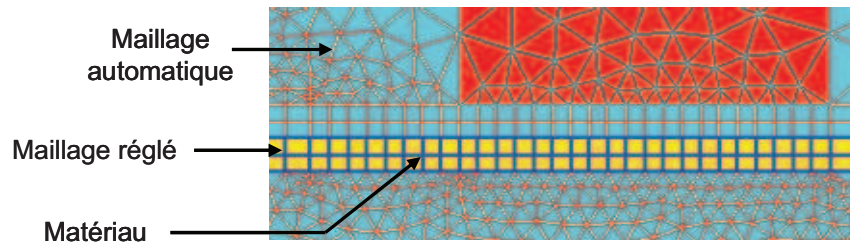


Figure 4-5 : Maillage dans l'échantillon et l'entrefer

Remarque : En zoomant la vue du maillage autour de la zone entrefer échantillon, on note que dans l'épaisseur des multicouches, il persiste des éléments triangulaires de mauvaise qualité. Ces éléments proviennent d'une limitation de la discrétisation du logiciel. Leur présence n'est pas critique et influe peu sur les résultats car les zones concernées sont loin du centre du dispositif qui constitue la partie utile du système où l'information est récupérée.

V. Différentes étapes du calcul

V.1. Caractéristiques physiques de la simulation FEM

Les propriétés physiques du dispositif varient selon le rôle de chaque partie, et sont classés selon deux types circuit électrique: (alimentation & détection) et matériaux. Le Tableau 4-1 résume les caractéristiques des régions représentant l'alimentation et la détection, où I_{max_LF} et I_{eff_HF} sont les amplitudes respectives des excitations des bobines basse fréquence et haute fréquence. Il n'est pas nécessaire de modéliser la sonde à effet Hall, l'évolution du champ en fonction du temps est calculée directement en un point au centre du dispositif.

	Composants	Caractéristiques	Excitations
Alimentation & détection	Bobine basse fréquence Bob_LF	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $N = 100$ ▪ $f_{LF} = 200 \text{ Hz}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Excitation en courant sinusoïdal ▪ $I_{LF} = 2 \text{ A}$
	Bobine haute fréquence Bob_HF	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $N = 50$ ▪ $f_{HF} = 20 \text{ kHz}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Excitation en courant sinusoïdal ▪ $I_{eff_HF} = 2 \text{ mA}$

Tableau 4-1 : Caractéristiques physiques des éléments du circuit électrique associés à la géométrie

Les caractéristiques physiques des autres régions sont décrites dans le Tableau 4-2.

Matériaux	Culasse	Couche coeur	Couche skin	Air et entrefer
Caractéristiques magnétiques et électriques	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $J_s = 2 \text{ T}$ ▪ $\mu_r = 2000$ 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $J_s = 2 \text{ T}$ ▪ $\mu_r = 400$ ▪ $\rho = 2,81.10^{-7} \Omega.m$ 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $J_s = 2 \text{ T}$ ▪ $\mu_r = 248$ ▪ $\rho = 2,81.10^{-7} \Omega.m$ 	Propriété du vide $\mu_r = 1$

Tableau 4-2 : Caractéristiques magnétiques et électriques des régions considérées

Dans un premier temps, les matériaux magnétiques sont décrits par une loi $B(H)$ isotrope, non linéaire sans hystérésis. Le modèle de matériau considéré est un modèle existant dans le code éléments finis. Ce modèle décrit la courbe $B(H)$ non linéaire par une simple loi analytique en "arc tangente". Deux paramètres sont alors nécessaires afin de caractériser le modèle : l'aimantation à saturation du matériau et sa perméabilité initiale. Afin de calculer les courants induits dans les différentes couches de l'échantillon, ces dernières sont décrites par leur résistivité électrique.

Pour tenir compte des deux fréquences d'excitation, un circuit électrique est associé à la géométrie du système. Ce circuit est schématisé Figure 4-6. Il permet de contrôler la forme des excitations, ainsi que les amplitudes et les fréquences.

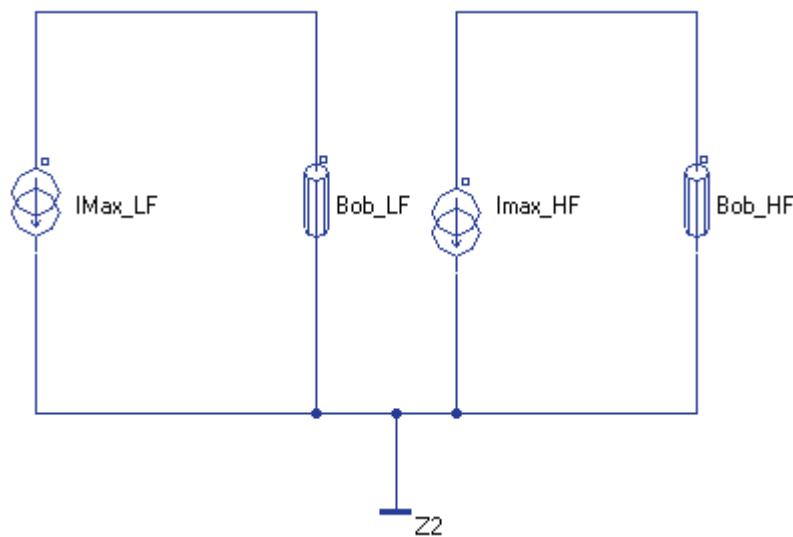


Figure 4-6 : Circuit électrique associé aux régions bobines du modèle

V.2. Calcul conventionnel

Dans un premier temps, l'étude a été menée en imposant séparément la source d'excitation basse fréquence et la source haute fréquence. Puis, une étude plus complète combinant les deux sources d'excitations a été réalisée.

V.2.1. Calcul basse fréquence (LF) transitoire

Cette simulation reproduit le fonctionnement du dispositif selon la méthode N°3. Elle a été menée en domaine magnétique transitoire en imposant uniquement une excitation sinusoïdale basse fréquence.

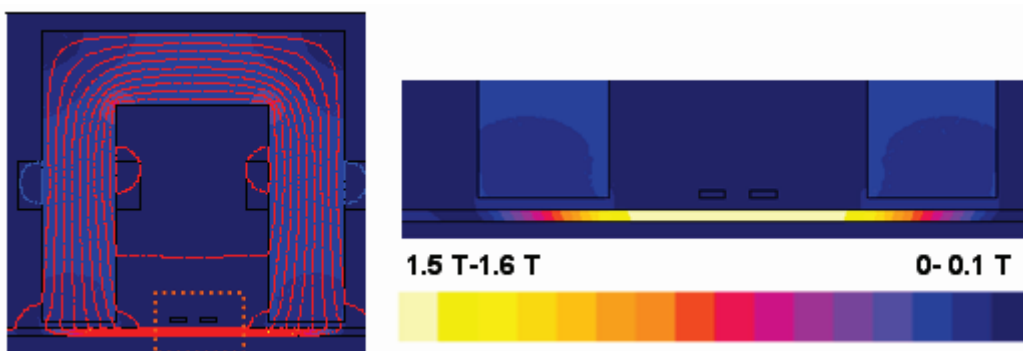


Figure 4-7 : Evolution des lignes de champs à $t = 1,25$ ms

On peut observer un champ de fuite dans l'air non négligeable estimé à 90 A/m. Le champ tangentiel est récupéré en un point du centre du système de détection (Figure 4-8).

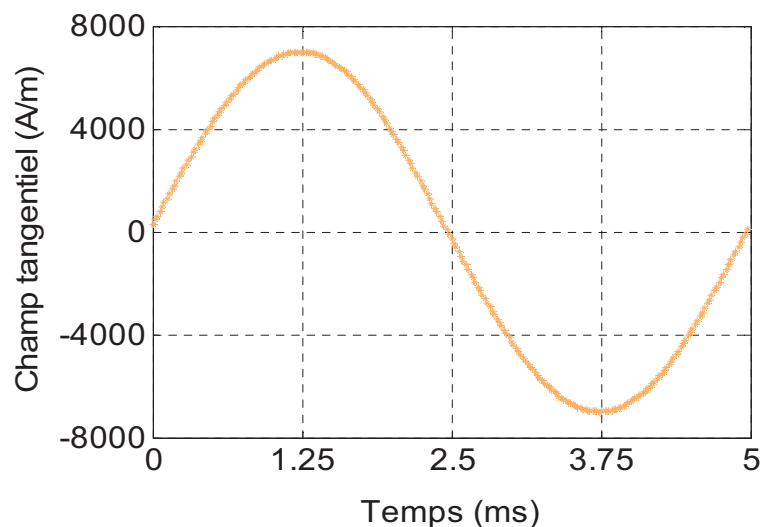


Figure 4-8 : Champ tangentiel à la surface de l'échantillon et au centre du système de détection

L'évolution du module du champ magnétique est comparée au module de l'induction en un point du cœur et de la couche skin (Figure 4-9 et Figure 4-10):

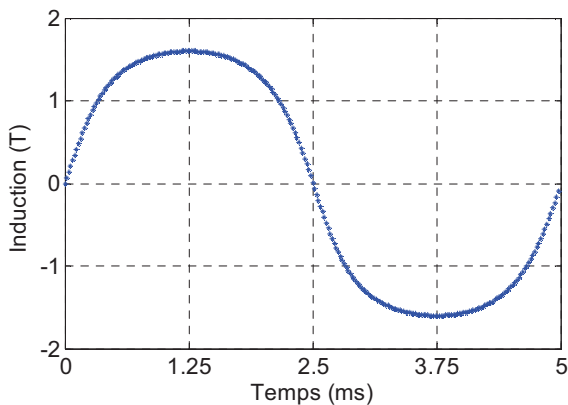


Figure 4-9 : Induction au centre de la couche cœur

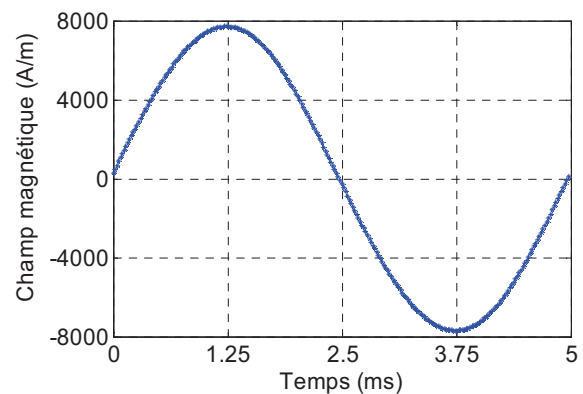


Figure 4-10 : Champ magnétique au centre de la couche cœur

La Figure 4-11 montre l'évolution de l'induction sur un segment en dessous des bobines hautes fréquences dans les couches cœur et skin pass. L'induction est homogène sur toute la distance en dessous des bobines d'excitation.

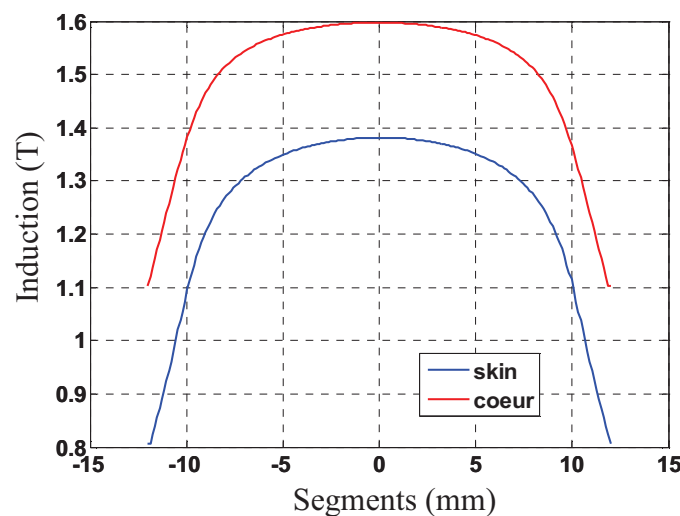


Figure 4-11 : Evolution de l'induction sur une section dans les couches skin et cœur

L'induction de la couche cœur est plus grande que celle de la couche skin, ce qui est normal étant donné qu'une perméabilité plus grande a été associée à la couche cœur.

V.2.2. Calcul haute fréquence (HF) en régime harmonique

Cette étude permet de reproduire le fonctionnement du dispositif selon la méthode de mesure par les courants de Foucault (technique N°2). La valeur efficace d'excitation de la

bobine haute fréquence étant faible ($I_{eff_HF} = 2 \text{ mA}$), le matériau est sollicité dans le domaine linéaire uniquement, ce qui nous permet d'effectuer une résolution dans le domaine harmonique (magnétodynamique) sans passer par le calcul temporel.

En zoomant sur les régions entrefer et échantillon, on constate que l'induction au sein de l'échantillon est de l'ordre du micro tesla (Figure 4-12).

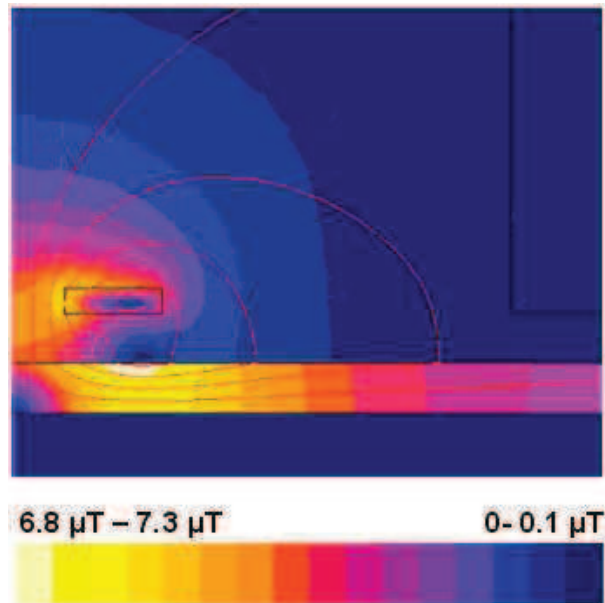


Figure 4-12 : Evolution de l'induction dans l'échantillon

La densité des courants induits varie entre 0,7 et 0,8 mA /mm² dans l'échantillon (Figure 4-13).

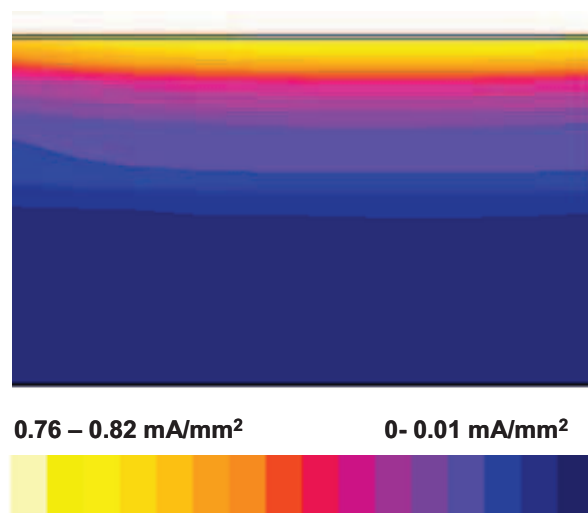


Figure 4-13 : Densité de courant dans l'échantillon

Comme cela a déjà été précisé, dans ce cas de simulation, la bobine haute fréquence excite et détecte simultanément et la tension à ses bornes est récupérée. Le courant est

proportionnel au champ magnétique H (loi d'Ampère), et la tension est proportionnelle à son tour à l'induction (loi de Faraday). Ainsi, le tracé de l'évolution de la tension en fonction du courant (Figure 4-14), permet d'obtenir l'image de l'induction en fonction du champ magnétique. L'effet des courants induits est bien visible et se traduit par le déphasage entre le courant et la tension.

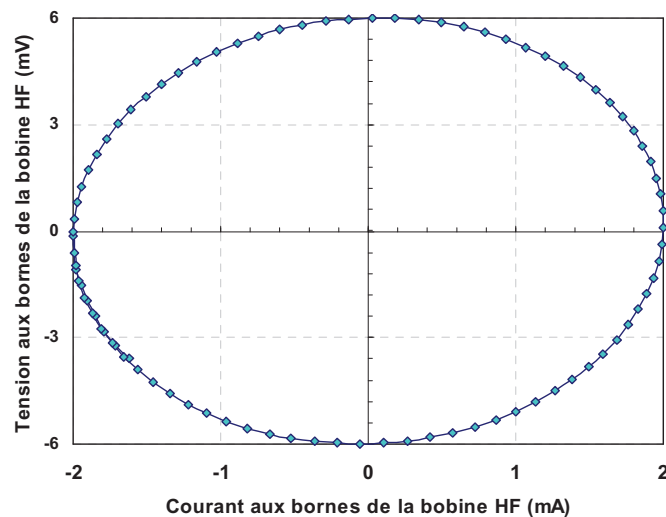


Figure 4-14 : Tension aux bornes de la bobine HF en fonction du courant

V.2.3. Calcul basse fréquence et haute fréquence couplé pas à pas dans le temps

Cette simulation reproduit le fonctionnement du 3MA selon la technique de mesure n°4 : mesure des courants de Foucault autour de la perméabilité incrémentale. Les conditions de symétrie sur l'axe central du dispositif étant différentes pour les simulations : basse fréquence (champ normal) et haute fréquence (champ tangent), il est alors nécessaire de construire la géométrie complète du 3MA. La même méthode de discrétisation a été adoptée. On sollicite les deux sources d'excitation en imposant un courant dans la bobine basse fréquence de 2A et de 2mA dans la bobine haute fréquence.

Le calcul temporel est échantillonné sur 3000 points de simulation pour une période du signal basse fréquence (f_{LF}) et 30 points de la période HF, ce qui correspond à un pas de temps $\Delta t = 1,66\mu s$ (Figure 4-15). Le temps de résolution du modèle est estimé à environ 4h. L'excitation haute fréquence étant faible, seules les lignes de flux issues de la bobine basse fréquence sont visualisées.

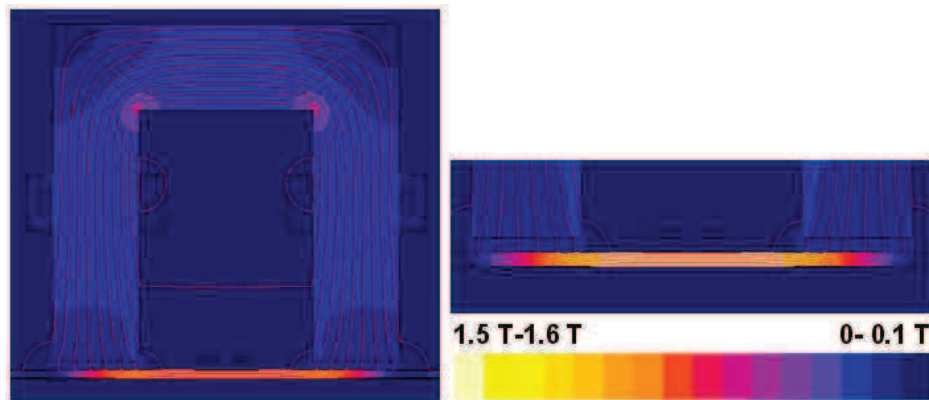


Figure 4-15 : Evolution des lignes de champ à $t = 2,5$ ms

Comme cela a été précisé précédemment, la bobine haute fréquence excite et détecte simultanément, et la tension est récupérée à ses bornes. L'évolution de cette tension sur son enveloppe est décrite (Figure 4-16). Les ondulations observées sont associées aux propriétés magnétiques non linéaires du matériau.

