

Analyse physique d'un traitement par laser pulsé sur un acier GO via un modèle vectoriel de séparation de pertes « rotationnelles » et « unidirectionnelles »

Préscillia DUPONT^{a, b, c}, Olivier MALOBERTI^a, Julien DUPUY^d, Maxime PLOYARD^b, Jérôme FORTIN^a

^a SYMADE – UniLaSalle Amiens, 14 Quai de la Somme, AMIENS, 80 080, France

^b JEUMONT Electric, 367 Rue de l'Industrie, JEUMONT, 59 460, France

^c Laboratoire LTI – UPJV Amiens, Avenue des Facultés – Le Bailly, AMIENS, 80 025, France

^d MULTITEL a.s.b.l., 2 Rue Pierre et Marie Curie, Parc Initialis, MONS, 7000, Belgique

Aujourd'hui, les pertes rotationnelles et l'anisotropie des matériaux ne sont pas correctement prises en compte dans les logiciels de simulation éléments finis. Ceci induit des erreurs d'estimation qui peuvent pénaliser les fabricants de machines électriques. Pour pallier ce problème, nous proposons un modèle vectoriel de pertes original s'appuyant sur des considérations physiques. Il distingue les contributions rotationnelles aux pertes couplant les composantes dans plusieurs directions des pertes unidirectionnelles. Les contributions statiques à très basses fréquences et dynamiques sont également séparées pour chaque contribution. Une analyse de l'impact d'un traitement laser sur les paramètres du modèle est proposée. Elle montre l'intérêt de la formulation pour interpréter les variations d'un point de vue physique et permet donc une meilleure compréhension des pertes et de l'effet d'un traitement laser sur leur origine.

Mots-clés—Modèle vectoriel de séparation des pertes fer, Aciers électriques à Grains Orientés (GO), Pertes fer rotationnelles, Pertes fer unidirectionnelles, Propriétés magnétiques, Traitement laser de surface, Laser à impulsions ultra-courtes.

1. INTRODUCTION

Dans le contexte actuel de la transition énergétique, l'électrification des systèmes implique l'utilisation de plus en plus massive de dispositifs électriques (machines électriques tournantes, transformateurs, etc.) dont on cherche à optimiser le rendement. Pour ce faire, les pertes fer du circuit magnétique des machines sont un levier d'action considérable. En effet, leur modélisation peut être améliorée, notamment en ce qui concerne la prise en compte de l'anisotropie des matériaux [1] ou les pertes rotationnelles pour lesquelles il n'existe toujours pas de système de mesure standard [2-3]. Il est pressant de considérer ces 2 éléments afin d'estimer correctement les pertes dans les coins des transformateurs, culasses des machines tournantes, etc.

Ces dernières années, le développement de modèles et de méthodes pour calculer les pertes rotationnelles s'est accéléré [3-4]. On différencie (entre autres) les modèles vectoriels [5] (apparaissant adaptés pour les champs tournants mais pouvant manquer de sens physique) des modèles de séparation davantage liés aux processus d'aimantation [4], [6-8]. En général, ceux-ci [7-8] abordent la relation entre les pertes « rotationnelles » (notées P_R [W/m³] ici) et les pertes « unidirectionnelles » (obtenues pour un champ d'excitation appliqué selon une

direction, par exemple, la Direction de Laminage (DL ; P_{DL} [W/m³] ici) ou la Direction Transverse (DT ; P_{DT} [W/m³] ici) au travers une relation de proportionnalité. Néanmoins, ils restent souvent scalaires et généralisent la notion de pertes unidirectionnelles à la moyenne de P_{DL} et P_{DT} , compromettant ainsi la bonne prise en compte de l'anisotropie du matériau.

Au cours de nos recherches, nous avons pu mener diverses campagnes de caractérisations sur des aciers à Grains Orientés (GO) à la fois sous champs unidirectionnels et sous champs rotationnels. Ceci nous a permis de questionner la relation d'ordre existant entre P_R , P_{DL} et P_{DT} . Les premières analyses réalisées sur des échantillons traités avec différents lasers et différents types de traitements [9] ont fait émerger l'idée d'un modèle original de séparation des pertes basé sur un couplage des pertes unidirectionnelles et rotationnelles plutôt que sur leur proportionnalité. Le modèle est construit à partir d'une combinaison de 2 modèles clés de la littérature [5][10]. Une combinaison d'autres modèles [5][11] est également proposée dans d'autres travaux récents [12] effectués en parallèle des recherches présentées dans le présent article. Ceci révèle l'intérêt de la méthode et la nécessité toujours plus grande de mieux appréhender les pertes et les propriétés des matériaux (notamment des aciers GO) dans d'autres directions que le laminage ou en champ tournant.

Ainsi, l'objectif de cet article est de présenter les premières étapes du développement d'un modèle simple permettant de séparer les pertes rotationnelles entre des contributions statiques et dynamiques, et faisant intervenir un couplage des comportements en DL et DT. Pour ce faire, nous commencerons (section 2) par présenter le matériau et les dispositifs expérimentaux utilisés pour l'étude. Ensuite, le modèle en cours de développement sera décrit (section 3), puis nous observerons l'impact d'un traitement laser (présenté en section 2) sur ses coefficients en nous efforçant d'y donner un sens physique (section 4) afin de mettre en valeur l'intérêt du modèle.

2. MATÉRIAUX ET DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX

Dans une première approche, l'étude est centrée sur les aciers GO. Le matériau considéré est un acier Fe-(3 wt%)Si GO haute perméabilité d'épaisseur 0.3 mm et de densité 7650 kg/m³. Des échantillons carrés de tôles de diverses dimensions sont

considérés (voir paragraphe suivant). Ils sont découpés de sorte que DL et DT soient parallèles avec les bords des échantillons. Le traitement laser étudié est un traitement de type « ablation » (gravures, effets thermiques limités) [13][9] réalisé sous la forme d'un motif classique (lignes espacées régulièrement et perpendiculaires à DL) par le centre de recherche MULTITEL a.s.b.l. à l'aide d'un laser à impulsions ultracourtes de longueur d'onde 1030 nm.

Pour développer le modèle et identifier ses coefficients, les pertes dans les échantillons sont mesurées à l'aide soit d'un cadre à bande unique ou Single Sheet Tester (SST) pour les champs unidirectionnels (échantillons de 150×150 mm²), soit d'un banc à champ tournant ou Rotational Single Sheet Tester (RSST) pour les champs rotationnels (échantillons de 60×60 mm²). Avec le SST, l'utilisation d'échantillons carrés permet de mesurer les propriétés selon 2 directions d'excitations, c'est-à-dire ici selon DL et DT, sur le même échantillon. Avec le RSST, les mesures sont effectuées dans les 2 sens de rotation (sens horaire ou ClockWise (CW) et anti-horaire ou Counter-ClockWise (CCW)) puis moyennées. Elles sont réalisées en imposant une induction circulaire (c.à.d., avec le rapport des axes $\alpha = 1$ (ou -1 selon le sens de rotation) tant que faire se peut). Que ce soit sous champ unidirectionnel ou rotationnel, les mesures sont réalisées pour plusieurs niveaux de fréquence et de polarisation/d'induction (on confond polarisation et induction pour notre intervalle d'étude). Elles sont systématiquement effectuées avant et après traitement laser sur le même échantillon afin d'éliminer les erreurs de dispersion (les variations de masses sont négligées (<0.5 %)). Chaque échantillon est donc mesuré 4 fois. Les erreurs de mesure restantes correspondent à la précision et répétabilité : $\leq 1\%$ (sauf à 5 Hz en DT ($\leq 2.8\%$)) pour le SST ; varient entre 0.5 % et 14.5 % selon le niveau d'induction et de fréquence (4.2 % en moyenne) pour le RSST.

La comparaison du même échantillon avant et après traitement laser permet de calculer directement les variations induites par le laser pour les propriétés magnétiques ou les coefficients. Ainsi, en considérant X comme étant soit une propriété du matériau (ex : pertes fer), soit un coefficient du modèle, la variation de X induite par le laser notée ΔX et exprimée en % est donnée par l'équation 1 :

$$\Delta X = \frac{X_2 - X_1}{|X_1|} \times 100 \quad (1)$$

... avec X_1 et X_2 , les valeurs de X avant et après traitement laser.

Des graphes de variations de pertes après traitement laser (présenté plus haut) sont proposés comme exemples en figure 1 (pertes unidirectionnelles P_{DL} et P_{DT}) et en figure 2 (pertes rotationnelles P_R). Les figures 1 et 2 montrent qu'un traitement de type ablation [13] appliqué sous la forme d'un motif classique, s'il est bien optimisé [9], permet non seulement de réduire les pertes selon DL, mais aussi selon DT, et, lorsque le champ tourne. Des observations de la structure magnétique en domaines et en parois avant et après traitement laser sont également proposées en figure 3. Elles sont réalisées à l'aide d'une caméra utilisant un MOIF (Magneto-Optical Indicator Film) dont la technologie repose sur l'effet Faraday. La figure 3 montre bien le raffinement de la structure magnétique induit par le laser : les domaines magnétiques sont visiblement plus petits et plus nombreux, ce qui facilite les processus d'aimantation en DL. Ensuite, des domaines « spike-like » et des domaines de fermeture proches des lignes laser (lieu de pôles magnétiques) semblent être observés [9]. Leur présence couplée à des domaines de tailles réduites participe sans doute à l'amélioration des performances selon DT et en champ tournant (section 4).

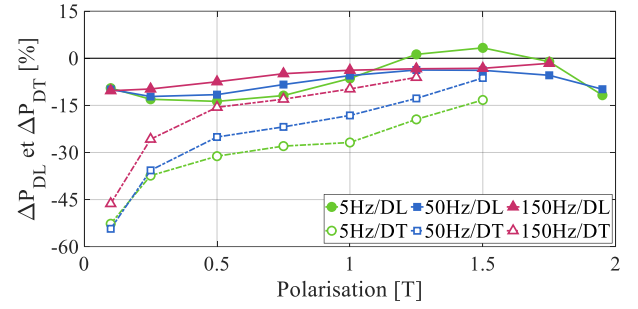


Fig. 1. Variation des pertes unidirectionnelles après traitement laser en fonction de la polarisation à 5, 50 et 150 Hz selon DL (marqueurs pleins) et DT (marqueurs vides) ; échantillon de 150×150 mm²