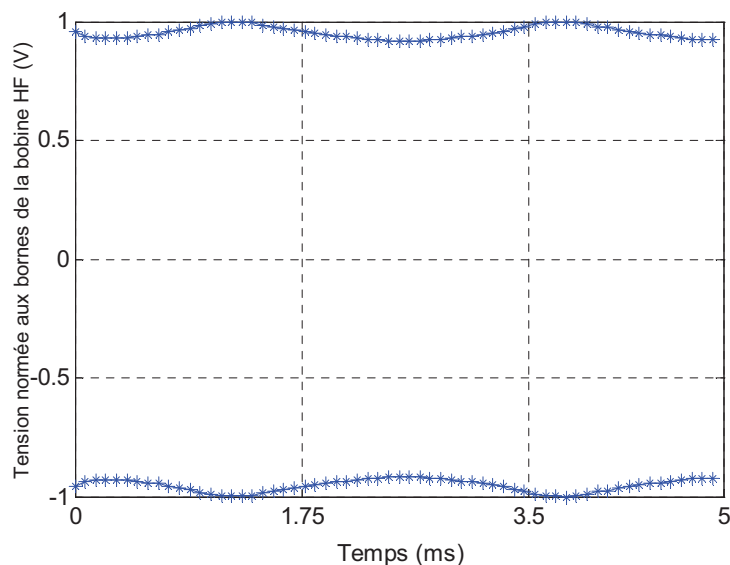


Figure 4-16 : Enveloppe de la tension en fonction du temps

V.3. Calcul basse fréquence et haute fréquence BF-HF dissocié

L'étude précédente a montré le rôle de chaque excitation et suggère de considérer le signal haute fréquence comme une perturbation autour du point de fonctionnement imposé par

l'excitation LF. Le calcul LF peut donc être dissocié du calcul HF à condition d'affecter au matériau les propriétés magnétiques issues du calcul LF pour le calcul HF (Figure 4-17). Le calcul LF doit s'effectuer en régime transitoire compte tenu de la non linéarité du matériau et dans l'optique d'intégrer ultérieurement l'hystérésis. Ensuite, le problème HF est résolu en régime harmonique car le signal haute fréquence est de très faible amplitude.

Le fait d'avoir dissocié les calculs HF et LF, permet de réduire le domaine d'étude et de simuler uniquement la moitié du dispositif [Gabi et al, 2011-1].

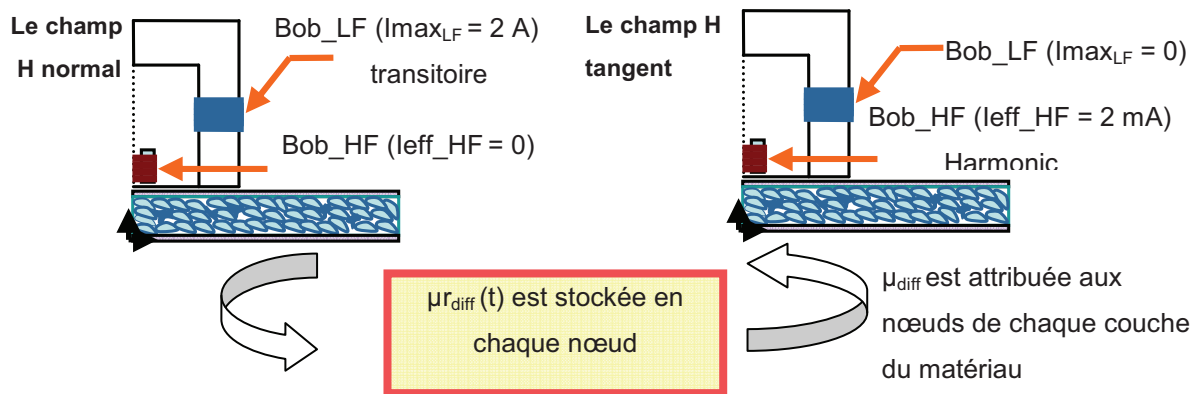


Figure 4-17 : Stratégie de calcul

Dans la suite de ce paragraphe, nous allons calculer le tenseur de la perméabilité incrémentale :

Nous savons que l'induction et la perméabilité évoluent comme :

$$B = \mu H \text{ et } \mu = \mu(H^2) \tag{4-1}$$

Cela nous permet d'écrire l'évolution de l'induction en fonction du champ magnétique selon les axe (Ox) et (Oy):

$$\begin{aligned} B_x &= \mu \cdot H_x \\ B_y &= \mu \cdot H_y \end{aligned} \tag{4-2}$$

Le tenseur perméabilité incrémentale s'écrit :

$$\left[\frac{\partial B}{\partial H} \right] = \begin{bmatrix} \frac{\partial B_x}{\partial H_x} & \frac{\partial B_y}{\partial H_x} \\ \frac{\partial B_x}{\partial H_y} & \frac{\partial B_y}{\partial H_y} \end{bmatrix} \tag{4-3}$$

Les dérivées partielles évoluent donc comme :

$$\begin{aligned} \frac{\partial B_x}{\partial H_x} &= \mu + H_x \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H_x} = \mu + H_x \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} \cdot \frac{\partial H^2}{\partial H_x} \\ \text{donc.} \frac{\partial B_x}{\partial H_x} &= \mu + 2.H_x^2 \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} \\ \frac{\partial B_x}{\partial H_y} &= H_x \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H_y} = H_x \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} \cdot \frac{\partial H^2}{\partial H_y} \\ \text{donc.} \frac{\partial B_x}{\partial H_y} &= 2.H_x.H_y \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} \end{aligned} \quad (4-4)$$

En remplaçant les résultats de l'équation (4-4) dans le tenseur de perméabilité incrémentale (4-3), on obtient :

$$\left[\frac{\partial B}{\partial H} \right] = \begin{bmatrix} \mu + 2.H_x^2 \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} & 2.H_x.H_y \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} \\ 2.H_x.H_y \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} & \mu + 2.H_y^2 \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} \end{bmatrix} \quad (4-5)$$

Les résultats des simulations préliminaires confirment que l'excitation basse fréquence assure un champ homogène dans le plan de la tôle. En d'autres termes, le champ magnétique est essentiellement dans l'axe (Ox). En imposant $H_y = 0$ dans la matrice de l'équation (4-5), on obtient le résultat suivant :

$$\left[\frac{\partial B}{\partial H} \right] = \begin{bmatrix} \mu + 2.H_x^2 \cdot \frac{\partial \mu}{\partial H^2} & 0 \\ 0 & \mu \end{bmatrix} \quad (4-6)$$

Le tenseur de perméabilité incrémentale est anisotrope à cause de l'aimantation, qui est en effet exclusivement dans le plan de la tôle. Le transfert des valeurs de la perméabilité incrémentale sera pris en compte dans les directions longitudinale et transversale en associant les valeurs déterminées dans l'équation (4-6).

V.3.1. Calcul découplé LF et HF en 2D plan

La première stratégie testée consiste à simuler le dispositif en considérant un problème 2D Plan (comme c'était le cas pour toutes les simulations précédentes). Une macro-commande en langage python compatible avec le logiciel Flux a été développée pour mettre en œuvre cette procédure et la rendre automatique. Deux fichiers (LF.Flu et HF.Flu) sont créés avec la même géométrie et le même maillage. Seules les conditions aux limites, les excitations et les

propriétés magnétiques de l'échantillon changent. Les deux étapes sont consécutives, et sont exécutées pour chaque pas de temps. La communication entre les deux fichiers "LF.Flu" et "HF.Flu" se fait en synchronisant les deux résolutions et l'échange de données. La Figure 4-18 présente l'organigramme du code développé.

La stratégie commence par une première résolution basse fréquence (LF.Flu) en régime magnétique transitoire au pas de temps t_1 . Les valeurs de la perméabilité incrémentale calculées aux nœuds de l'échantillon du fichier (LF.Flu) sont importées au fichier (HF.Flu), en les affectant aux nœuds correspondants, le maillage étant le même. La deuxième résolution est ensuite conduite en régime harmonique. La tension au pas de temps t_1 est récupérée aux bornes de la Bob_HF. A la fin de cette deuxième résolution, un message est envoyé au fichier (LF.Flu) afin d'avoir l'autorisation de continuer le calcul au second pas de temps t_2 . On reboucle ainsi le programme pour tous les pas de temps suivants jusqu'à ce que toute la période LF soit traitée.

Comme la résolution du calcul HF est menée en régime harmonique, la discrétisation temporelle est uniquement nécessaire sur la période LF, ce qui permet donc une discrétisation moins fine. Le temps de résolution d'une demi période (LF) est réduit à 20 minutes, soit une durée 6 fois plus faible que dans le cas de la simulation LF-HF couplée.

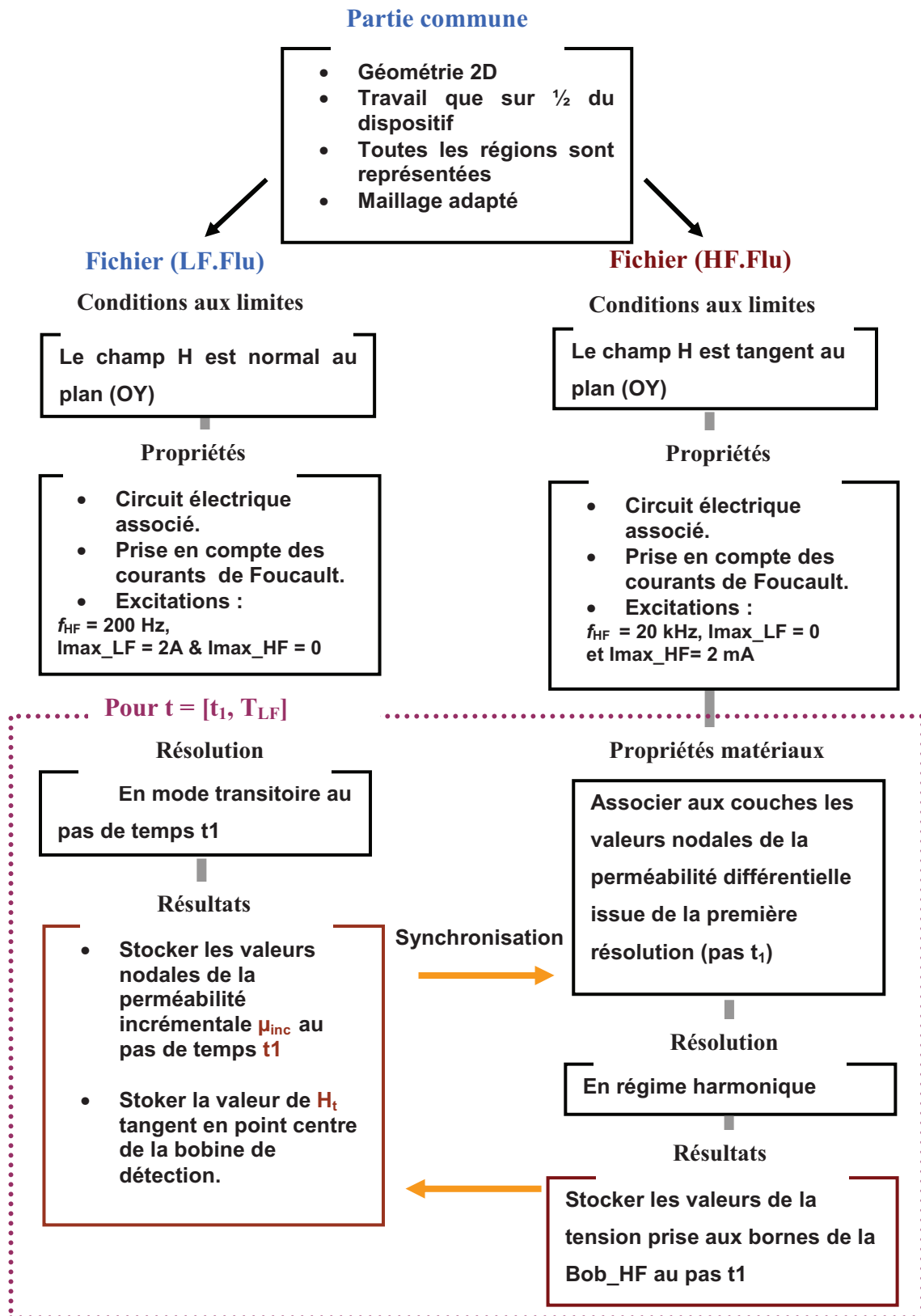


Figure 4-18 : Organigramme de la stratégie de calcul

Pour valider cette approche, les résultats obtenus sont comparés à ceux de la simulation 2D couplée effectuée dans le paragraphe V.2.3. La Figure 4-19 compare les niveaux des tensions obtenues dans les deux cas. Un écart maximal de 3 % est observé sur toute la durée de la simulation. De ce fait, cette comparaison démontre la faisabilité de la démarche.

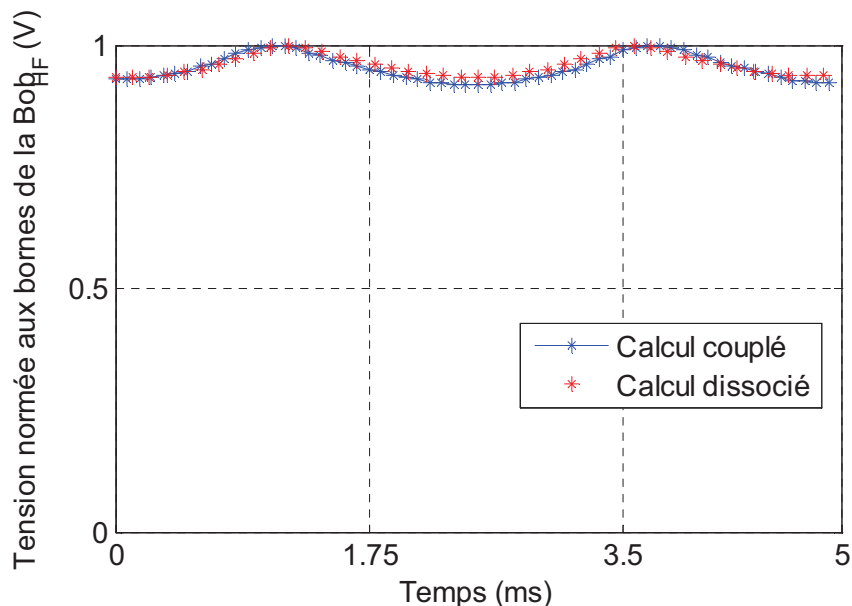


Figure 4-19 : Validation de la stratégie de calcul

V.3.2. Calcul découplé LF en 2D plan et HF en axisymétrique

L'hypothèse des simulations précédentes réalisées en 2 dimensions suppose une profondeur infinie du système modélisé. Cette hypothèse est vraie pour le système basse fréquence (culasse et échantillon), mais s'avère beaucoup moins évidente pour l'excitation et la détection HF. En effet, dans cette simulation nous supposons que la bobine est rectangulaire, de profondeur infinie et que les courants induits se développent perpendiculairement au plan d'étude. En pratique, la bobine HF est cylindrique de très petite dimension. Les courants induits se développent en 3 dimensions et dans une zone très réduite.

Afin de tenir compte de ce phénomène, la stratégie de calcul est conservée mais la résolution HF est effectuée en considérant un problème à géométrie axisymétrique. Ceci implique que la perméabilité reste invariante selon l'axe ortho-radial et que le matériau est isotrope. Toutefois, cette dernière hypothèse n'est pas vraie, car le tenseur perméabilité incrémentale n'est pas isotrope à cause de l'aimantation longitudinale du matériau. On fait l'hypothèse que l'erreur commise n'influence pas significativement la tendance.

V.4. Résultats préliminaires

Dans cette partie, nous présentons les premiers résultats de simulation obtenus avec la dernière stratégie de calcul développée. Nous cherchons à retrouver le signal détecté aux bornes de la bobine HF et reproduire l'essai expérimental. Pour cela, trois séries de simulations ont été réalisées en imposant I_{HF} constant à 2mA et en faisant varier l'amplitude du courant LF à respectivement 0,7A, 1A et 2A. La variation de la partie réelle et imaginaire de la tension est déterminée à chaque instant. La Figure 4-20 montre les évolutions du module de la tension normée en fonction du champ tangentiel.

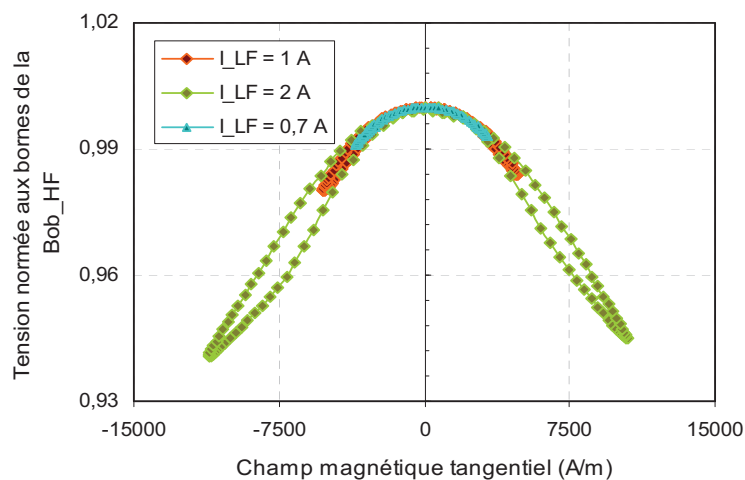


Figure 4-20 : Effet de la basse fréquence

On peut observer que l'excitation (LF) influence essentiellement la largeur de "l'éventail". En effet, plus on augmente l'excitation (LF), plus le champ tangentiel obtenu est grand. En revanche, les modules de la partie réelle et imaginaire de la tension restent inchangés quelque soit l'excitation (LF) ; ils ne dépendent que du signal HF. Ces résultats sont cohérents et prévisibles. Une dissymétrie dans la forme des "éventails" est observée. Plusieurs simulations complémentaires ont été réalisées et ont montré que ce phénomène est dû au régime transitoire du calcul LF.

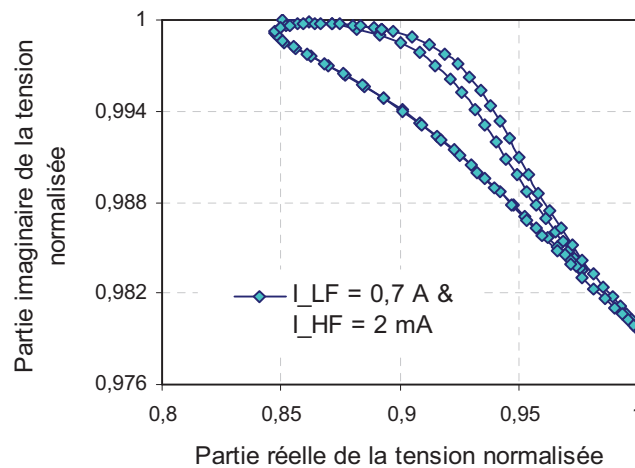


Figure 4-21 : Evolution de la partie imaginaire $\text{Imag}(U)$ en fonction de la partie réelle $\text{Re}(U)$ de la tension normalisée

La Figure 4-21 présente l'évolution de la partie imaginaire $\text{Imag}(U)$ en fonction de la partie réelle $\text{Re}(U)$ de la tension, dans les conditions suivantes : $I_{LF} = 0,7 \text{ A}$ et $I_{eff_HF} = 2\text{mA}$. On trouve qualitativement les mêmes formes que celles obtenues expérimentalement avec le dispositif 3MA, ce qui constitue une première validation. Pour aller plus loin, nous allons mener une comparaison quantitative en simulant le dispositif dans les mêmes conditions qu'en essai réel, c'est-à-dire en tenant compte du comportement hystérétique des matériaux magnétiques. L'hystérésis pouvant influencer nettement ces résultats, il est nécessaire de l'implémenter dans le code de calcul éléments finis. Dans ce qui suit, nous allons présenter les différentes étapes de l'implémentation de l'hystérésis dans le code FEM à l'intérieur du logiciel Flux.

VI. L'hystérésis dans le code éléments finis

VI.1. Prise en compte de l'hystérésis statique

Deux modèles d'hystérésis ont été testés pour reproduire le comportement statique des aciers dual phase : le modèle de Jiles Atherton et le modèle chimique déjà développé au G2ELAB. Après étude (détaillée chapitre 3), il s'avère que le modèle de Jiles Atherton offre une meilleure précision.