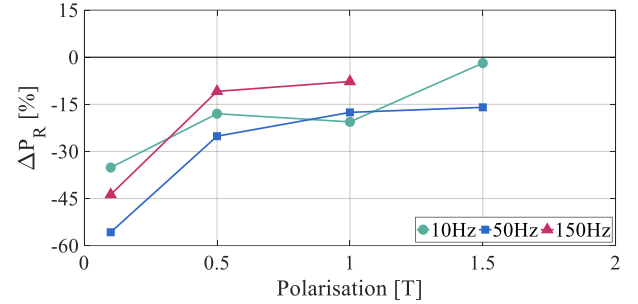


Fig. 2. Variation des pertes rotationnelles après traitement laser en fonction de la polarisation à 10, 50 et 150 Hz ; échantillon de 60×60 mm²

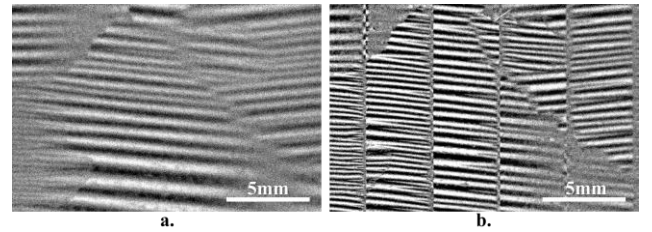


Fig. 3. Observation de la structure magnétique en domaines et en parois au centre de l'échantillon de 150×150 mm² avant (a) et après (b) traitement laser

Globalement, on observe que l'impact du laser s'amoindrit au fur et à mesure que la fréquence augmente (figures 1 et 2). Aux pertes par courants induits microscopiques autour des parois magnétiques, qui voient leurs contributions réduites à toutes les fréquences lorsque les domaines se raffinent, s'ajoutent des pertes par courants induits diffus dans les grains et l'épaisseur. Ces derniers sont d'autant plus significatifs que la fréquence est grande et sont a priori moins sensibles au raffinement de domaines. En outre, un comportement inversé apparaît à haute induction en DL (ré-augmentation des taux de réduction de pertes) : vers la saturation, le matériau réalise complètement le processus d'aimantation. Les gravures laser apportent des centres de nucléation de parois, utiles lors du passage de l'état saturé à désaturé. On remarquera également que les pertes quasi-statiques à 5 Hz selon DL sont augmentées par le traitement laser entre 1.2 T et 1.7 T (figure 1). Pour mieux interpréter ces variations, une séparation en diverses contributions sera utile et permettra d'avoir une meilleure idée de l'impact du laser sur les propriétés et sur les mécanismes d'aimantation impliqués (section 4). Le modèle proposé est présenté en section 3.

3. PRÉSENTATION DU MODÈLE

3.1. L'idée du modèle

Il est connu depuis des années que les pertes rotationnelles et « alternatives » n'ont pas le même comportement lorsque l'induction augmente [14]. Il est intéressant de remarquer que

dans la littérature, on trouve mention de pertes « alternatives » plutôt que de pertes unidirectionnelles sans qu'il ne soit forcément précisé à quoi correspondent ces dernières (pertes dans une direction donnée, somme ou moyenne des pertes dans plusieurs directions, etc.), ce qui complique les comparaisons des références bibliographiques. Quelques articles précisent néanmoins ces informations [15-18]. On y rapporte que la somme des pertes selon DL et DT est : plus grande que les pertes rotationnelles dans le cas des aciers à grains Non Orientés (NO) ; proche ou plus faible que les pertes rotationnelles dans le cas des aciers à Grains Orientés (GO). Dans les 2 cas, il existe une différence entre la somme des pertes DL et DT et les pertes rotationnelles. On cherchera donc ici à modéliser cette différence au travers d'un terme de couplage (qui pourra être positif ou négatif selon la relation d'ordre entre $P_{DL}+P_{DT}$ et P_R) et à l'interpréter grâce aux mécanismes d'aimantation. L'idée est donc d'exprimer P_R comme la somme de 2 composantes (ici P_{DL} et P_{DT}) et d'un terme de couplage (noté P_{CPLG} [W/m³] ici) permettant de représenter les comportements spécifiques induits par la rotation du champ (équation 2). L'ambition du modèle est de pouvoir correspondre aux aciers NO et GO.

$$P_R = P_{DT} + P_{DL} + P_{CPLG} \quad (2)$$

Pour décrire la relation présentée en équation 2 (en supposant qu'elle existe), on propose ici de s'inspirer des modèles d'Enokizono [5] pour l'aspect vectoriel et de Bertotti [10] pour l'aspect séparation physique. Leur association permet l'émergence d'un modèle simple dont la formulation est exposée en section 3.2. L'objectif n'est pas de retracer les cycles hystérésis et leurs singularités sinon d'estimer directement les pertes et de mieux comprendre leurs origines.

3.2. Formulation du modèle

Dans une première approximation, on se place en régime magnéto-harmonique (ce qui convient dans le cadre d'une estimation des pertes seulement et non de la forme des cycles). La convention complexe est utilisée. Les pertes rotationnelles P_R sont exprimées à l'aide des vecteurs induction \underline{B} et champ \underline{H} possédant chacun 2 composantes : \underline{B}_X , \underline{B}_Y , \underline{H}_X , et \underline{H}_Y , les projections de \underline{B} et de \underline{H} sur les axes X et Y du RSST (supposés parfaitement orthogonaux et correspondant respectivement à DT et DL ; figure 4, avec ω la pulsation [rad/s]).

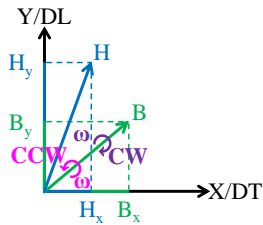


Fig. 4. Référentiel associé aux mesures effectuées avec le RSST

Comme mentionné précédemment, les pertes rotationnelles sont mesurées dans les 2 sens de rotation du champ. Pour les différencier, on utilise l'indice CW pour le sens horaire et CCW pour le sens anti-horaire. On a alors : \underline{B}_{CW} ($\underline{B}_{X,CW}$, $\underline{B}_{Y,CW}$), \underline{B}_{CCW} ($\underline{B}_{X,CCW}$, $\underline{B}_{Y,CCW}$), \underline{H}_{CW} ($\underline{H}_{X,CW}$, $\underline{H}_{Y,CW}$) et \underline{H}_{CCW} ($\underline{H}_{X,CCW}$, $\underline{H}_{Y,CCW}$). Les expressions de \underline{B}_{CW} et \underline{B}_{CCW} sont données en équation 3. \underline{H} (c.-à-d., \underline{H}_{CW} ou \underline{H}_{CCW}) est exprimé à l'aide de \underline{B} (c.-à-d., \underline{B}_{CW} ou \underline{B}_{CCW}) et de tenseurs non-diagonaux complexes permettant de faire une séparation entre des contributions :

- Statique (liée à l'équilibre de la structure magnétique en domaines et en parois, [\underline{v}_s])

- Quasi-statique (liée aux courants induits lors des sauts de parois par accrochage/décrochages sur les défauts, [\underline{v}_c])
- Dynamique liée aux pertes par courants induits diffus classiques (correspondant au coefficient classique de [10], [\underline{k}_c])
- Dynamique liée aux pertes par excès dues aux courants induits microscopiques autour des parois (objets) magnétiques et dans les domaines magnétiques ([\underline{K}])

La forme développée générale des tenseurs est donnée par l'équation 4, avec $Z = v_s, v_c, k_c$ ou K . Les expressions de \underline{H}_{CW} et \underline{H}_{CCW} sont quant à elles données en équation 5.

$$\underline{B}_{CCW} = \begin{bmatrix} \underline{B}_{X,CCW} \\ \underline{B}_{Y,CCW} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B e^{+j\omega t} \\ -j B e^{+j\omega t} \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\underline{B}_{CW} = \begin{bmatrix} \underline{B}_{X,CW} \\ \underline{B}_{Y,CW} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B e^{-j\omega t} \\ -j B e^{-j\omega t} \end{bmatrix}$$

$$[\underline{Z}] = \begin{bmatrix} \underline{Z}_{XX} & \underline{Z}_{XY} \\ \underline{Z}_{YX} & \underline{Z}_{YY} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Z}_{XX}' + j\underline{Z}_{XX}'' & \underline{Z}_{XY}' + j\underline{Z}_{XY}'' \\ \underline{Z}_{YX}' + j\underline{Z}_{YX}'' & \underline{Z}_{YY}' + j\underline{Z}_{YY}'' \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$\underline{H}_{CCW} = \begin{bmatrix} \underline{v}_s \end{bmatrix} \underline{B}_{CCW} + j \begin{bmatrix} \underline{v}_c \end{bmatrix} \underline{B}_{CCW} + j\omega \begin{bmatrix} \underline{k}_c \end{bmatrix} \underline{B}_{CCW} + j\omega \begin{bmatrix} \underline{K} \end{bmatrix} \underline{B}_{CCW} \quad (5)$$

$$\underline{H}_{CW} = \begin{bmatrix} \underline{v}_s \end{bmatrix}^T \underline{B}_{CW} + j \begin{bmatrix} \underline{v}_c \end{bmatrix}^T \underline{B}_{CW} + j\omega \begin{bmatrix} \underline{k}_c \end{bmatrix}^T \underline{B}_{CW} + j\omega \begin{bmatrix} \underline{K} \end{bmatrix}^T \underline{B}_{CW}$$

Pour exprimer P_R , on part de l'expression générale des pertes apparentes \underline{S}_R (dont P_R représentent la partie active ou réelle, équation 6). Les pertes rotationnelles P_R peuvent également être vues comme la somme de P_X et P_Y , les projections des pertes sur les axes X et Y du RSST. \underline{S}_R , P_X et P_Y possèdent chacune des expressions différentes selon le sens de rotation du champ (équation 6). Les développements de $\underline{S}_{R,CW}$ et $\underline{S}_{R,CCW}$ (équation 7), qui dépendent de \underline{H}_{CW} , \underline{H}_{CCW} , \underline{B}_{CW} et \underline{B}_{CCW} , nous permettent d'obtenir $P_{X,CW}$, $P_{X,CCW}$, $P_{Y,CW}$ et $P_{Y,CCW}$, et donc P_X et P_Y .