L'implémentation de la formulation inverse du modèle de Jiles Atherton $H(B)$ se fait via un sous-programme utilisateur (fonction) qui dispose de paramètres d'entrée et de sortie. Cette fonction est appelée en chaque point de gauss et à chaque instant. Les données d'entrées

sont l'induction et les paramètres du modèle d'hystérésis. Les paramètres de sorties sont H et dH/dB , appelée aussi réductivité différentielle. L'hystérésis nécessite la gestion de l'histoire magnétique. En d'autres termes, la valeur du champ au pas courant et au pas précédent doit être connue. Pour répondre à cette requête, des tables ont été allouées pour garder en mémoire ces valeurs de champ.

On utilise la formulation 2D du potentiel vecteur A [Meunier et al, 2002] et [Benabou,]. Le champ est défini par l'équation suivante :

$$\text{rot}H(t + \Delta t) = J(t + \Delta t) \quad (4-7)$$

Où $H(t + \Delta t)$, $J(t + \Delta t)$ représentent respectivement le champ magnétique, la densité de courant au pas de temps $(t + \Delta t)$, et Δt représente le pas temps.

La grandeur $J(t)$ varie selon si on dispose de bobine ou de matériau magnétique conducteur :

La densité de courant dans une bobine s'écrit : $J(t) = J_s(t)$, J_s étant la densité de courant connue. Dans le cas où le matériau magnétique est conducteur, alors la densité s'écrit :

$$J(t) = \sigma \left(\frac{\partial A}{\partial t} - \text{grad}(V) \right) \quad (4-8)$$

Le gradient de potentiel électrique $\text{grad}(V)$ se calcule avec le couplage des équations des circuits électriques associés à la géométrie.

Le champ H est calculé via le modèle inverse de Jiles Atherton $H = H_{t+\Delta t}(B_{t+\Delta t}, B_t)$

Plusieurs méthodes ont été testées pour la résolution d'un tel problème non linéaire, comme par exemple la méthode du point fixe [Ossart, 1999], [Sadowski et al, 2002], [Benabou, 2002]. Ces méthodes assurent la convergence du problème mais restent coûteuses en temps de calcul. Pour la résolution de notre problème, nous avons choisi la méthode de Newton-Raphson.

A chaque pas de temps, un système non linéaire faisant intervenir l'incrément du potentiel vecteur magnétique est résolu:

$$\left[\frac{\partial R}{\partial A} \right] [\Delta A] = -R \quad (4-9)$$

Le résidu R est fonction de $H_{t+\Delta t}(B_{t+\Delta t}, B_t)$ alors que le Jacobien $\left[\frac{\partial R}{\partial A} \right]$ est fonction de la perméabilité différentielle $\frac{\partial H(B_{t+\Delta t}, B_t)}{\partial B}$. Cette dernière est approximé par:

$$\frac{\partial H(B_{t+\Delta t}, B_t)}{\partial B} \approx \frac{H(B_{t+\Delta t}) - H(B_t)}{B_{t+\Delta t} - B_t} \quad (4-10)$$

Dans un premier temps, nous avons testé l’algorithme du modèle sur une géométrie simple (Figure 4-22). Elle se résume en un carré avec des conditions aux limites permettant d’imposer un flux homogène dans l’échantillon. En d’autres termes, on positionne dans la même configuration du calcul analytique problème 1D. Le fait d’avoir simplifié le calcul a permis d’identifier rapidement les problèmes d’implémentation dans le code élément finis.

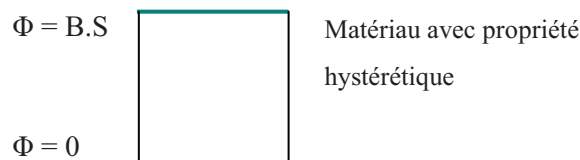


Figure 4-22 : Géométrie simple

La convergence est assurée au bout de 5 à 7 itérations de Newton Raphson selon où on se situe sur le cycle d’hystérésis. La Figure 4-23 représente l’évolution du champ magnétique H et de l’induction magnétique B au cours du temps en un point situé au centre du matériau.

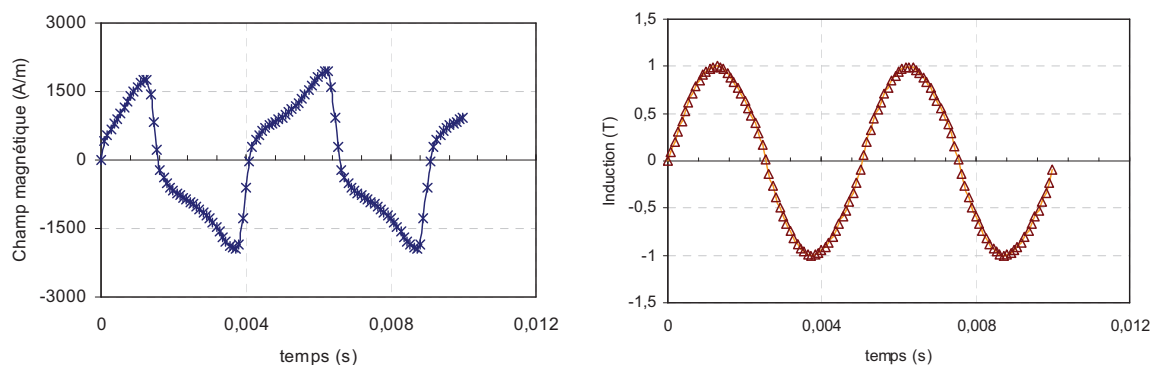


Figure 4-23 : Evolution du champ magnétique H et l’induction B en un point de l’échantillon

En combinant l’évolution de l’induction B en fonction du champ magnétique H , on obtient l’hystérésis en ce point Figure 4-24.

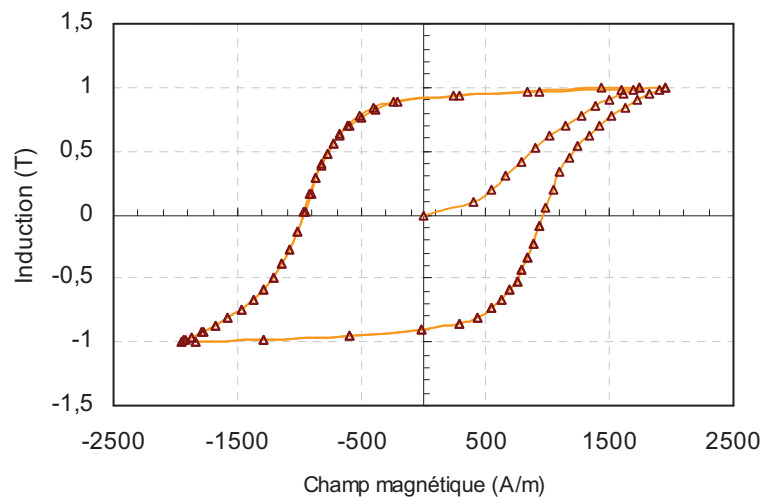


Figure 4-24 : Hystérésis en un point au centre de l'échantillon

On visualise bien l'effet du régime transitoire, il est donc nécessaire de réaliser des simulations sur plusieurs période afin d'atteindre le régime établi.

VI.2. Prise en compte de l'hystérésis dynamique

La formulation statique des aciers dual phase ne suffit pas pour décrire le comportement magnétique à la fréquence $f_{LF} = 200$ Hz. En effet, il est nécessaire de prendre en compte les contributions des courants de Foucault.

Les courants de Foucault classiques peuvent être simulés de deux manières différentes dans le code élément finis du logiciel Flux :

- Approche locale : les courants de Foucault sont pris en compte dans le code via le terme $\sigma \cdot \frac{\partial A}{\partial t}$ dans la formulation en potentiel vecteur A.
- Approche globale : une deuxième solution consiste à utiliser directement le modèle dynamique dans le lequel on additionne la contribution du champ statique et du champ correspondant aux courants de Foucault macroscopiques décrit par $\frac{\sigma \cdot d^2}{12} \frac{dB}{dt}$ [Bertotti, 1984], σ et d représentent respectivement la conductivité et l'épaisseur de l'échantillon. Dans ce cas le matériau est supposé non conducteur.

Toutefois, cette dernière approche implique que le champ doit être homogène dans la tôle. Comme la fréquence de travail utilisée est de $f_{Lf} = 200$ Hz, l'épaisseur de peau est de 1mm et est donc égale à l'épaisseur de la tôle étudiée. Afin de choisir entre ces deux

approches, nous allons les comparer en considérant la géométrie schématisée de la Figure 4-25.

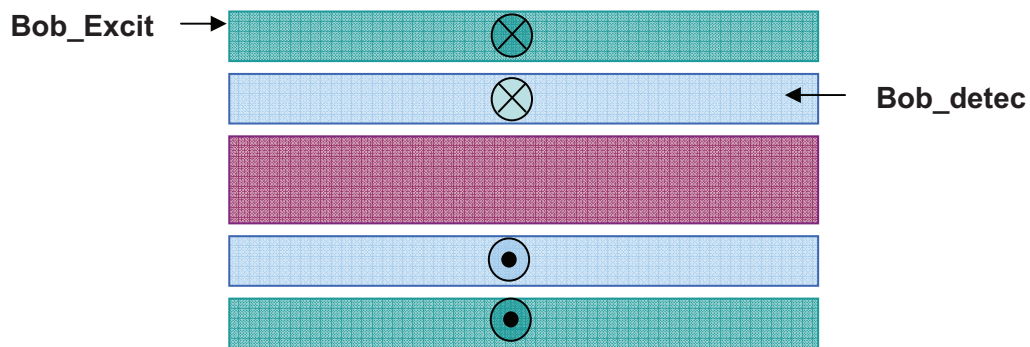


Figure 4-25 : Système d'étude simplifié

Cette géométrie et les conditions de simulation sont identiques à celles du banc de mesures Epstein. Elle se compose de deux bobines qui entourent l'échantillon dual phase. Une des bobines excite et l'autre détecte. Afin de limiter le champ de fuite, nous avons imposé un champ normal sur les faces latérales de la géométrie.

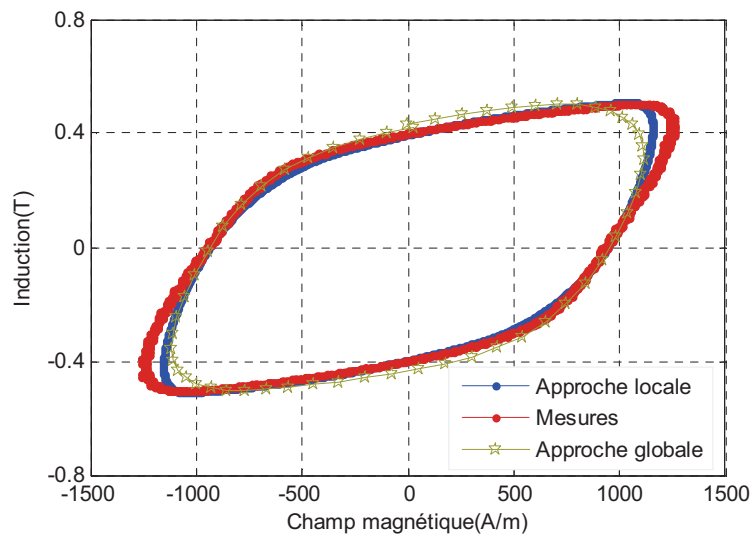


Figure 4-26 : Comparaison entre l'approche locale et globale des courants induits

La Figure 4-26 compare les résultats de simulation dans les deux approches locale et globale. Ces résultats sont comparés aux mesures Epstein effectuées à la fréquence $f = 200$ Hz. Les résultats concordent bien.

Pour la suite de notre simulation, nous allons considérer la propriété magnétique conducteur en associant au matériau une conductivité.

VI.3. Perméabilité incrémentale

L'hystérésis seule ne suffit pas pour reproduire les signatures magnétiques du système 3MA. Il est nécessaire de connaître les valeurs de la perméabilité incrémentale en tous les nœuds du maillage et à chaque instant. Afin d'évaluer la variation de la perméabilité incrémentale « μ_{INCR} » en différents points du cycle d'hystérésis, des mesures fluxmétriques ont été réalisées. Pour ce faire, nous avons construit des signaux basse fréquence sur lesquels un signal haute fréquence est superposé, afin d'approcher le plus possible les conditions de la mesure du système 3MA. Cependant, les amplitudes des signaux HF sont plus importantes que dans le cas du système 3MA, car elles ne peuvent pas être mesurées en pratique.

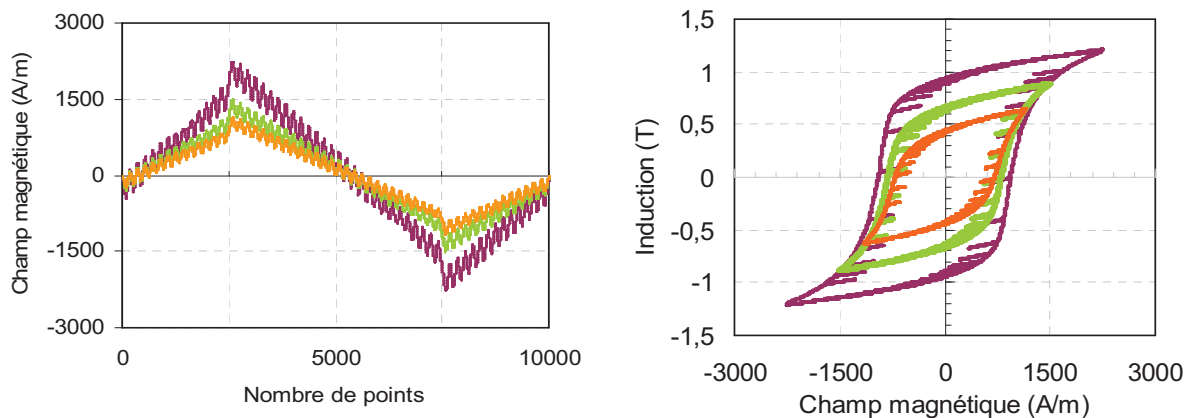


Figure 4-27 : Cycles mineurs symétriques et cycles de reculs mesurés

Les courbes de la Figure 4-27 représentent les signaux injectés et les cycles d'hystérésis récupérés. La pente de ces petits cycles mineurs asymétriques est appelée perméabilité incrémentale.

VI.3.1. Calcul analytique

Afin de calculer la perméabilité incrémentale, il est nécessaire de disposer d'une formulation analytique capable de reproduire la mesure en tout point de fonctionnement. Par définition, la perméabilité incrémentale renvoie aux cycles mineurs asymétriques ou aux cycles de renversement. Le modèle de Jiles Atherton présente des problèmes non physiques lorsqu'il s'agit de reproduire des cycles asymétriques (non centrés). Par définition, ces cycles mineurs sont des cycles de type Rayleigh et ont la forme de deux branches hyperboliques. Cependant, le modèle pose certaines difficultés pour refermer les cycles. Plusieurs études ont été menées sur la formulation du modèle de Jiles Atherton afin d'améliorer la qualité de

rebroussement de ces cycles, tels que les travaux de [Leite et al, 2007] en changeant les paramètres d'entrées du modèle ou en remplaçant la formulation de Langevin par la formulation de Brillouin [Marion, 2009], [Chwastek et al, 2009].

Les résultats de ces études sont encourageants mais se limitent uniquement à un seul point de fonctionnement. Dans le cadre de cette thèse, le modèle d'hystérésis choisi doit être capable de fournir le signal de perméabilité incrémentale quelque soit l'excitation.

Par ailleurs, en ce qui concerne la simulation éléments finis du système 3MA, il n'est pas utile de chercher à reproduire des cycles mineurs bien fermés. En revanche, la pente de ces cycles est importante pour le calcul.

Nous allons calculer la perméabilité incrémentale via la méthode dite de recul, ensuite nous allons confronter les résultats du calcul à la mesure. La méthode de recul consiste à balayer le signal basse fréquence (à haut niveau d'induction), et à chaque fois, reculer d'un signal haute fréquence afin de rebrousser autour d'un point de fonctionnement B-H.

La Figure 4-28 montre le rebroussement du cycle mineur par la méthode de recul. La pente de ce « petit » cycle représente la perméabilité incrémentale. L'amplitude du signal haute fréquence étant très faible par rapport à l'amplitude basse fréquence, le cycle mineur asymétrique se réduit à un trait (l'aller et le retour sont confondus).

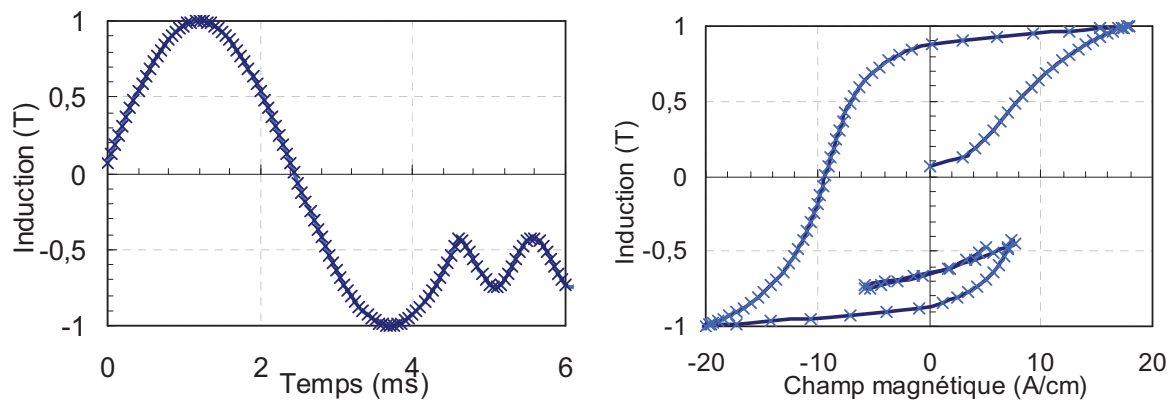


Figure 4-28 : Cycles de reculs

En outre, il faut noter qu'il existe une amplitude limite pour laquelle il n'y a pas de rebroussement. Cette amplitude est alors assimilée à un bruit numérique et le cycle n'est alors pas visible. Le temps de calcul est bien rapide et le signal se stabilise au bout d'une période et demi. Ainsi, cette méthode est bien appropriée pour une implémentation dans le code éléments finis.

VI.3.2. Comparaison entre simulation et mesures

Afin d'évaluer la fiabilité du modèle d'hystérésis et la méthode de calcul, nous avons confronté les résultats du calcul analytique (à partir du modèle de Jiles Atherton) à la mesure, ce qui est présenté dans la Figure 4-29.

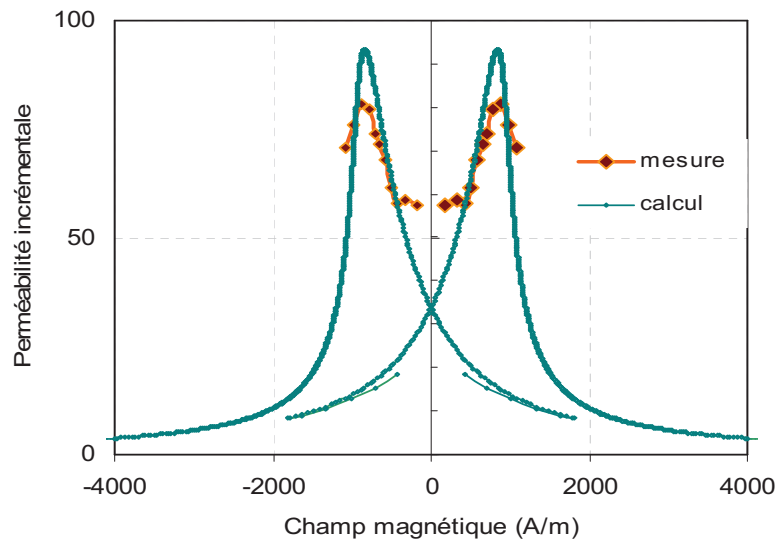


Figure 4-29 : Perméabilité incrémentale par la mesure et par le calcul

La perméabilité incrémentale calculée à partir du signal mesuré ne décrit pas complètement le cycle d'hystérésis. En effet, à la saturation les cycles de reculs sont très petits par rapport au cycle du centre et la détermination de la pente est entachée d'erreurs dues aux bruits de mesures. Néanmoins, cette mesure expérimentale reste suffisante car la zone du champ coercitif est correctement décrite. Le pic est bien obtenu pour la valeur du champ coercitif. L'écart relatif entre la mesure et la simulation est estimé à moins de 4% pour le champ coercitif et à 11% pour le maximum de la perméabilité incrémentale. La méthode de calcul dite de recul peut donc être validée par cette comparaison.

VI.4. Application de l'hystérésis sur la géométrie du 3MA

Une fois l'hystérésis implémentée et le calcul de perméabilité incrémentale établi dans le code élément finis, nous sommes désormais en mesure de reproduire les signaux du capteur 3MA. Nous allons considérer un échantillon homogène en représentant uniquement la couche cœur. La Figure 4-30 montre l'évolution de la tension dans le plan d'impédance le long du cycle d'hystérésis, ainsi que le signal de la perméabilité incrémentale en fonction du champ tangentiel [Gabi et al, 2011-2].

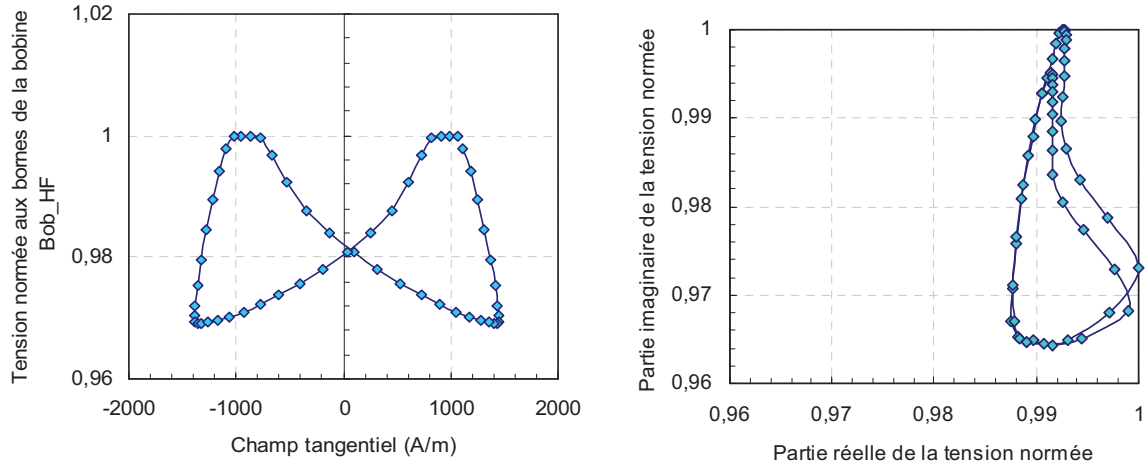


Figure 4-30 : Signatures du système 3MA selon la méthode de perméabilité incrémentale

Le pic du signal correspond à la valeur du champ coercitif $H_c = 1000$ A/m. Les mesures CND indiquent une valeur de champ coercitif $H_c = 985$ A/m. L'écart relatif de 1,5 % confirme la robustesse de l'outil.

VII. Importance de la prise en compte de l'hystérésis par la simulation du dispositif 3MA

La modélisation du signal de perméabilité incrémentale est dictée par les lois de comportement magnétique associées aux matériaux. En effet, dans le cas où l'on assigne un comportement anhystérétique aux différentes couches de l'acier dual phase, la perméabilité évaluée est dite perméabilité différentielle. Par contre, dans le cas où l'on associe un comportement hystérétique, on parlera alors de perméabilité incrémentale.

Pour différencier ces deux perméabilités, nous allons les définir. La perméabilité différentielle se définit comme la pente $\frac{\Delta B}{\Delta H}$ le long du cycle d'hystérésis (Figure 4-31). La perméabilité incrémentale, quant à elle, est la pente des cycles mineurs asymétriques (Figure 4-32).

Compte tenu de la différence entre les deux grandeurs (perméabilité différentielle - perméabilité incrémentale), la réponse magnétique du système 3MA est-elle similaire dans les deux configurations ? Pour répondre à cette question, nous allons accomplir une étude comparative en conduisant la même stratégie de calcul, la même géométrie et les mêmes conditions de simulation excepté pour le matériau auquel sera assigné une loi B(H) anhystérétique ou hystérétique.

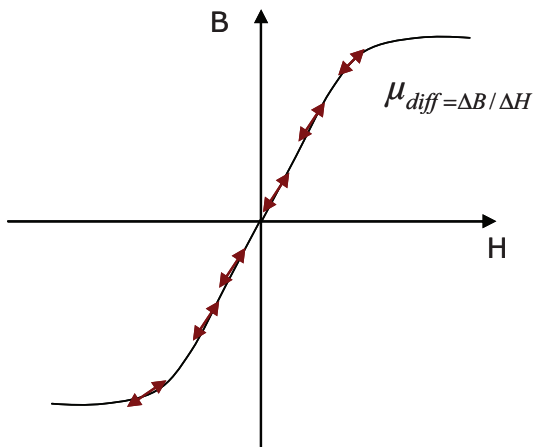


Figure 4-31 : Perméabilité différentielle

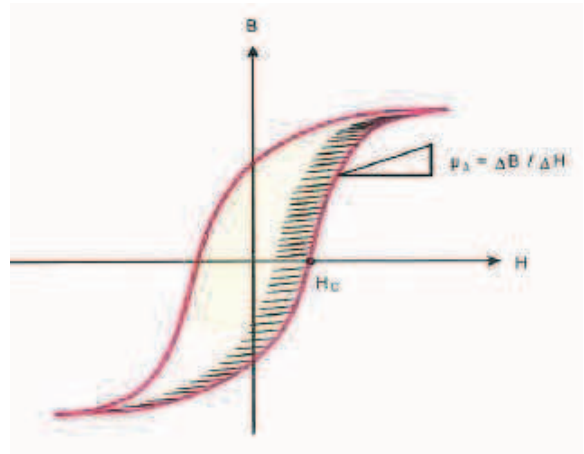


Figure 4-32 : Perméabilité incrémentale

Le modèle de Jiles-Atherton [Jiles et al, 1992] a été utilisé afin de décrire ces lois de comportement anhystérique et hystérique. La Figure 4-33 représente les résultats obtenus pour l'évolution du champ magnétique tangentiel au cours du temps alors que la Figure 4-34 représente celle de la perméabilité incrémentale.

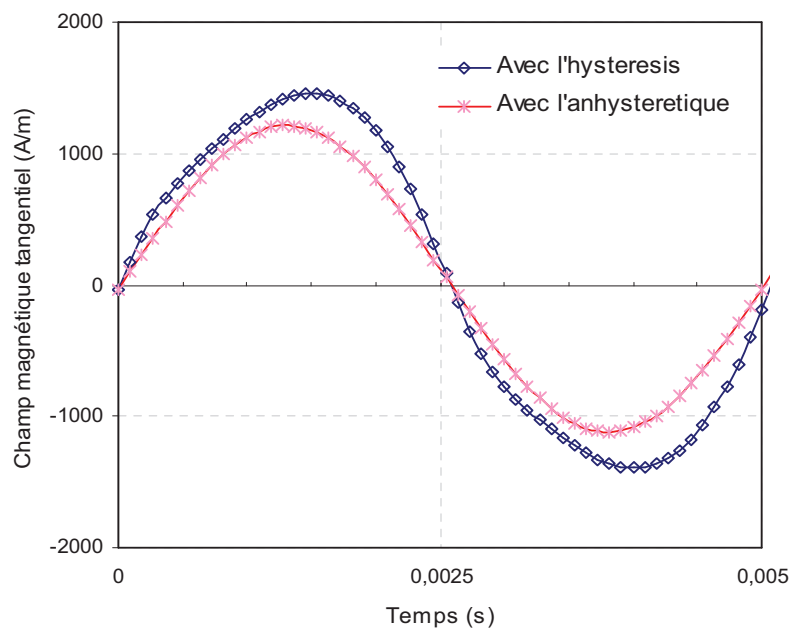


Figure 4-33 : Champ magnétique tangentiel dans le cas où l'on assigne un comportement hystérique et anhystérique

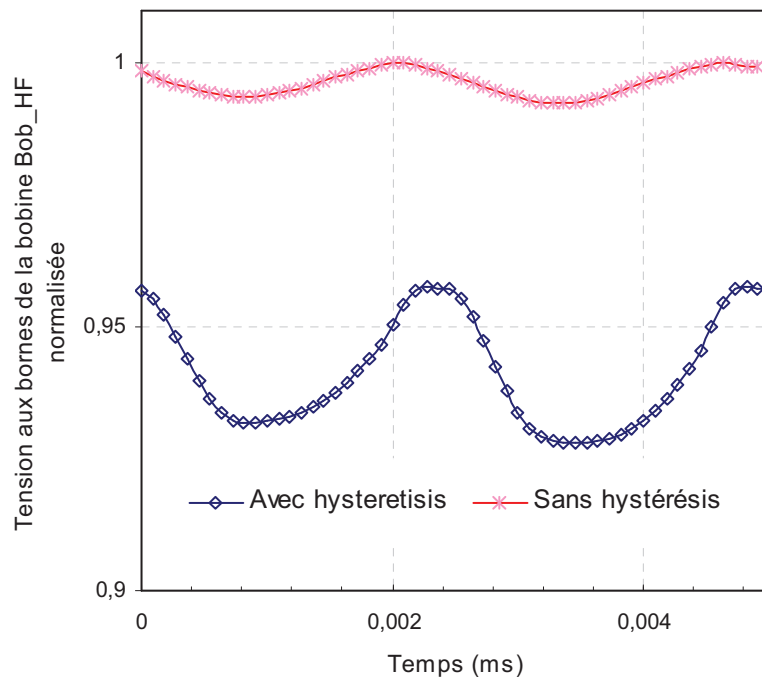


Figure 4-34 : Perméabilité incrémentale et différentielle

Ces courbes montrent clairement l'apport de la prise en compte de l'hystérésis. Le champ magnétique tangentiel est beaucoup plus déformé dans le cas où l'on dispose d'un comportement hystérétique. On peut également noter un léger déphasage entre les deux signaux.

Les amplitudes et les formes des signaux de la perméabilité incrémentale sont très différents. La variation de la perméabilité incrémentale est beaucoup plus significative que la perméabilité différentielle, par contre son amplitude est plus faible. Ce résultat confirme la théorie. En effet, la pente le long du cycle d'hystérésis est bien plus grande que la pente des cycles de recul.

La Figure 4-35 représente l'évolution de la tension en fonction du champ tangentiel. La coercitivité est négligée lorsqu'une loi de comportement anhystérétique est utilisée, ce que confirme la courbe nommée « avec l'anhystérétique ». C'est une courbe moyenne avec un champ coercitif $H_c = 0$ A/m. Les résultats sont fidèles à la théorie. La courbe nommée « avec l'hystérésis », quant à elle, montre bien l'effet de l'hystérésis et rend compte du champ coercitif et de la rémanence de l'acier. Le champ magnétique qui correspond au pic du signal représente le champ coercitif $H_c = 1000$ A/m.

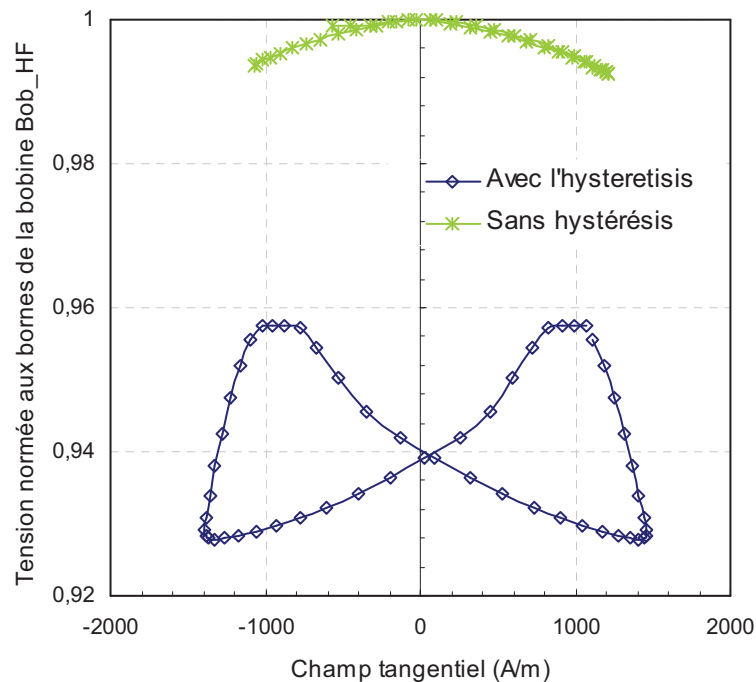


Figure 4-35 : Tension démodulée dans le plan d'impédance

Afin de visualiser la variation des perméabilités (différentielle et incrémentale) le long d'une période d'excitation basse fréquence f_{LF} , il est utile d'analyser la tension dans le plan d'impédance (Figure 4-36). La variation de la perméabilité incrémentale est très significative comparée à la perméabilité différentielle. L'effet de l'hystérésis est bien visible surtout au niveau de la largeur de la « goutte d'eau ». Par ailleurs, la forme de cette goutte présente une certaine dissymétrie. Plusieurs hypothèses pourraient expliquer ces phénomènes: la complexité du système, l'inhomogénéité magnétique de tout le circuit, l'effet de l'hystérésis, les courants de Foucault. Ainsi, il s'avère nécessaire de réaliser des simulations complémentaires afin de confirmer ces hypothèses.

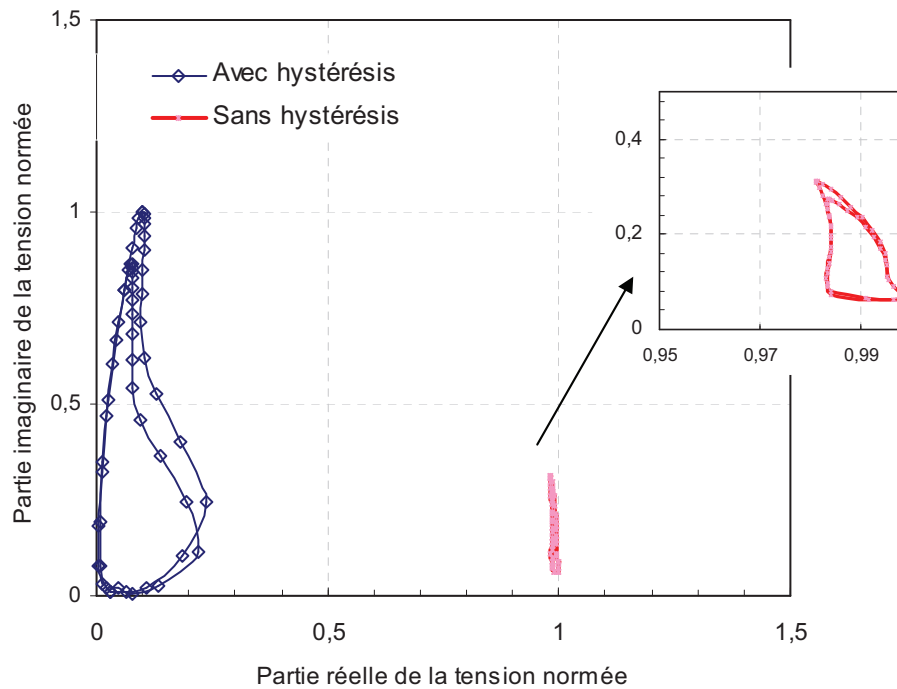


Figure 4-36 : Tension démodulée dans le plan d'impédance

L'information importante que délivre le système 3MA est la valeur du champ coercitif. Les résultats révèlent l'importance de l'hystérésis dans la modélisation du dispositif 3MA pour le calcul éléments finis.

Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons effectué une série de simulations conventionnelles préliminaires du dispositif 3MA, qui ont permis de reproduire correctement le fonctionnement du système selon 3 modes de mesure, et en particulier la technique de la "perméabilité incrémentale" qui est plus complexe et qui associe les comportements basse fréquence et haute fréquence. Toutefois, le temps de calcul et la taille mémoire du problème étaient considérables alors même que nous nous sommes limités au cas simple d'un matériau non linéaire sans hystérésis.

Une nouvelle stratégie de simulations plus rapide et plus robuste permettant d'anticiper la gestion de cette hystérésis a été développée et implémentée. Elle est basée essentiellement sur le découplage entre l'excitation basse fréquence et l'excitation haute fréquence. Cette stratégie de calcul a été validée par un cas test et résulte sur moins de 3 % d'erreur avec la méthode conventionnelle. Les premiers résultats montrent la capacité de la simulation à retrouver de manière qualitative la forme de l'impédance de la bobine HF.

Afin de décrire le comportement hystérétique des différentes couches magnétiques que composent l'échantillon, un modèle d'hystérésis a été implémenté dans le code élément finis permettant ainsi la gestion de l'histoire magnétique, via un sous programme utilisateur codé en langage Fortran. La résolution des systèmes non linéaires se fait via la méthode de Newton-Raphson avec 4 à 7 itérations. Dans le but de reproduire la signature de la perméabilité incrémentale, un algorithme a été développé dans le code éléments finis qui appelle le sous programme utilisateur à chaque instant et en chaque nœud. Le calcul analytique de la perméabilité incrémentale a été comparé à la mesure. Une erreur de 4% pour la valeur du champ coercitif a été estimée, ce qui est tout à fait satisfaisant.

Tous les éléments nécessaires à la modélisation éléments finis du système 3MA ont été élaborés (stratégie de calcul, hystérésis, formulation pour le calcul de la perméabilité incrémentale). Les résultats de simulation préliminaires sur la géométrie du système 3MA, considérant un échantillon homogène, permettant de reproduire de manière qualitative le principe de fonctionnement du capteur (le signal perméabilité incrémentale et la tension dans le plan d'impédance).

Cette étude a ainsi permis de développer un outil métier capable de fournir les signatures magnétiques du système de contrôle non destructif 3MA. Il est utilisé dans le chapitre suivant pour une analyse de sensibilité aux paramètres d'entrées du capteur ainsi qu'aux caractéristiques physiques et géométriques des différentes couches du matériau magnétique DP.

Il peut être aussi exploité d'ores et déjà dans le cadre du projet pour approcher les caractéristiques microstructurelles de ces aciers et les corrélérer aux paramètres du processus métallurgiques. L'intégration d'un modèle d'hystérésis pertinent comme celui en cours d'élaboration au LMT permettra de compléter cette étude.

Références

- [**Benabou, 2002**] Abdelkader Benabou. "Contribution à la caractérisation et à la modélisation de matériaux magnétiques en vue d'une implantation dans un code de calcul de champ". Thèse, Université des Sciences et Technologies de Lille, 12-2002.
- [**Chwastek et Al**] Chwastek K; Szczyglowski J., Wilczynski W., Zitouni Y., Krähenbühl L., Marion R., Raulet M.A. "Modelling minor hysteresis loops of high silicon steel using the modified Jiles-Atherton approach". 10th international workshop on 1&2 dimensional magnetic measurement and testing, Cardiff : Royaume-Uni (2008)
- [**Gabi et al, 2011-1**] Gabi. Y., Lebouc A., Meunier G., Labie P., Geoffroy O., Mailland P., Wolter B. "Modelling of a non destructive online testing system for Dual Phase Steel". 1& 2D Magnetism work shop, Oita Japan, April 2011.
- [**Gabi et al, 2011-2**] Gabi. Y., Lebouc A., Meunier G., Labie P., Geoffroy O., Mailland P., Wolter B. "FEM simulation of a Non-destructive Online Testing System For Dual Phase Steels". Soft Magnetic Material conference, Koss-Greece, September 2011.
- [**Jiles et al, 1992**] Jiles D. C., Thoeke B., and Devine M. K. "Numerical determination of hysteresis parameters for the modeling of magnetic properties using the theory of ferromagnetic hysteresis", IEEE Trans. Magn., vol. 28, no. 1, pp. 27–35, Jan. 1992.
- [**Leite et al, 2007**] LEITE J. V., Benabou A., Simao C., Sadowski N. "Improvements in Jiles-Atherton Hysteresis Model to Take into Account Minor Loops" HMM 2007, Naples, 6-2007.
- [**Marion, 2009**] Marion Romain. "Contribution à la modélisation du magnétisme statique et dynamique pour le génie électrique. Thèse soutenue 2009 à l'université Claude Bernard.
- [**Meunier et Al**] Meunier G., Ossart F., Bouillault R., Lebouc A., Piriou F., Loi de comportement. Livre modèle et formulation en électromagnétisme, Electromagnétisme et éléments finis n°2. Lavoisier, 2002
- [**Ossart, 1991**] Florence Ossart. "Modélisation numérique de l'enregistrement magnétique". Thèse soutenue au laboratoire de génie électrique Grenoble, le 5 février 1991.
- [**Ossart et al, 1992**] Ossart F. Ionita V. "Convergence de la méthode du point fixe modifiée pour le calcul de champ magnétique avec hystérésis". Eur. Phys. J. AP 5, 63-69 (1999)
- [**Sadowski et al, 2002**] Sadowski N., Bastistela N. J, Bastos J. P. A, Lajoie-Mazenc. "An inverse Jiles-Atherton model to take into account hysteresis in time-stepping finite –element calculations". IEEE Trans. Magn., vol. 28, no. 2, pp. 797–800, Mars. 2002.