$$\underline{S}_R = P_R + jQ_R = P_X + jQ_X + P_Y + jQ_Y$$

$$\Leftrightarrow \underline{S}_R = \frac{1}{2} (P_{X,CCW} - jQ_{X,CCW} + P_{X,CW} + jQ_{X,CW}) + \frac{1}{2} (P_{Y,CCW} - jQ_{Y,CCW} + P_{Y,CW} + jQ_{Y,CW}) \quad (6)$$

$$\Leftrightarrow \underline{S}_R = \frac{1}{2} (\underline{S}_{R,CCW} + \underline{S}_{R,CW})$$

$$\underline{S}_{R,CCW} = \frac{1}{2} \cdot \underline{H}_{CCW} \cdot \underline{B}_{CCW}^* = \frac{1}{2} \cdot \underline{H}_{CCW} \cdot (-j\omega \underline{B}_{CCW}^*)$$

$$\Leftrightarrow \underline{S}_{R,CCW} = P_{R,CCW} - jQ_{R,CCW} \quad (7)$$

$$\underline{S}_{R,CW} = \frac{1}{2} \cdot \underline{H}_{CW} \cdot \underline{B}_{CW}^* = \frac{1}{2} \cdot \underline{H}_{CW} \cdot (+j\omega \underline{B}_{CW}^*)$$

$$\Leftrightarrow \underline{S}_{R,CW} = P_{R,CW} + jQ_{R,CW}$$

Ainsi, en combinant les équations 3, 5, 6 et 7, on obtient l'expression détaillée des pertes rotationnelles (équation 8). On sépare les contributions en associant d'une part, la somme des termes incluant des coefficients diagonaux (c.-à-d., en « XX » ou « YY ») aux pertes unidirectionnelles (resp. P_{DT} et P_{DL}) et d'autre part, la somme des termes incluant des coefficients extra-

diagonaux (c.-à-d., en « XY » ou « YX ») au terme de couplage (P_{CPLG}).

$$\begin{aligned}
 P_R &= P_X + P_Y = \\
 &\frac{1}{2}(v_{c_{XX}}'\omega B^2 + k_{c_{XX}}'\omega^2 B^2 + K_{XX}'\omega^2 B^2) \\
 &+ \frac{1}{2}(v_{c_{YY}}'\omega B^2 + k_{c_{YY}}'\omega^2 B^2 + K_{YY}'\omega^2 B^2) \quad (8) \\
 &+ \frac{1}{2}((v_{c_{XY}}'' - v_{c_{YX}}'')\omega B^2 + (K_{XY}''B^2 - K_{YX}'')\omega^2 B^2) \\
 &\Leftrightarrow P_R = P_{DT} + P_{DL} + P_{CPLG}
 \end{aligned}$$

Les coefficients $k_{c_{XX}}'$ et $k_{c_{YY}}'$ correspondent au coefficient classique [10] et sont fixés (équation 9). Toutes les autres composantes de $[k_c]$ sont nulles. Pour simplifier l'équation 8, on définit les « coefficients de couplage » v_{CPLG}'' et K_{CPLG}'' qui correspondent à une combinaison des parties imaginaires des coefficients extra-diagonaux des tenseurs $[v_c]$ et $[K]$ (équations 10 et 11). À ce stade de développement, les tenseurs $[v_c]$ et $[K]$ dépendent uniquement de l'induction alors que le tenseur $[K]$ dépend de l'induction et de la fréquence. Ceci pourra être amené à évoluer par la suite (section 5).

$$[k_c] = \frac{\sigma \zeta^2}{12} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (9)$$

... avec σ la conductivité électrique [S/m], ζ l'épaisseur de la tôle [m].

$$v_{CPLG}''(B) = v_{c_{XY}}''(B) - v_{c_{YX}}''(B) \quad (10)$$

$$K_{CPLG}''(B, \omega) = K_{XY}''(B, \omega) - K_{YX}''(B, \omega) \quad (11)$$

Enfin, comme \underline{H} est séparé en plusieurs contributions, on retrouve le principe de séparation des pertes. Ainsi, les expressions de P_{DL} et P_{DT} correspondent pour partie à la séparation des pertes de Bertotti [10], obtenue ici en DL et en DT. Le terme de couplage P_{CPLG} quantifie quant à lui les différences entre les pertes unidirectionnelles et rotationnelles et pourra être positif ou négatif selon la relation d'ordre entre $P_{DL}+P_{DT}$ et P_R . On rappelle que la formulation proposée n'a pas pour but de rendre compte de la forme des cycles hystérésis et permet simplement d'évaluer les pertes. Elle permet pour partie de prendre en compte l'anisotropie du matériau considéré et est donc, à priori, utilisable à la fois pour les aciers GO et NO.

Pour finir, la capacité du modèle proposé à toujours bien prédire les pertes n'a pas été évaluée pour l'instant. L'ensemble des mesures réalisées au RSST ont été utilisées pour identifier les coefficients. Le nombre de mesures est donc insuffisant (Tableau 1) pour vérifier la validité du modèle pour plus de niveaux de sollicitations et pour plusieurs matériaux.