***CHAPITRE 5. Analyse numérique des aciers DP avec
le système de contrôle non destructif 3MA***

Sommaire :

CHAPITRE 5. Analyse numérique des aciers DP avec le système de contrôle non destructif 3MA	127
I. Introduction	129
II. Simulations éléments finis du CND des aciers DP	130
II.1. Conditions de la simulation.....	130
II.2. Modélisation magnétique de la multicouche de l'acier DP	131
II.2.1. Simulation de la méthode d'analyse harmonique	132
II.2.2. Simulation de la méthode perméabilité incrémentale	135
II.2.2.a. Traitement du signal.....	135
III. Analyse de sensibilité des paramètres	138
III.1. L'effet de l'épaisseur du lift-off.....	138
III.2. L'effet de la fréquence f_{HF}	141
III.3. Effet de l'épaisseur de la couche skin pass.....	143
III.3.1. Comportement de l'excitation HF uniquement	143
III.3.1.a. Calcul par éléments finis.....	143
III.3.1.b. Calcul analytique des courants de Foucault classiques	144
III.3.1.c. Comparaison entre le calcul FEM et analytique autour d'un point de $H = 0$	146
III.3.2. Comportement en perméabilité incrémentale	147
Conclusion	149
Références.....	150

I. Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons présenté en détail les différentes étapes que nous avons développées pour la modélisation éléments finis du dispositif 3MA. Ainsi, on dispose d'un outil de simulation qui reproduit trois des quatre méthodes de caractérisation offertes : analyse harmonique via l'excitation basse fréquence f_{LF} , courant de Foucault via l'excitation f_{HF} et perméabilité incrémentale qui permet de coupler les deux premières méthodes et qui a nécessité l'intégration de l'hystérésis. Les résultats obtenus dans le cas d'un échantillon homogène ayant les caractéristiques du cœur ont montré l'importance de prendre en compte cette hystérésis et la capacité de l'outil à reproduire la signature de la perméabilité incrémentale et de la tension dans le plan d'impédance.

Dans ce chapitre, nous allons exploiter cet outil et l'évaluer dans le cas du CND des aciers DP. Une série de simulations a été menée en essayant de se placer dans des conditions les plus proches possible de celles de la campagne de mesures présentée au chapitre 2. Cette étude permettra d'analyser la sensibilité des résultats à différents paramètres, pas forcément possible par des essais, et de confronter les calculs à la réalité expérimentale. Il faut cependant souligner la difficulté de cet exercice. Tout d'abord, la représentation de l'acier que nous considérons reste simpliste. On suppose en effet qu'il est composé d'une couche cœur et de deux couches skin pass distinctes avec des épaisseurs bien définies. En pratique, ces épaisseurs ne sont pas vraiment bien connues. Mieux encore, le passage d'une couche à l'autre se fait non pas de manière discontinue mais progressive. Ensuite, nous avons simplifié la structure des bobines HF et l'avons associée à une bobine unique de dimensions équivalentes. Enfin, nous ne disposons pas de toutes les informations relatives à l'interface électronique et le traitement du signal. Pour limiter l'impact de ces derniers effets, nous manipulerons des grandeurs normalisées.

Dans la suite, nous détaillerons les conditions de simulations dans un cas particulier, nous analyserons finement les résultats et les comparerons à l'expérience. Puis, nous présenterons une série de simulations afin d'étudier l'influence des différents paramètres tels que l'entrefer (lift off), l'épaisseur de la couche skin pass, l'influence de la haute fréquence. L'analyse des résultats permettra de répondre à certaines questions survenues lors de la campagne de mesures CND concernant en particulier l'impact de l'épaisseur de la couche skin pass. Un calcul analytique 1D complétera cette étude et confirmera les variations ainsi que les tendances des signaux de la perméabilité incrémentale.

II. Simulations éléments finis du CND des aciers DP

II.1. Conditions de la simulation

Le système basse fréquence (LF) s'appuie sur l'utilisation de la culasse et deux bobines d'excitations dont les caractéristiques physiques et géométriques ne sont pas parfaitement connues. Il permet d'aimanter uniformément le centre de l'échantillon dans la zone de détection. Les bobines sont alimentées en tension mais l'essai est mené en contrôlant la valeur du champ tangentiel au centre du capteur. Pour nos simulations, et afin de reproduire l'expérience, l'amplitude du signal LF est ajustée de sorte à atteindre la valeur maximale du champ tangentiel de $H_{tmax} = 17 \text{ A/cm}$.

Le système HF est constitué de plusieurs bobines d'excitation et de détection. Il est modélisé d'une manière simplifiée en considérant deux bobines uniques, concentriques et de forme cylindrique : une bobine d'excitation (Bob_HF) et une autre bobine de détection (Bob_detec). La distance entre le capteur et l'échantillon (lift off) est fixée à $G = 0,5 \text{ mm}$. Le dispositif 3MA simplifié est schématisé par la Figure 5-1.

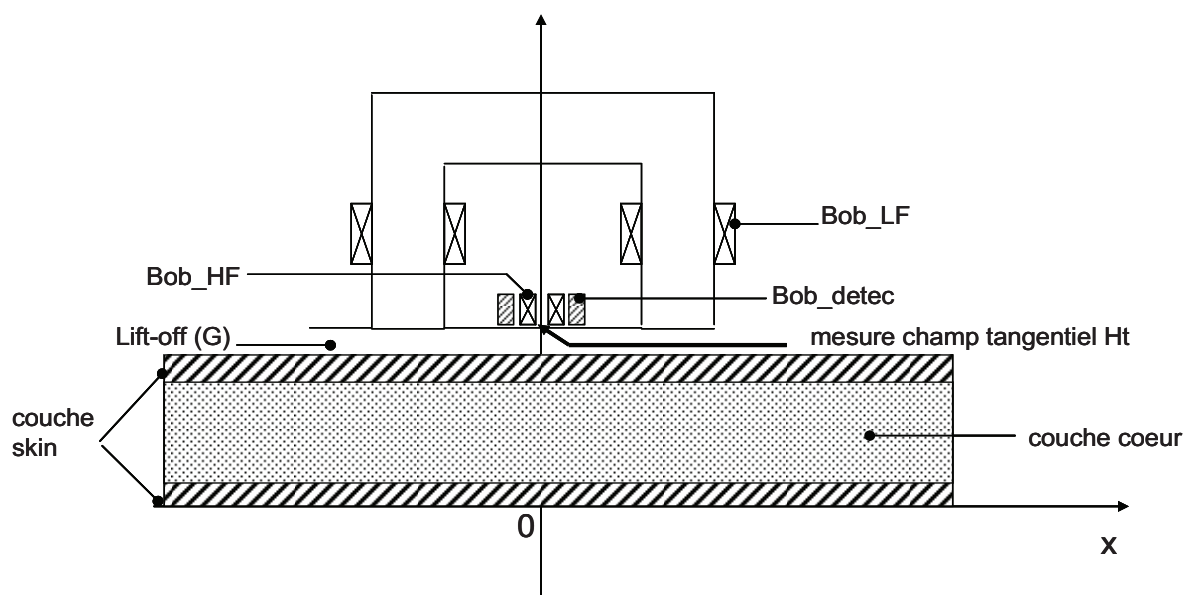


Figure 5-1: Géométrie simplifiée du 3MA et l'acier DP

Les caractéristiques des différentes bobines sont précisées dans le Tableau 5-1. Pour les considérer dans la simulation, un circuit électrique est associé à la géométrie du système. Ce circuit est schématisé dans la Figure 5-2, il permet de contrôler la forme des excitations, ainsi que les amplitudes et les fréquences. Dans ce cas, on a ajouté une bobine de détection qui reproduit la mesure de la tension à vide.

	Composant	Caractéristiques	Excitations
Alimentation	Bobine basse fréquence (Bob_LF)	<ul style="list-style-type: none"> • $N' = 100$ • $f_{LF} = 200 \text{ Hz}$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Excitation en tension sinusoïdal • $V_{max_LF} = 21 \text{ V}$
	Bobine haute fréquence (Bob_HF)	<ul style="list-style-type: none"> • $N'' = 50$ • $f_{HF} = 20 \text{ kHz}$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Excitation en courant sinusoïdal • $I_{eff_HF} = 2 \text{ mA}$
	Bobine de détection (Bob_detec)	<ul style="list-style-type: none"> • $N = 500$ 	Mesure de tension à vide

Tableau 5-1: Caractéristiques électriques des bobines d’excitation et de détection

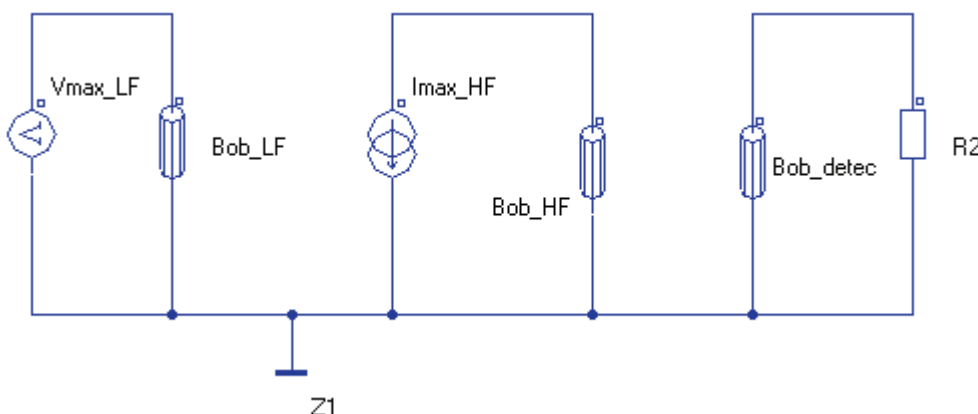


Figure 5-2 : Circuit électrique associé

II.2. Modélisation magnétique de la multicouche de l’acier DP

Dans la modélisation éléments finis, l’acier DP (d’épaisseur 1 mm) est représenté par trois couches magnétiques conductrices, deux couches skin pass (d’épaisseur $20\mu\text{m}$) et une couche cœur. C’est une représentation simplifiée de la réalité. En effet, la couche skin pass est obtenue par écrouissage de l’acier. Il en découle un gradient de contrainte le long de l’épaisseur et une microstructure plus complexe. La description du matériau magnétique a été étudiée et discutée en détail dans le chapitre III. Nous rappelons que la couche cœur a été caractérisée par l’échantillon DP2070, et que la couche skin pass a été caractérisée par l’échantillon DP2152, ce dernier ayant subi une déformation plastique de 6% sous l’action d’une contrainte de traction reproduisant l’effet de l’écrouissage. Les propriétés magnétiques

de ces matériaux sont modélisées par un modèle inverse $H(B)$ de Jiles–Atherton défini par cinq paramètres.

Les Figure 5-3 et Figure 5-4 comparent les cycles des couches cœur et skin pass à 1,5 T, obtenus par la mesure et par le calcul via le modèle de Jiles-Atherton. Les résultats d’optimisation (détaillés au chapitre III) associés à l’échantillon DP2070 sont en accord avec la mesure. Par contre, ce n’est pas le cas pour la couche skin pass. En effet, la morphologie de cet échantillon est assez complexe. On observe les phénomènes habituels tels que la baisse de la perméabilité apparente et l’augmentation du champ coercitif mais aussi un petit gonflement du cycle autour du champ coercitif qui peut être causé par la présence d’une contrainte résiduelle et qui n’est pas reproduit par le modèle. Il existe quelques formulations améliorées du modèle de Jiles-Atherton pour inclure l’influence des contraintes mécaniques [Stevens, 2000] et [Küpferling et al, 2007]. Elles sont cependant plus complexe à identifier et à mettre en œuvre et n’ont pas été exploitées dans le cadre de cette thèse.

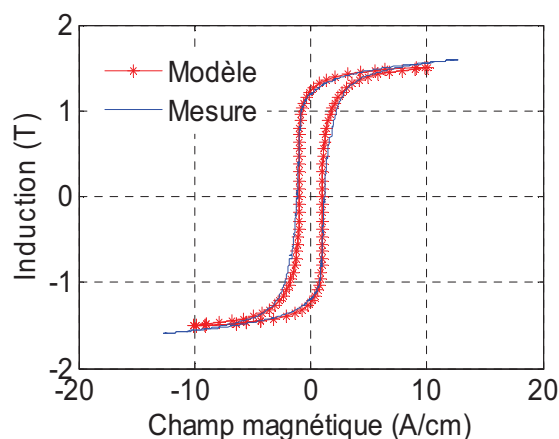


Figure 5-3 : Comportement de la couche cœur (DP2070) via le calcul et la mesure

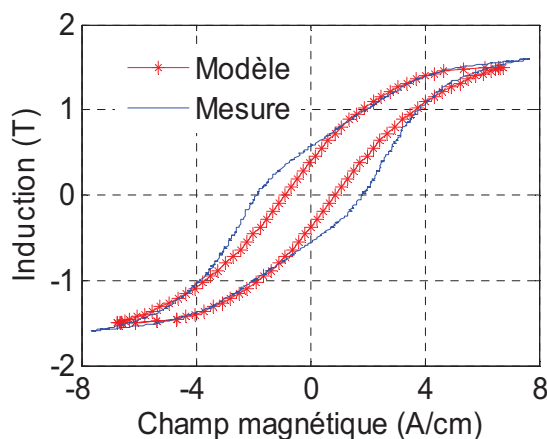


Figure 5-4 : Comportement de la couche skin pass (DP2152) via le calcul et la mesure

Pour gagner en précision, les résistivités électriques ont été mesurées sur chacune des tôles DP2070 et DP2152. Elles sont identiques et valent $\rho = 28 \mu\Omega.cm$. L’hystérésis a été associée à tous les matériaux magnétiques du système hormis au matériau de la culasse, affecté d’une description non linéaire isotrope. Le rôle de la culasse étant de canaliser le flux, on lui associe alors une plus grande perméabilité que l’échantillon ($\mu_r = 2000$ et une saturation $J_s = 2 T$).

II.2.1. Simulation de la méthode d’analyse harmonique

Pour reproduire la méthode de mesure « analyse harmonique », on sollicite uniquement le système LF: culasse, bobines basse fréquences et échantillon multicouche. Le calcul est effectué en régime magnétique transitoire. L’échantillon est aimanté via les bobines Bob_LF

alimentées en mode tension. Les caractéristiques du signal sont : fréquence $f_{LF} = 200$ Hz avec une amplitude de $VLF_max = 21$ V, pour assurer $H_{tmax} = 17$ A/cm. Afin d'atteindre le régime établi, le calcul est accompli sur plusieurs périodes (5 périodes).

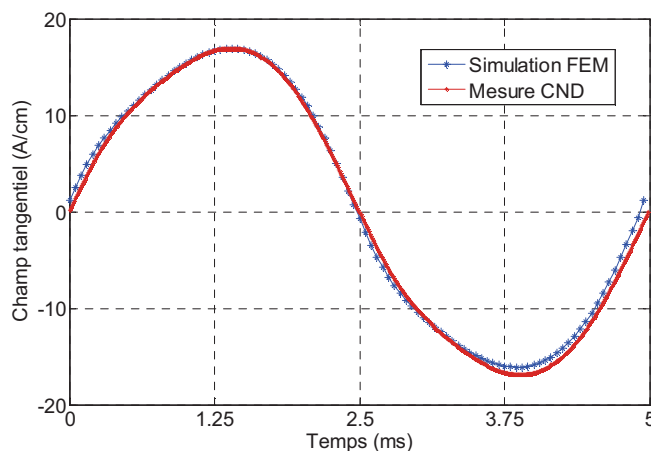


Figure 5-5: Champ tangentiel obtenu par la mesure et par la simulation FEM

Le domaine temporel est discrétisé sur 100 points de calcul par période, correspondant à un pas de temps $dt = 50\mu s$. La Figure 5-5 montre que les champs tangentiels obtenus par simulation et par la mesure via la sonde à effet Hall avec le système 3MA sont proches. Les résultats de l'analyse harmonique des signaux sont résumés et comparés dans le Tableau 5-2. Ces résultats sont proches pour le fondamental et l'harmonique 3. Par contre un rapport 2 est observé dans le cas des harmoniques 5 et 7 (Figure 5-6).

Harmoniques	Amplitude [A/cm] (Simulation FEM)	Amplitude [A/cm] (Mesure CND)
1	16,89	16,99
3	1,47	1,24
5	0,3	0,15
7	0,094	0,054

Tableau 5-2 : Résultats de l'analyse harmonique

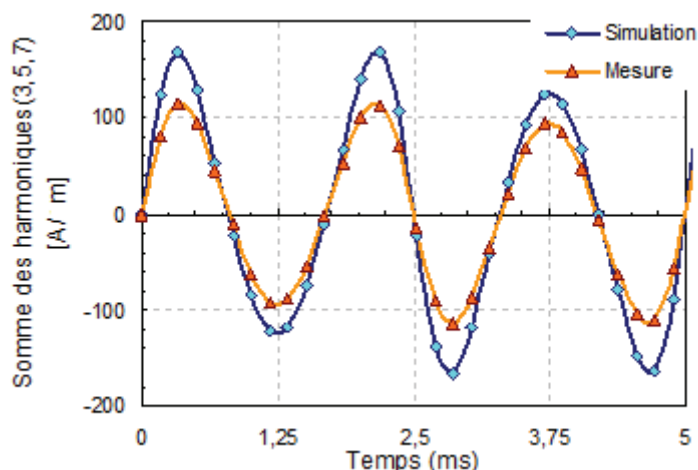


Figure 5-6 : Analyse harmonique des champs tangentiels mesuré et simulé

Le champ tangentiel au centre du capteur étant fixé à 17 A/cm, il est intéressant d'évaluer l'induction dans la couche cœur et la couche skin pass. La Figure 5-7 représente les cycles B(H) dans ces couches.

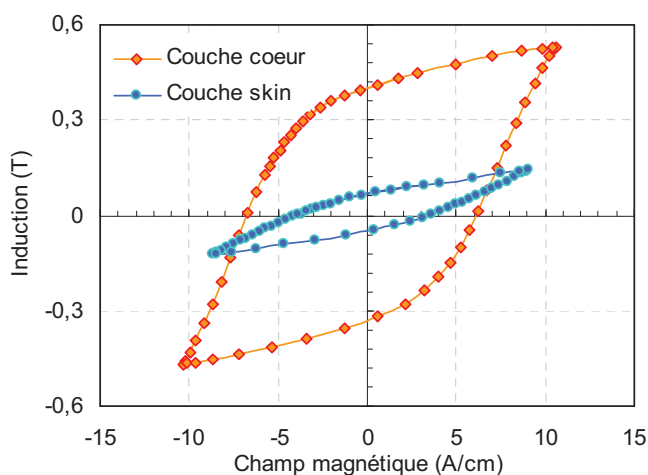


Figure 5-7 : Evolution de l'induction en fonction du champ en un point centre dans la couche skin et cœur

Le champ magnétique pénètre en priorité dans le cœur de l'échantillon, car il est plus perméable. Les deux couches ne sont pas sollicitées au même point de fonctionnement, l'induction dans la couche cœur est de $B_{max} = 0,56$ T et l'induction dans la couche skin pass est de $B_{max} = 0,15$ T.

II.2.2. Simulation de la méthode perméabilité incrémentale

Pour ce faire, nous allons utiliser la stratégie du calcul dissocié, qui consiste à accomplir le calcul LF en géométrie 2D en régime transitoire, et l'excitation HF en géométrie axisymétrique en régime harmonique.

- Pour la simulation en basse fréquence, on gardera les mêmes conditions que celles fixées pour la méthode d'analyse harmonique : une excitation en mode tension avec une fréquence de $f_{LF} = 200$ Hz et une amplitude de $VLF_max = 21$ V, dans le but de garantir la même amplitude du champ tangentiel que la mesure (17A/cm).
- L'excitation HF est réalisée en régime harmonique, avec une amplitude efficace du signal HF : $I_{max_HF} = 2$ mA pour une fréquence $f_{HF} = 20$ kHz.
- L'épaisseur de la couche skin pass est de $20\mu\text{m}$

II.2.2.a. Traitement du signal

- Contribution du champ dans l'air :

Le signal brut de la tension aux bornes de la bobine de détection U est traité, en lui soustrayant la valeur U_0 , correspondant à la tension à vide en faisant une simulation sans échantillon. Ceci permet de dégager et d'évaluer uniquement la contribution de l'échantillon. Ensuite, on soustrait également la valeur minimale de la tension obtenue de telle sorte que les minima de la courbe soient égaux à zéro (Figure 5-8). Cette tension représente l'image de la variation de la perméabilité incrémentale le long d'un cycle d'hystérésis. En effet, les points (1) et (2) illustrés dans la Figure 5-8 représentent respectivement le premier et deuxième passage par le point de fonctionnement « Bmax et -Bmax » du cycle d'hystérésis. Le point (a) est le point maximum de la tension, et correspond au champ coercitif.

- Le déphasage :

Lors du traitement du signal, un ajustement de la phase du signal d'excitation basse fréquence est effectué pour redresser les courbes. Un traitement similaire est effectué pour la simulation.

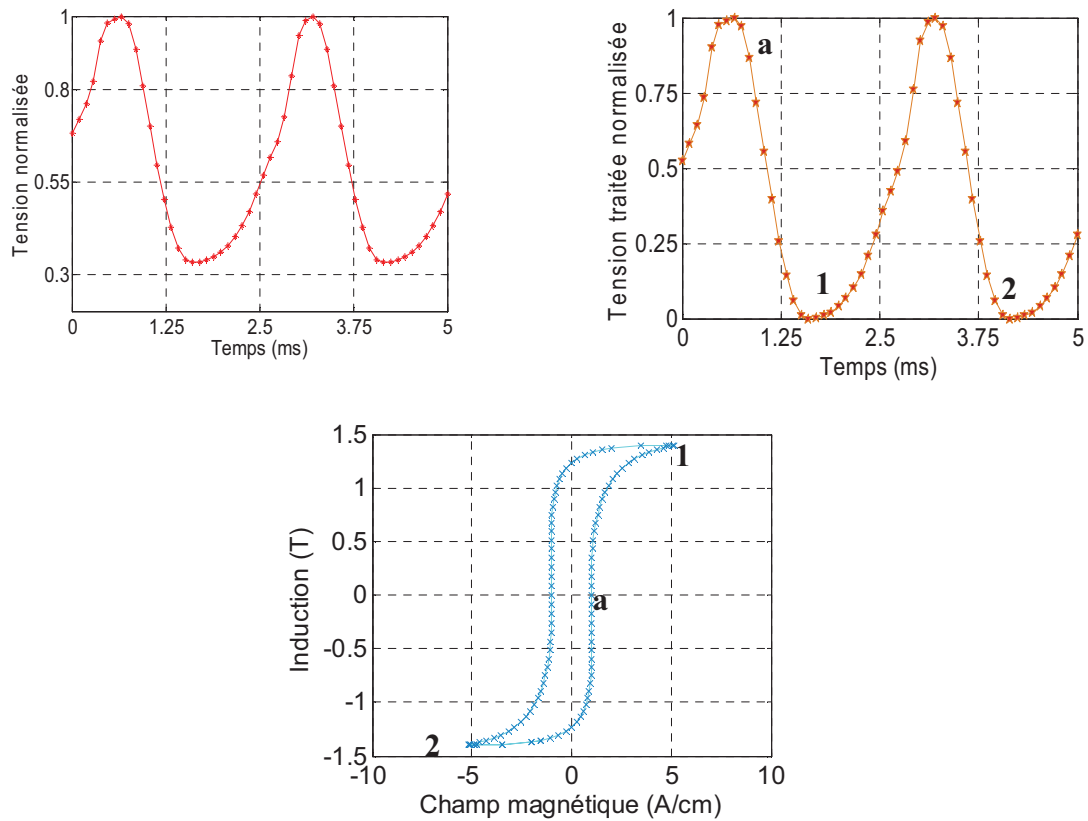


Figure 5-8 : Traitement du signal brut

Après avoir essayé de reproduire le traitement de l'interface électronique du capteur 3MA, désormais nous sommes aptes à confronter la simulation à la mesure. C'est ce qui est fait dans la Figure 5-9 qui montre des allures de signaux semblables.

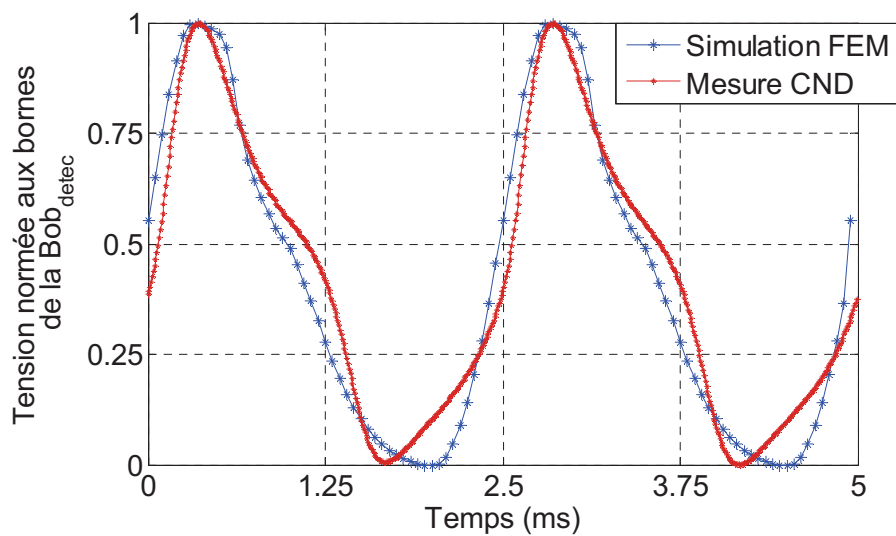


Figure 5-9 : Tension normée aux bornes de la bobine de détection par la mesure CND et par la simulation FEM

La Figure 5-10 présente l'évolution de la tension en fonction du champ tangentiel. Les formes d'ondes sont assez similaires, le champ coercitif mesuré $H_c \# 8$ A/cm et simulé (FEM) $H_c \# 9$ A/cm sont très proches ; il en est de même pour les valeurs du ΔH à 25% et 5%. Par contre, on observe des écarts sur les valeurs de la perméabilité incrémentale à la rémanence ($H = 0$). Ceci peut être expliqué par l'erreur due à la modélisation de l'hystérésis macroscopique de la couche cœur ; à savoir l'écart entre la mesure Epstein et le calcul via le modèle de Jiles-Atherton est estimé à 8%. Des écarts existent également en bas de la courbe autour de $H = 0$. Ces zones correspondent à la variation en valeur absolue de H entre H_c et H_{max} .

Compte tenu des hypothèses de simulations et des incertitudes sur les données expérimentales, nous considérons que ces résultats sont tout à fait corrects et constituent une première validation de l'outil développé.

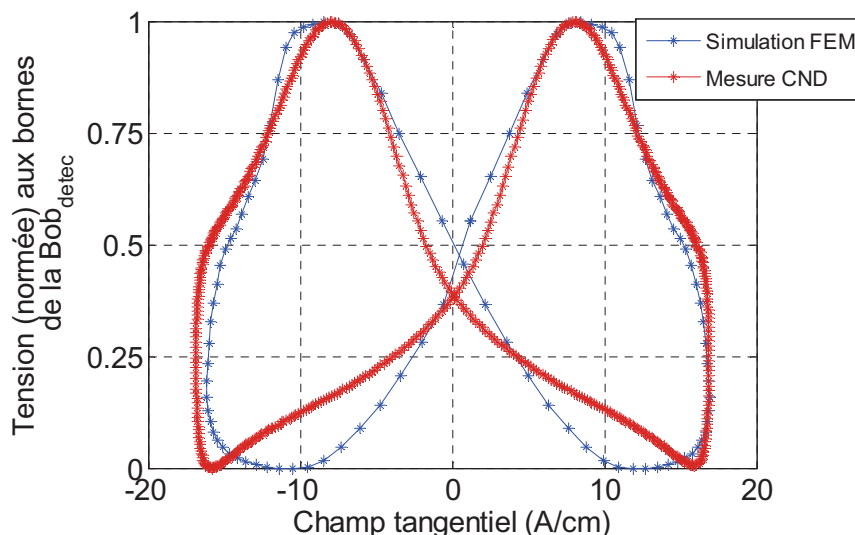


Figure 5-10 : Evolution de la tension normée aux bornes de la bobine de détection en fonction du champ tangentiel par la mesure CND et par la simulation FEM

La Figure 5-11 illustre l'évolution de la partie imaginaire en fonction de la partie réelle de la tension (normée) aux bornes de la bobine de détection. Les valeurs expérimentales de la tension dans le plan d'impédance n'étant pas disponibles (ne peuvent pas être récupérées), nous avons fait une capture d'écran afin de faire cette comparaison.

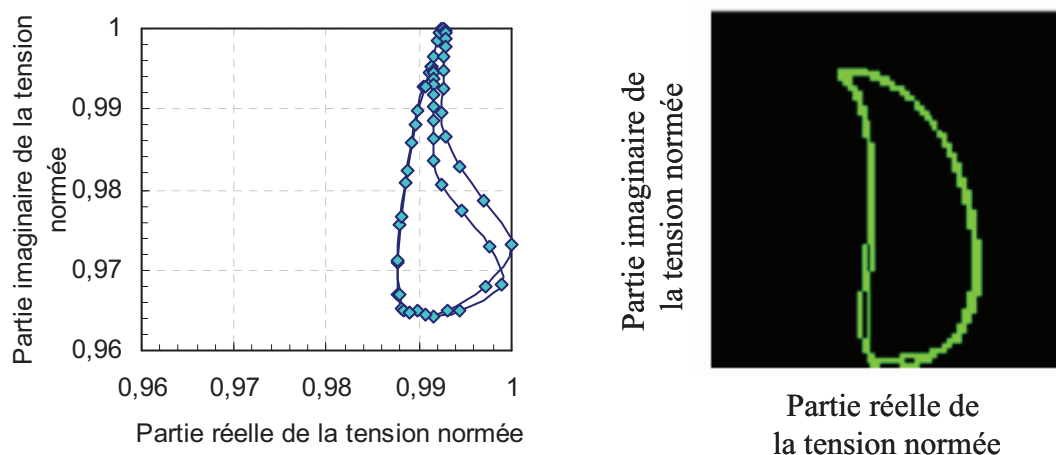


Figure 5-11: Parties réelle et imaginaire dans le plan d'impédance par la mesure et par la simulation

On observe la forme en goutte typique du CND par la méthode de la perméabilité incrémentale. La partie imaginaire est proportionnelle au produit de la variation de la perméabilité incrémentale et de la conductivité de l'épaisseur de peau. Par contre, la partie réelle représente la partie résistive, dissipative. Comme pour la mesure, la variation de la partie imaginaire est plus significative que la partie réelle.

III. Analyse de sensibilité des paramètres

III.1. L'effet de l'épaisseur du lift-off

Dans l'industrie du contrôle non destructif, il est important que la mesure ne soit pas trop affectée par des variations du lift-off, distance G entre l'échantillon et le système de 3MA. Cependant, d'une campagne de mesures à une autre, ce lift off peut changer en pratique pour différentes raisons. Afin d'évaluer la sensibilité du capteur à ce paramètre, plusieurs simulations ont été réalisées en faisant varier le lift-off de 0,5 mm à 3 mm.

L'évolution du champ tangentiel en fonction du temps, pour ces différentes valeurs d'entrefer, est décrite dans la Figure 5-12. Trois séries de courbes sont présentées : une simulation FEM en associant au matériau DP un comportement anhystérétique ou hystérétique et la mesure CND. On voit bien l'effet de l'hystérésis, qui déforme le signal de perméabilité incrémentale et permet de mieux approcher les formes d'ondes mesurées. Il faut noter que ce champ tangentiel est obtenu avec la même valeur de tension d'excitation LF pour toutes les valeurs de lift-off étudiées. Ce résultat est confirmé expérimentalement par l'IZFP. Ce comportement est normal et peut s'expliquer par le champ de fuite. En effet, quand

l'entrefer augmente, certaines lignes de flux ne se rebouclent pas dans l'échantillon mais se propagent dans l'air et sont donc mesurées par la sonde à l'effet Hall.

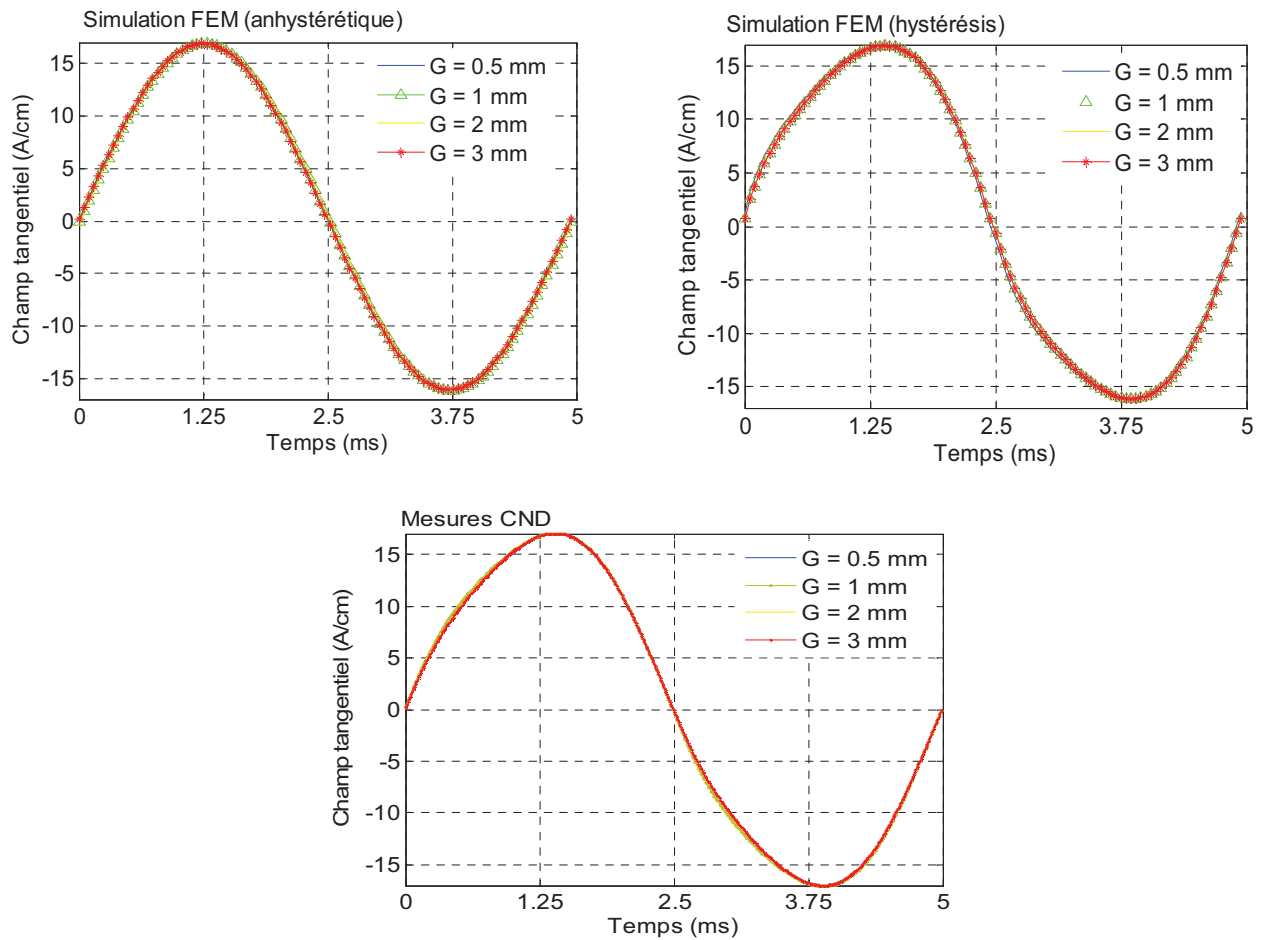


Figure 5-12 : Champ tangentiel en fonction du temps pour différentes valeurs de lift-off via la mesure et la simulation FEM (anhystérétique et hystérétique)

La Figure 5-13 indique les variations de la perméabilité incrémentale en fonction du temps, calculées et mesurées pour différentes valeurs de lift-off.

Les signaux obtenus sont en accord avec la théorie. En effet, plus l'entrefer augmente, plus le flux vu par la bobine de détection décroît. Les formes d'ondes issues de la simulation ne sont pas identiques à celles des mesures, elles sont plus déformées.

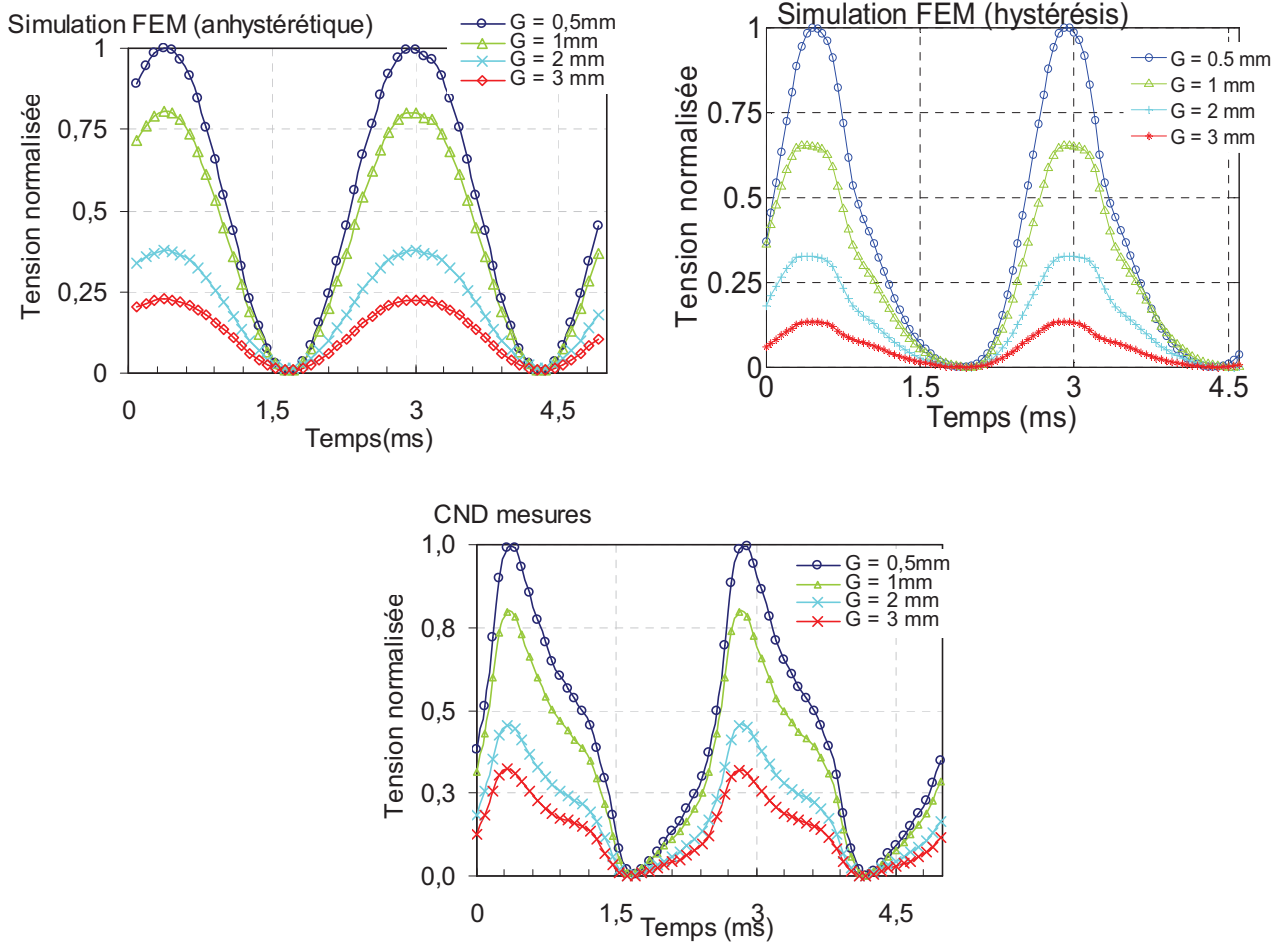


Figure 5-13 : Evolution de la tension normalisée en fonction du temps pour différentes valeurs de lift-off via la mesure et la simulation FEM (anhystérique et hystérique)

La variation de la perméabilité incrémentale en fonction du champ tangentiel pour différentes valeurs d'entrefer est présentée dans les Figure 5-14 et Figure 5-15.