3.3. Méthode d'identification des coefficients

Les coefficients diagonaux et extra-diagonaux des tenseurs ne sont pas identifiés grâce aux mesures sur le même échantillon pour des raisons pratiques. Les coefficients diagonaux sont identifiés à partir des mesures réalisées au SST sur un échantillon de $150 \times 150 \text{ mm}^2$ tandis que les coefficients extra-diagonaux sont identifiés à partir des mesures réalisées au RSST sur un échantillon de $60 \times 60 \text{ mm}^2$. L'identification se fait de manière séquentielle. D'abord, on identifie l'ensemble des coefficients diagonaux à partir des expressions de P_{DL} et P_{DT} (équation 8). Les résultats des identifications avant et après traitement laser sont donnés de la figure 5 à la figure 7 (avec d_m la masse volumique [kg/m^3]).

On commence par les coefficients quasi-statiques $v_{c_{YY}}'$ et $v_{c_{XX}}'$ en utilisant les résultats de mesures obtenus à 5 Hz en DL et en DT respectivement pour l'ensemble des niveaux d'induction disponibles et en négligeant les termes incluant des coefficients des tenseurs correspondants aux pertes dynamiques (figure 5). Ensuite, $k_{c_{YY}}'$ et $k_{c_{XX}}'$ sont calculés directement (équation 9, ils ne varient pas en fonction de l'induction et de la fréquence) et les coefficients K_{XX}' et K_{YY}' sont identifiés pour chaque niveau de fréquence et d'induction à partir des pertes mesurées et des coefficients quasi-statiques et classiques identifiés au préalable (figures 6 et 7).

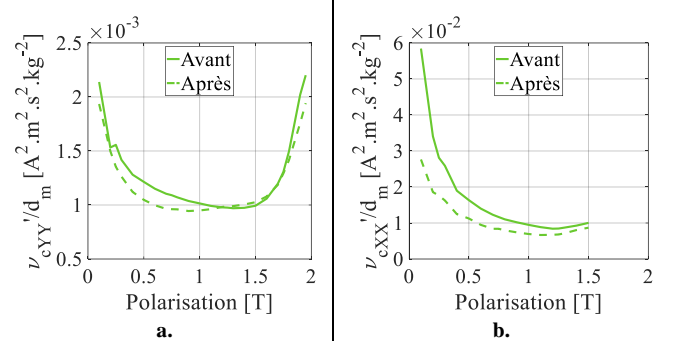


Fig. 5. Résultats des identifications des coefficients diagonaux quasi-statiques en DL (a ; $v_{c_{YY}}'(B)$) et en DT (b ; $v_{c_{XX}}'(B)$) avant (—) et après (---) traitement laser

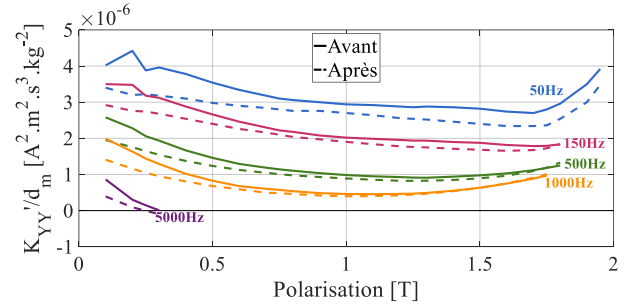


Fig. 6. Résultats des identifications des coefficients diagonaux relatifs aux pertes par excès en DL ($K_{YY}'(B, \omega)$) avant (—) et après (---) traitement laser

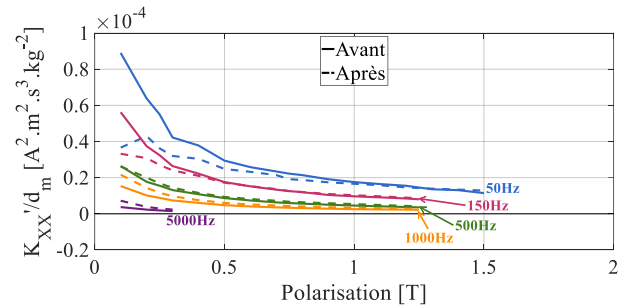


Fig. 7. Résultats des identifications des coefficients diagonaux relatifs aux pertes par excès en DT ($K_{XX}'(B, \omega)$) avant (—) et après (---) traitement laser

Une fois l'ensemble des coefficients diagonaux identifiés, on passe à l'identification des coefficients extra-diagonaux à partir des mesures réalisées en champ tournant. Les résultats des identifications avant et après traitement laser sont donnés en figures 9 et 10 (avec d_m la masse volumique [kg/m^3]). De même, on commence par identifier les coefficients quasi-statiques. Ces derniers doivent être identifiés à 5 Hz pour être cohérent avec l'identification des coefficients diagonaux. Or les mesures en champ tournant ne sont disponibles qu'à partir de 10 Hz (Tableau 1). Ainsi, on procède d'abord à une interpolation des pertes rotationnelles à 5 Hz. On impose les pertes en puissance nulles à 0 Hz puis, pour chaque niveau d'induction, on fait une

interpolation polynomiale de degré 3 en considérant les 3 points de mesures aux fréquences les plus faibles (et ≤ 150 Hz). Les résultats de l'interpolation avant et après traitement laser sont donnés en figure 8.

Tableau 1: Liste des points de mesures effectués en champ tournant

F [Hz]	10	25	50	150	500	5000
J [T]	0.1	-	0.1	0.1	0.1	0.1
	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	-
	1	1	1	1	1	-
	1.5	1.5	1.5	-	-	-

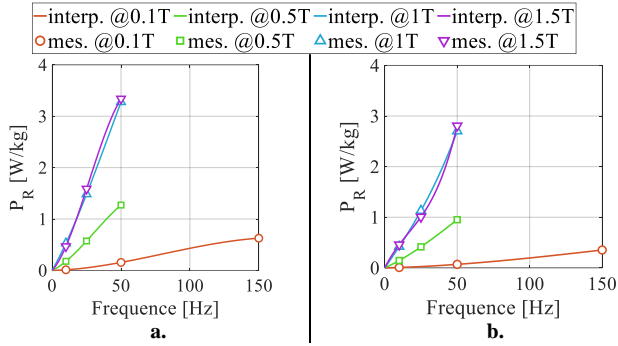


Fig. 8. Interpolation des pertes rotationnelles à 5 Hz avant (a) et après (b) traitement laser ; échantillon de 60x60 mm²

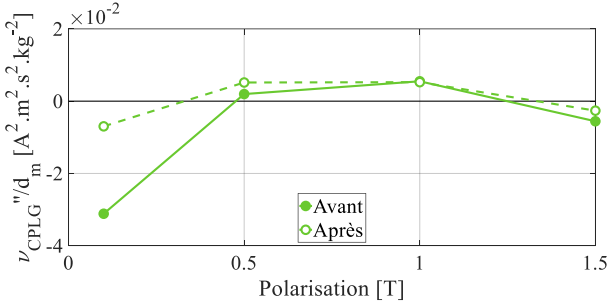


Fig. 9. Résultats des identifications des coefficients de couplage relatifs aux pertes quasi-statiques ($v_{CPLG}''(B)$) avant (—) et après (---) traitement laser

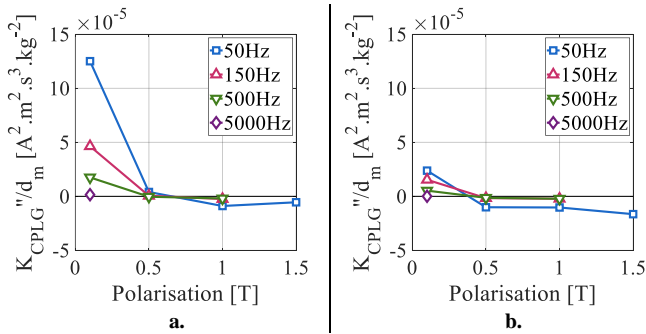


Fig. 10. Résultats des identifications des coefficients de couplage relatifs aux pertes par excès ($K_{CPLG}''(B,\omega)$) avant (a) et après (b) traitement laser

On identifie les coefficients quasi-statiques de couplage v_{CPLG}'' en utilisant les résultats de l'interpolation à 5 Hz pour l'ensemble des niveaux d'induction disponibles, en utilisant $v_{cYY}(B)$ et $v_{cXX}(B)$ identifiés préalablement et en négligeant les termes incluant des coefficients des tenseurs correspondants aux pertes dynamiques (figure 9). Ensuite, les coefficients K_{CPLG}'' sont identifiés pour chaque niveau de fréquence et d'induction à partir des pertes mesurées et de l'ensemble des coefficients identifiés au préalable (figure 10). L'analyse de l'impact du traitement laser étudié sur les coefficients est effectuée en section 4. À ce stade de développement, il n'est pas possible d'identifier séparément les coefficients v_{cXY}'' et v_{cYX}'' , et, K_{XY}'' et

K_{YX}'' , excepté si on fait l'hypothèse d'herméticité des tenseurs de coefficients. Ceci serait une caractéristique intéressante qui pourrait signifier qu'il existe une base liée aux vecteurs propres du matériau où les tenseurs de coefficients seraient diagonales et donneraient accès aux propriétés intrinsèques du matériau.

4. EFFETS D'UN TRAITEMENT LASER DE TYPE ABLATION

Le traitement laser étudié et son impact sur les pertes unidirectionnelles et rotationnelles ont été présentés en section 2. La séparation en diverses contributions permet d'avoir une meilleure idée de l'impact du laser sur les propriétés et surtout, sur les mécanismes d'aimantation impliqués. Les coefficients du modèle ont été identifiés avant et après traitement laser en section 3.3. Pour évaluer simplement l'impact du laser sur les coefficients, on propose de tracer les graphes de variations des coefficients après traitement laser (équation 1, figures 11 et 12).

4.1. Impacts du laser sur les composantes unidirectionnelles

La figure 11 décrit les variations des coefficients diagonaux quasi-statiques (v_{cYY}' et v_{cXX}') et dynamiques (K_{YY}' et K_{XX}').