On peut toutefois comparer le champ coercitif en fonction du lift off (Figure 5-16). La simulation permet d'obtenir sensiblement les valeurs du champ coercitif et permet de reproduire la tendance observée expérimentalement, à savoir un champ coercitif quasi-constant jusqu'à 2 mm puis une légère baisse pour une valeur de lift off supérieure. La position par défaut du 3MA étant $G = 0,5$ mm, ces résultats assurent une bonne reproductibilité du champ coercitif.

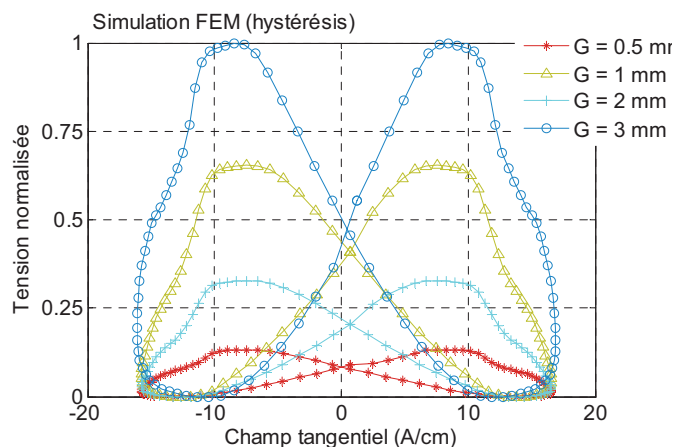


Figure 5-14 : Tension normalisée en fonction du champ tangentiel pour différentes valeurs d’entrefer par la simulation

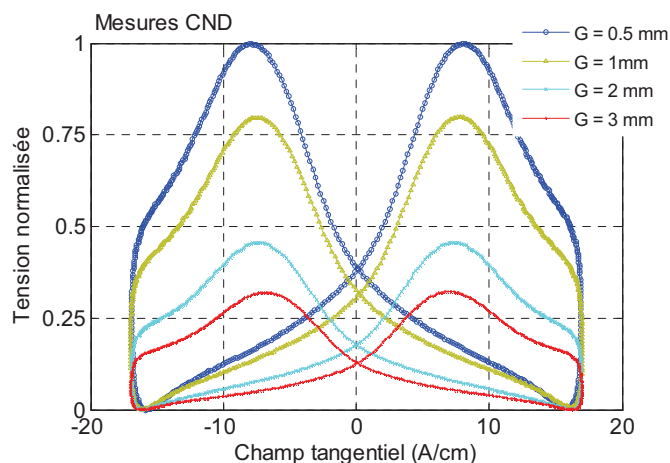


Figure 5-15 : Tension normalisée en fonction du champ tangentiel pour différentes valeurs d’entrefer par les mesures CND

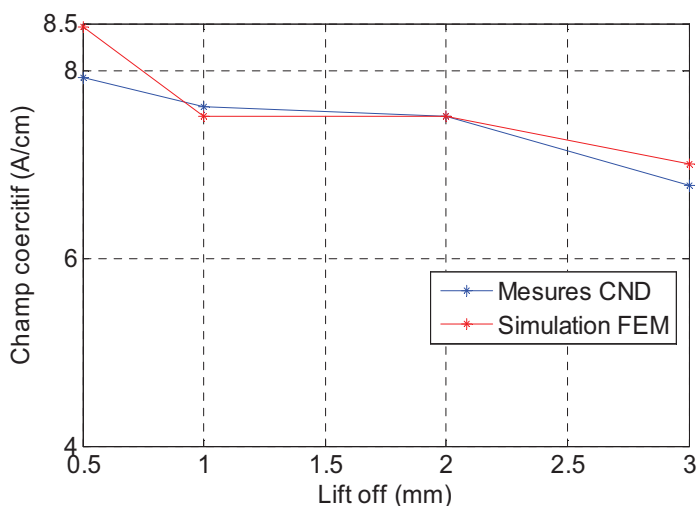


Figure 5-16 : Comparaison du champ coercitif calculé par la simulation FEM et par la mesure CND pour diverses valeurs de lift-off

III.2. L’effet de la fréquence f_{HF}

Pour visualiser l’effet de la fréquence HF, une série de simulations est réalisée en faisant varier f_{HF} de 20 kHz à 80 kHz, tout en maintenant identiques les autres conditions de simulation: excitation LF en mode tension ($f_{LF} = 200$ Hz et $V_{LF_max} = 21$ V) et l’excitation HF est réalisée en régime harmonique, avec une amplitude efficace du signal $I_{eff_HF} = 2$ mA et une valeur d’entrefer fixée à $G = 0,5$ mm.

Les Figure 5-17 et Figure 5-18 comparent respectivement les variations de la tension en fonction du temps et du champ tangentiel obtenus via le calcul élément finis et via la mesure pour différentes valeurs de la fréquence HF.

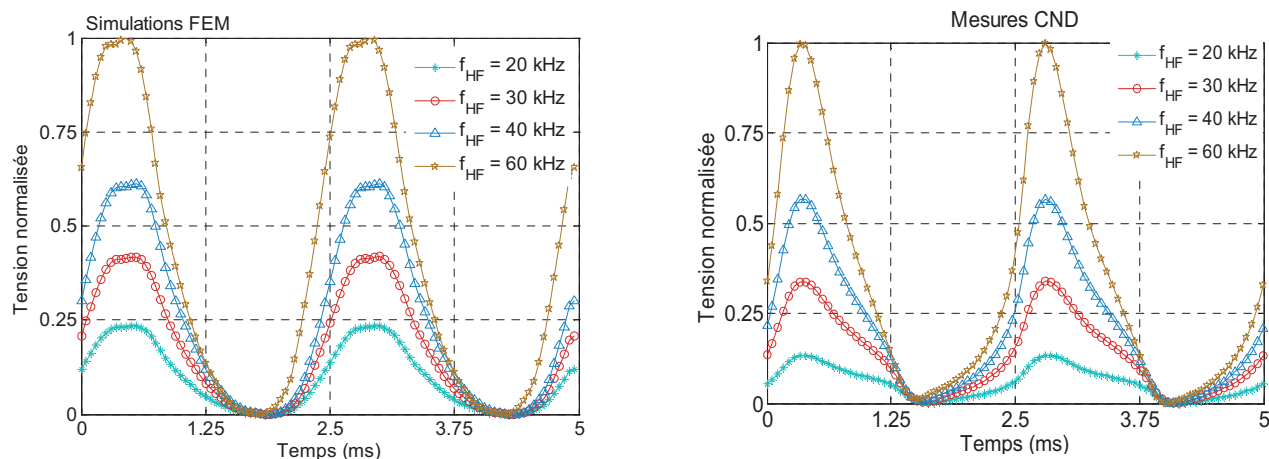


Figure 5-17 : Tension normalisée en fonction du temps pour différentes valeurs de f_{HF} via la mesure et la simulation FEM (hystérétique)

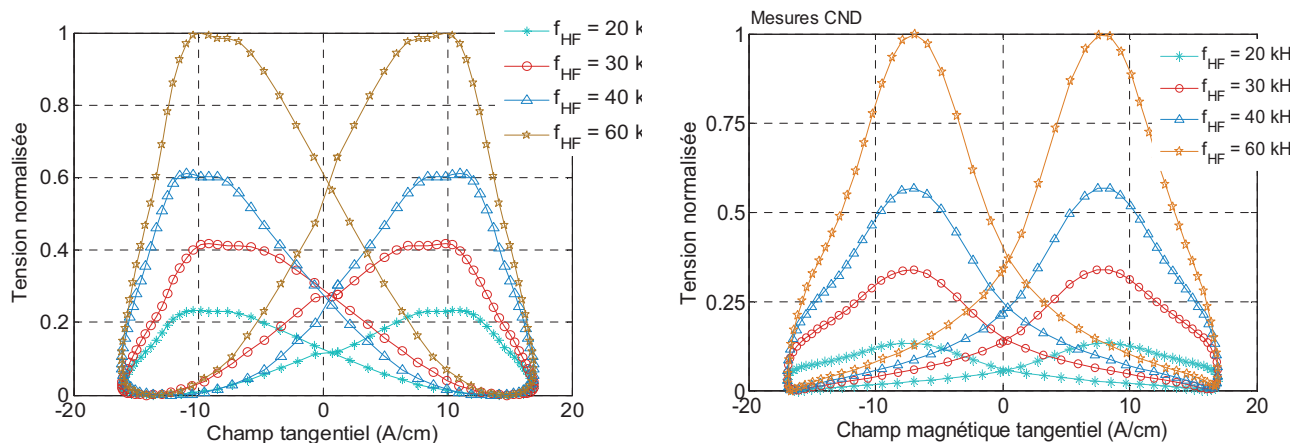


Figure 5-18 : Tension normalisée en fonction du champ tangentiel pour différentes valeurs de f_{HF} via la mesure et la simulation FEM (hystérétique)

Les simulations éléments finis permettent de reproduire les mêmes tendances observées expérimentalement. En effet, la tension croît d’autant plus que la fréquence augmente, ce qui reste en accord avec la théorie. Par ailleurs, elle confirme que le champ coercitif ne varie pas beaucoup, ce qui nous a étonné lors de la campagne de mesures CND. Pour mieux comprendre ce résultat, il faut évaluer les valeurs des épaisseurs de peau respectives pour chacune des couches skin et cœur aux fréquences utilisées (Tableau 5-3). Ces valeurs restent indicatives car elles sont déterminées en tenant en compte la perméabilité initiale.

	$f = 200 \text{ Hz}$	$f = 20 \text{ kHz}$	$f = 30 \text{ kHz}$	$f = 40 \text{ kHz}$	$f = 60 \text{ kHz}$
Epaisseur de peau de la couche skin pass	1,9 mm	190 μm	155 μm	134 μm	110 μm
Epaisseur de peau de la couche cœur	0,95 mm	95 μm	71 μm	67 μm	55 μm

Tableau 5-3 : Epaisseur de peau pour les couches cœur et skin pass à différentes fréquences HF f_{HF}

On remarque que l'épaisseur de peau de la couche skin pass est systématiquement supérieure à son épaisseur. De ce fait, la couche cœur est également sollicitée à hautes fréquences. L'impédance mesurée qui en résulte correspond la contribution systématique des deux couches et plus majoritairement à celle la couche cœur.

Ces phénomènes seront analysés plus profondément dans la suite où nous allons mener une campagne de simulations en faisant varier l'épaisseur de la couche skin pass tout en gardant l'épaisseur totale fixe.

III.3. Effet de l'épaisseur de la couche skin pass

Dans cette étude, nous allons évaluer l'influence de l'épaisseur de la couche skin pass à $H_t = 0 \text{ A/cm}$, c'est-à-dire en appliquant la méthode des courants de Foucault classique. Nous confronterons les résultats obtenus à un calcul analytique simplifié afin de comprendre le phénomène. Puis, nous analyserons une série de simulations de la perméabilité incrémentale en tenant compte de la propriété hystérétique.

III.3.1. Comportement de l'excitation HF uniquement

III.3.1.a. Calcul par éléments finis

Les conditions de simulations sont : $I_{\text{eff_HF}} = 2 \text{ mA}$ et $f_{\text{HF}} = 50 \text{ kHz}$. Le lift off est fixé à $G = 0,5 \text{ mm}$, et l'épaisseur de la couche skin pass (EP_{sk}) varie dans l'intervalle $[10 \mu\text{m} - 400 \mu\text{m}]$. La Figure 5-19 montre l'influence de cette épaisseur sur la partie réelle et imaginaire de la tension aux bornes de la bobine de détection Bob_detec [Gabi et al, 2011-3].

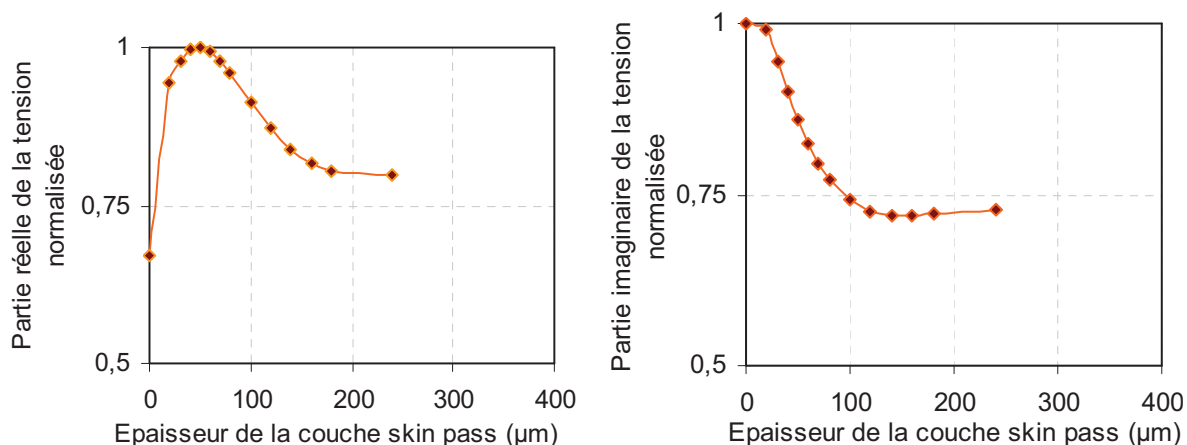


Figure 5-19 : Tension dans le plan d'impédance (cas de propriété anhystérétique)

Le comportement de la partie imaginaire de la tension est en accord avec la théorie. Le comportement de la partie réelle peut être scindé en deux phases. En effet, à partir de $EP_{SK} = [0-60\mu m]$ la tension augmente quand l'épaisseur du skin pass augmente. Pour comprendre ce comportement, nous allons faire un calcul analytique afin de le confronter au comportement théorique.

III.3.1.b. Calcul analytique des courants de Foucault classiques

Le but est de décrire qualitativement le comportement illustré dans la Figure 5-19. La géométrie des lignes de flux circulant dans la bobine de détection Bob_detec est en fait très complexe. Nous allons la simplifier en considérant une bobine de géométrie cylindrique placée sur un plan infini constitué par l'échantillon. On suppose que le champ HF pénètre perpendiculairement à la tôle. Sa valeur dans les deux couches peut être déterminée en considérant un coefficient global de démagnétisation N_g , agissant sur l'amplitude du champ dans les différentes régions de la tôle, mais pas sur la direction. En vertu de cette forte simplification, notre problème est unidirectionnel, l'examen d'une tôle infinie excitée dans son plan avec un champ unidirectionnel s'écrit :

$$H_a = H_{am} \cdot \exp(i\omega t) \tag{5-1}$$

Soit

$$i^2 = -1 \quad \text{et} \quad \omega = 2\pi f \tag{5-2}$$

Nous allons choisir une formulation scalaire (1D) [Geoffroy, 2008]. La tôle est constituée de 3 parties, le coeur (indice 1, d'épaisseur c) et les deux autres couches skin pass (indice 2, de profondeur d), avec :

$$c + 2.d = e \quad \text{et} \quad e = 1\text{mm} \quad (5-3)$$

Toutes les couches magnétiques obéissent à la loi :

$$B_k = \mu_0 \cdot \mu_{rk} \cdot H \quad (5-4)$$

Avec μ_{rk} la perméabilité différentielle du matériau magnétique, déterminée par l'excitation basse fréquence. Le champ magnétique total s'écrit :

$$H_k = H_a + H_{jk} + H_d \quad (5-5)$$

Le champ H_{jk} représente la contribution des courant de Foucault et H_d le champ dipolaire, déterminé par la polarisation moyenne $\langle J \rangle$ de l'épaisseur de la tôle.

$$H_d = -\frac{N_g \cdot \langle J \rangle}{\mu_0} \quad (5-6)$$

Dans un premier temps, nous allons établir les expressions classiques de l'induction dans chaque région B_k . Soit l'axe Z dirigé vers l'épaisseur de la tôle et son origine située au centre de la tôle.

$$B_k = \beta_k \cdot ch \left[\frac{(1+i)Z}{\delta_k} \right] \cdot \exp(i\omega t) \quad (5-7)$$

β_k représente le paramètre inconnu, à déterminer en chaque région, et δ_k représente l'épaisseur de peau de la région B_k .

$$\delta_k = \frac{1}{\sqrt{\mu_0 \cdot \mu_{rk} \cdot \sigma_k \cdot \pi f}} \quad (5-8)$$

La continuité de la composante tangentielle dans chaque milieu est représentée par les deux équations suivantes :

$$B_2 \left(d + \frac{c}{2} \right) = \mu_0 \mu_{r2} H_a - N_g \mu_{r2} \langle J \rangle \quad (5-9)$$

$$B_2 \left(\frac{c}{2} \right) = B_1 \left(\frac{c}{2} \right)$$

Donc, l'aimantation peut être exprimée comme

$$\left(d + \frac{c}{2} \right) \cdot \langle J \rangle = \langle B_2 \rangle \left(1 - \frac{1}{\mu_{r2}} \right) \cdot d + \langle B_1 \rangle \left(1 - \frac{1}{\mu_{r1}} \right) \cdot \frac{c}{2} \quad (5-10)$$

Avec

$$\langle B_1 \rangle = \beta_1 \frac{2\delta_1}{(1+i)c} sh \left[\frac{1}{2} (1+i) \frac{c}{\delta_1} \right] \exp(i\omega t) \quad (5-11)$$

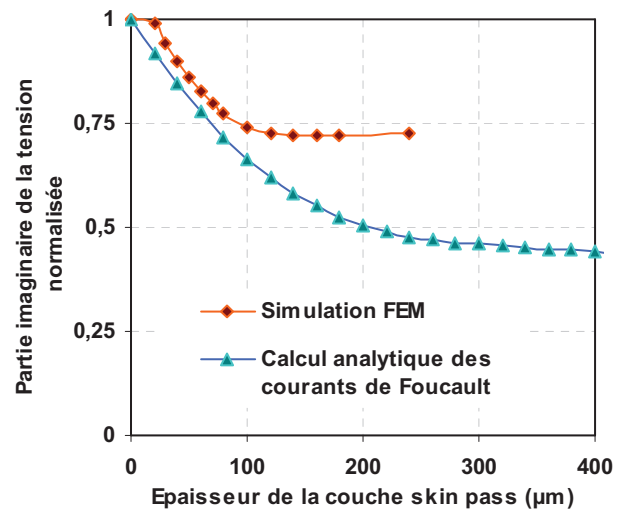
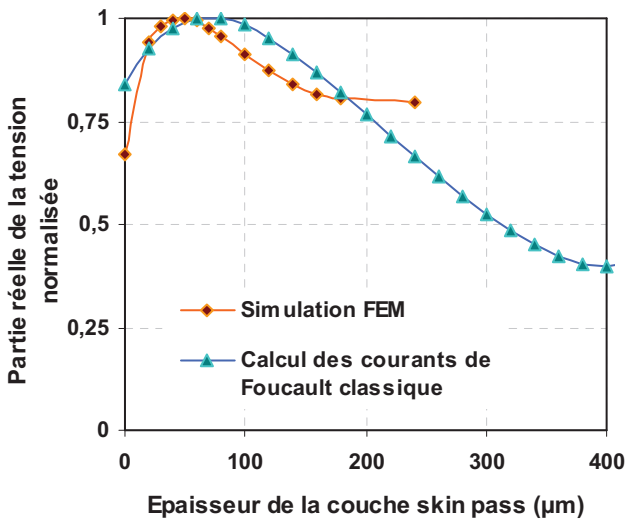
et

$$\langle B_2 \rangle = \beta_2 \frac{\delta_2 \exp(i\omega t)}{(1+i)d} \left\{ sh \left[\frac{(1+i)}{\delta_2} \left(d + \frac{c}{2} \right) \right] - sh \left[\frac{1}{2} (1+i) \frac{c}{\delta_2} \right] \right\} \quad (5-12)$$

On peut exprimer B1 et B2 en fonction <J> de β_1 et β_2 en insérant les équations (5-11) et (5-12) dans (5-9). L'injection de cette expression dans (5-9) et en utilisant les lois de comportement (5-7) nous permet enfin d'obtenir un système de deux équations menant à des expressions explicites pour β_1 et β_2 . Une fois les deux inconnues déterminées, il est facile de remonter à la tension. Nous allons comparer la tension via le calcul élément finis et via le calcul analytique.

III.3.1.c. Comparaison entre le calcul FEM et analytique autour d'un point de $H = 0$

La Figure 5-20 offre une vue plus compacte, de la variation de la tension en fonction de l'épaisseur de skin pass obtenue par le calcul analytique et la simulation FEM à $H = 0$. On obtient des variations similaires pour la partie réelle.



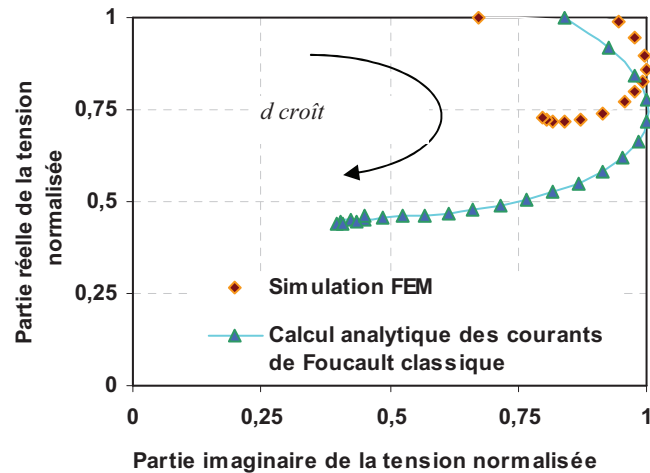


Figure 5-20 : Evolution de la partie réelle et imaginaire de la tension en fonction de l'épaisseur de la couche skin pass

Dans le cas où seule la couche cœur est considérée, l'épaisseur de peau est d'environ 50 μm et est nettement inférieure à l'épaisseur de l'échantillon. Les courants induits vont être localisés essentiellement dans cette couche et vont déterminer sa réponse. Pour des épaisseurs fines de couche skin variant 20 μm à 50 μm , valeur inférieure à son épaisseur de peau, le flux HF traverse non seulement la couche skin mais aussi la couche cœur. De ce fait, le signal récupéré correspond à la somme des contributions de la couche skin et de l'épaisseur de peau de la couche cœur. Ce qui explique l'augmentation de la partie réelle du signal. Quand l'épaisseur de la couche skin pass dépasse son épaisseur de peau, les phénomènes se focalisent à la surface de la couche skin pass, qui est moins perméable et donc le signal récupéré décroît.

Les résultats du calcul analytique confirment bien ces tendances. Les courbes ne collent pas parfaitement car le calcul reste très simplifié.

III.3.2. Comportement en perméabilité incrémentale

Une étude similaire a été menée en simulation pour évaluer l'influence de l'épaisseur de la couche skin dans le cas de la méthode de perméabilité incrémentale (Figure 5-21).

Nous remarquons que les amplitudes de la perméabilité incrémentale baisse quand l'épaisseur de la couche skin pass augmente ce qui peut s'expliquer simplement par une perméabilité apparente qui décroît avec cette épaisseur.

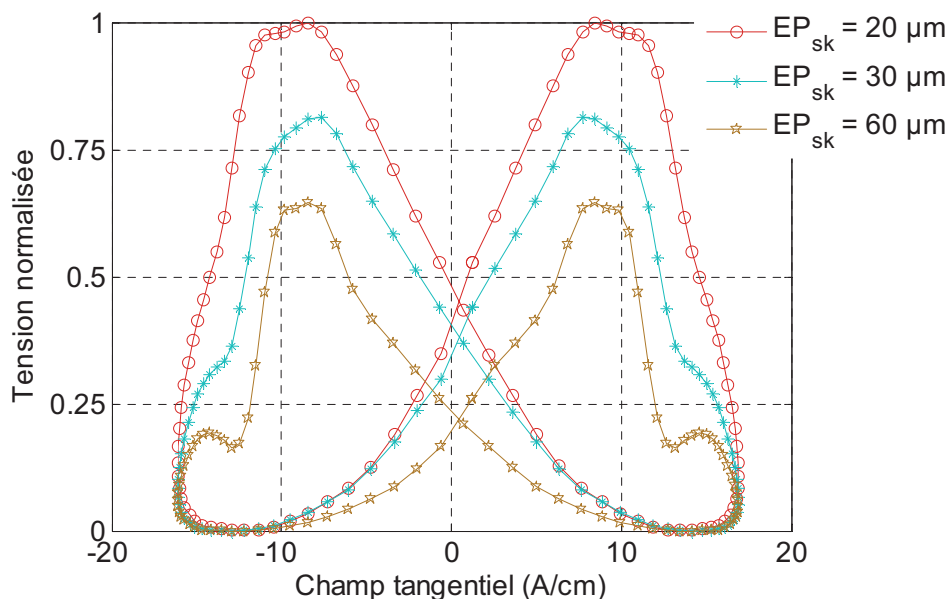


Figure 5-21: Evolution du champ coercitif en fonction de l'épaisseur de la couche skin

La Figure 5-22 montre la variation de la tension, image de la perméabilité incrémentale, dans le plan d'impédance. On retrouve les évolutions observées dans le cas précédent (courants de Foucault classiques) pour la partie réelle et la partie imaginaire. La largeur de la goutte d'eau augmente (partie réelle croissante), alors que sa hauteur diminue (partie imaginaire décroissante). Cette évolution se stabilise autour d'une épaisseur de 80 à 100 µm, voisine de l'épaisseur de peau de la couche skin pass. Ces résultats sont en accord avec la littérature [Ségolini et al, 1985] : la tension normalisée récupérée dans le plan d'impédance est proportionnelle au produit de la résistivité et de la perméabilité incrémentale apparente.

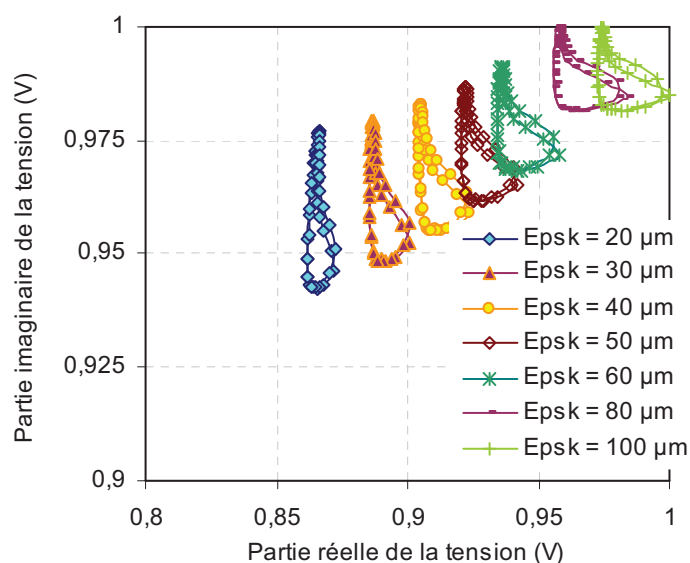


Figure 5-22 : Variation de la perméabilité incrémentale dans le plan d'impédance

Conclusion

Les résultats de ce chapitre ont montré la robustesse de notre outil. Il permet de simuler les trois méthodes de mesures offertes par le dispositif 3MA : analyse harmonique, courant de Foucault classique et la perméabilité incrémentale. La simulation FEM a été confrontée à la mesure en manipulant des grandeurs normalisées. Les allures des signaux simulés de la perméabilité incrémentale ainsi que la tension dans le plan d'impédance sont semblables à ceux de la mesure CND. La valeur du champ coercitif obtenu est comparable à celle de la mesure. Cette première comparaison constitue une première validation qualitative et quantitative.

Une étude de sensibilité des paramètres a été réalisée pour répondre aux questions issues de la campagne de mesure CND et de comprendre le fonctionnement du 3MA en étudiant l'influence des différents paramètres sur les signatures magnétiques tels que l'épaisseur de la couche skin pass, l'excitation HF, le lift off. L'outil de simulation a permis de reproduire qualitativement les tendances de variation des signaux. Pour compléter cette étude, nous avons élaboré un calcul analytique qui confirme la sensibilité du signal à l'épaisseur de la couche skin pass.

Le challenge initial de cette thèse était de reproduire qualitativement la signature du système 3MA. L'outil que nous avons développé est non seulement capable de reproduire le signal magnétique mais aussi d'étudier de manière plus fine afin de comprendre le fonctionnement du système 3MA et des aciers DP.

Cependant, il persiste des incertitudes sur les épaisseurs des couches skin pass, l'épaisseur de la couche cœur, les caractéristiques physiques de la bobine courant de Foucault, qui rendent l'interprétation difficile.

Du point de vue modélisation, les résultats sont plutôt encourageants. L'outil de simulation est fiable dans le sens où la convergence est systématiquement obtenue et les séries de calculs accomplies n'ont pas montré d'incohérences avec les résultats expérimentaux. On retrouve dans les simulations la limite du modèle d'hystérésis qui ne décrit qu'un comportement macroscopique. Il est donc nécessaire d'avoir un modèle morphologique qui tient compte des dispersions du gradient du taux de skin et d'autres défauts.

Références

[Bergqvist, 1996] Bergqvist A. J.”A simple Vector generalization of the Jiles-Atherton Model of Hysteresis. IEEE.Trans.Magn.Vol.30.No.5, September 1996.

[Gabi et al, 2011-3] Gabi. Y., Lebouc A., Meunier G., Labie P., Geoffroy O., Mailland P., Wolter B. “Numerical Analysis of a Non-destructive Online Testing System For Dual Phase Steels”. COMPUMAG conference, Sydney-Australia, July 2011.

[Geoffroy, 2008] Geoffroy O. Cours de master professionnel intitulé « ingénierie des systèmes magnétiques ».2008

[Küpferling et al, 2007] Küpferling M., Appino.C, Basso V., Bertotti G., Fiorillo F., Meilland P.” Magnetic hysteresis in plastically deformed low carbon steel laminations”. Journal of magnetism and Magnetic Materials 316(2007) e854-e857.

[Leite et al, 2004] Leite J.V, Sadowski N., Kuo-Peng P., Bastistela N.J., Bastos J. P.A. “Inverse Jiles-Atherton Vector Hysteresis Model”. IEEE.Trans.Magn.Vol.40.No.4, July 2004.

[Segallini et al, 1985] Segalini S., Mayos. Mayos, Putignani M. “Utilisation des méthodes électromagnétiques pour le contrôle de la microstructure des aciers”. Mémoires et Etudes Scientifiques Revue de Métallurgie, Octobre 1985.

[Stevens, 2000] Stevens K.J. “Stress dependence of ferromagnetic hysteresis loops for two grades of steel”.NDT & E international 33(2000) 111-121.

Conclusion générale

Un autre titre pourrait être associé à ce mémoire « Intérêt de la modélisation éléments finis pour représenter la complexité du magnétisme de l'acier dual phase ». Au cours de ces trois années de travail, différents problèmes ont été traités.

Tout d'abord, nous avons décrit, de manière globale, les différents capteurs destinés au contrôle non destructif utilisés ces 30 dernières années. Puis, nous avons positionné le système 3MA dans cet état de l'art en précisant son utilité pratique en ligne de production. Ensuite, nous avons présenté quelques résultats de la campagne de mesures de contrôle non destructif sur des aciers plats. Un bilan de sensibilité des paramètres a été effectué en analysant l'importance de chaque paramètre pour le contrôle non destructif en ligne.

La modélisation du système 3MA se trouve confronté à un problème multi-échelle spatiale et temporelle qui engendre par des simulations éléments finis conventionnelles des tailles mémoires et des temps élevés qui peuvent être encore plus critique si on veut y intégrer l'hystérésis. Pour palier à tous ces problèmes, nous avons proposé une stratégie de calcul robuste en 2D, qui une fois validée pour des matériaux non linéaires et sans hystérésis, a été retenue pour le reste de nos simulations.

Notre but étant d'intégrer l'hystérésis du matériau dans le calcul du champ magnétique, nous avons discuté en détail le problème de sa modélisation. Seuls les modèles macroscopiques ont été abordés et appliqués aux aciers DP. La comparaison aux comportements expérimentaux est alors la seule manière d'évaluer la qualité et la précision d'un modèle. Le modèle de Jiles-Atherton a donné des résultats fiables et précis en comparaison avec la mesure.

L'implémentation de l'hystérésis est réalisée via un sous programme utilisateur dans le logiciel Flux co-développé par l'entreprise CEDRAT et le laboratoire de Génie Electrique de Grenoble (G2Elab). La convergence est assurée par la méthode de Newton Raphson. Un autre sous programme a été créé dans le but de calculer la perméabilité incrémentale.

L'introduction de l'hystérésis dans les calculs de champ a un intérêt théorique et pratique. En effet, nous avons mis en avant son importance en comparant deux simulations dans le cas où une propriété hystérétique ou non hystérétique est associée au matériau. Pour décrire la méthode de mesure de la perméabilité incrémentale et remonter au champ coercitif, l'hystérésis est primordiale.

Le dernier volet de l'étude est une tentative de confrontation des résultats de simulations aux résultats de mesures. Cette comparaison permet de montrer que l'outil développé est capable de reproduire le comportement du 3MA pour le CND des aciers DP. Cette analyse mérite d'être complétée sur des matériaux de référence pour lever les incertitudes rencontrées lors des simulations. Cependant, l'outil peut être d'ores et déjà utilisé en l'associant à d'autres données pour analyser le comportement des aciers DP et les corrélérer à leur microstructure.

Les perspectives de ce travail sont scindées en 5 parties :

- Meilleure représentation de l'acier dual phase : il est certain que notre modélisation de l'acier dual phase est assez simpliste, nous avons négligé les effets du processus de l'érouissage qui engendre une distribution des effets de la contrainte d'une manière non homogène le long de l'épaisseur de l'échantillon. On pourrait imaginer plusieurs couches pour représenter la couche érouie, en associant des propriétés de moins en moins dégradées afin d'avoir une description la plus réaliste possible.
- Caractérisation Epstein : le manque de données expérimentales en fréquence rend la modélisation en régime dynamique limitée. Une des solutions proposées est de diminuer les sections et les longueurs moyennes en jouant sur la géométrie de l'échantillon, et de trouver un compromis entre le nombre de tours et la section choisie. Un calcul est primordial pour optimiser ces paramètres.
- L'outil devra être généralisé pour traiter les aciers texturés en s'appuyant sur des modèles d'hystérésis vectorielle [Leite et al, 2004]¹.
- Modélisation 3D : il serait aussi intéressant de modéliser le dispositif en trois dimensions, pour observer les phénomènes entre la bobine haute fréquence et l'échantillon. En effet, ces phénomènes de bord pourraient avoir une influence non négligeable. Une comparaison quantitative est nécessaire entre la mesure, le calcul 3D et le calcul HF en axisymétrique.

¹ [Leite et al, 2004] Leite J.V, Sadowski N., Kuo-Peng P., Bastistela N.J., Bastos J. P.A. "Inverse Jiles-Atherton Vector Hysteresis Model". IEEE.Trans.Magn.Vol.40.No.4, July 2004.

- Le but final du projet ANR «DPSMMOD» est de corréler les propriétés de la microstructure de l'acier aux propriétés magnétiques macroscopiques. Dans cette première modélisation, le modèle choisi offre une description globale macroscopique, mais ne décrit pas la microstructure de l'acier dual phase. Les travaux de thèse de Frédérick Mbala Mbala sont un bon complément pour décrire le micro magnétisme de ces aciers. Ainsi, un lien entre le processus de fabrication et la microstructure sera établi.

Titre :

Modélisation FEM du système de contrôle non destructif 3MA en ligne de production des aciers dual phase

Mots clefs :

Modélisation de l'hystérésis, caractérisations magnétiques, contrôle non destructif, Modélisation éléments finis.

Résumé :

Les métallurgistes d'ArcelorMittal développent actuellement une nouvelle génération d'aciers « flat carbon » dédiés principalement au domaine automobile (aciers Dual-Phase ou DP). Afin d'augmenter la performance des aciers au carbone, ArcelorMittal développe une stratégie de production intelligente basée sur un contrôle non destructif en ligne de production en utilisant le capteur 3MA (Multi-Parameter Micro-Magnetic Microstructure and Stress Analyzis). Ce système a été développé par l'Institut Fraunhofer IZFP ; il est dédié à divers domaines d'applications de contrôle non destructifs des aciers en ligne.

L'objectif principal de cette recherche est de simuler le comportement magnétique du dispositif industriel 3MA via la méthode des éléments finis. La modélisation du système (dispositif CND et échantillon) présente des difficultés au niveau du maillage et du temps de calcul surtout avec la mise en œuvre du modèle d'hystérésis. En effet, le système présente une géométrie multi échelles spatiale et temporelle. Afin de palier à ces problèmes, une stratégie de calcul a été développée et validée en 2D, en séparant calcul haute fréquence (HF) et basse fréquence (LF). Cette méthode permet d'effectuer des calculs en plusieurs fois et prend moins d'espace mémoire. Le modèle d'hystérésis de Jiles-Atherton a été choisi pour sa précision et a été implémenté dans le code FEM Flux afin de décrire le comportement magnétique du matériau. Les résultats obtenus sont en accord avec les données expérimentales.

Title:

FEM modelling of a 3MA non-destructive testing system on line of production of dual phase steel

Keywords:

Hysteresis Modelling, magnetic characterization, non-destructive testing, finite element methods modelling.

Abstract:

ArcelorMittal steel manufacturing are currently developing a new generation "flat carbon steel", mainly dedicated to the automotive industry (steel Dual-Phase or DP). To increase the performance of carbon steel, ArcelorMittal is developing an intelligent production strategy based on line microstructure assessment with nondestructive magnetic 3MA device (Multi-Parameter Micro-Magnetic Microstructure and Stress Analyzis). This system was developed by the Fraunhofer IZFP Institute and it is dedicated to various fields of application of non-destructive testing of steel.

The main goal of this research is to simulate the magnetic behavior of the industrial device using finite elements method. The multi-scale geometry system and multi-scale time signal make the simulation very difficult, especially with the implementation of the hysteresis model. Then, a new computation strategy was developed and validated in 2D, separating HF and LF computation. This method permits to perform a faster computation and takes less memory space. The Jiles-Atherton hysteresis model was implementer in FEM FLUX software in order to describe the magnetic behavior of the dual Phase material. The obtained results are in agreement with the experimental data.