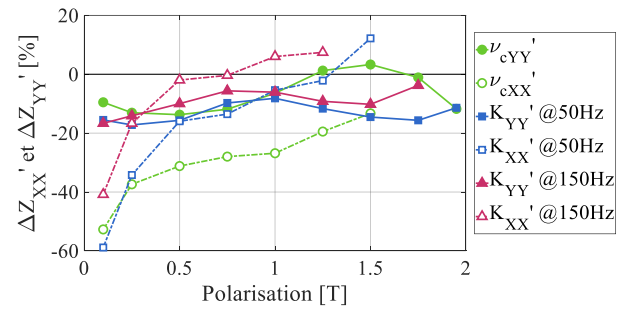


Fig. 11. Variation après traitement laser des parties réelles des éléments diagonaux des tenseurs de coefficients

Les variations des coefficients indicés « YY » (obtenus grâce aux mesures selon DL) sont conformes à ce que l'on peut trouver dans la littérature [19]. Le procédé ablation agit principalement sur K_{YY}' (comparable au k_e du modèle de Bertotti [10]) qui sont réduits pour l'ensemble des conditions d'excitation étudiées au contraire de v_{cYY}' (comparable à k_h [10]) qui est significativement réduit uniquement pour les inductions faibles à moyennes. L'ablation laser (dont les effets thermiques sont très limités) crée des défauts associés à une anisotropie induite par des contraintes résiduelles ajoutées et à des pôles magnétiques (figure 3). À basse induction, ces défauts sont bénéfiques car ils permettent l'augmentation du nombre de parois et donc une meilleure mobilité de ces dernières. Néanmoins, lorsque l'induction augmente (à basse fréquence notamment), ils peuvent devenir des sites d'accrochage des parois subissant de grandes excursions. L'effet démagnétisant domine, gênant le processus d'aimantation. Lorsque la fréquence augmente, ces mêmes sites deviennent des centres de nucléation et facilitent la multiplication des parois, au bénéfice du matériau.

L'originalité de ce travail réside en partie dans l'étude des coefficients indicés « XX » (obtenus grâce aux mesures en DT). v_{cXX}' est réduit pour l'ensemble des niveaux d'induction étudiés. Les domaines de fermetures générés par l'ablation (qui pénètre davantage et plus durablement en profondeur que les traitements laser plus classiques) ont potentiellement des orientations particulières, ce qui pourrait aider à l'aimantation dans d'autres directions que DL. Plus l'induction augmente, moins l'effet du laser est important car le nombre de parois associées à ces domaines particuliers diminue, ce qui les rend plus sensibles au phénomène d'accrochage. K_{XX}' est réduit jusqu'aux inductions

moyennes et l'effet bénéfique du laser diminue avec la fréquence. Il est probable que les mécanismes de pertes par courants induits à plus grande fréquence et pour une induction en DT ne soient que très peu sensibles au traitement laser.

4.2. Impacts du laser sur la composante de couplage

L'aspect innovant de ce travail se trouve encore davantage dans les coefficients de couplage ν_{CPLG} et K_{CPLG} dont les variations après traitement laser sont affichées en figure 12. Comme mentionné plus haut, le laser induit des pôles magnétiques, des domaines de fermetures parfois désorientés et des centres de nucléation et de multiplication de parois, mais certainement favorablement pour une seule direction à la fois. Ceci semble gêner le processus d'aimantation rotationnel quasi-statique (ν_{CPLG} augmente). En champ tournant et à très basse fréquence, les défauts créés par le laser deviennent des sites d'accrochage systématiques pour les parois. En revanche, le comportement dynamique est amélioré par la présence de domaines désorientés (K_{CPLG} diminue).

Enfin, un comportement spécifique apparaît autour de 1 T. Cela correspond sensiblement au début du coude de saturation selon DT. À basse induction, le déplacement des parois domine alors qu'à haute induction, ceux sont plutôt les phénomènes liés au champ démagnétisant et aux nucléations de parois. On sait que ces mécanismes sont tous deux impactés par le laser (voir section 4.1). À induction moyenne en champ tournant, il peut y avoir davantage de rotation de domaines. On peut faire l'hypothèse que le traitement laser a peu d'action sur les mécanismes d'aimantation purement rotationnels. Des mesures et observations complémentaires sont nécessaires pour valider ces hypothèses.

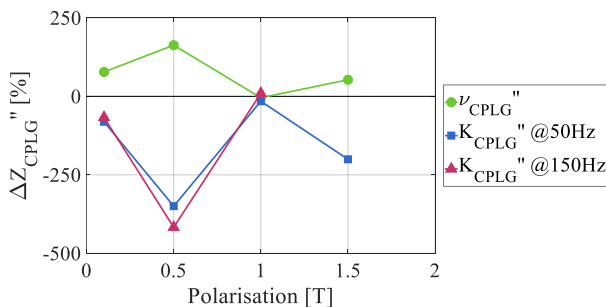


Fig. 12. Variation après traitement laser des coefficients de couplage

5. CONCLUSIONS ET SUITE DES TRAVAUX

Pour conclure, ce travail a permis de proposer un modèle de séparation de pertes simple, original et s'appuyant sur des considérations physiques. L'étude des variations de ses coefficients après traitement laser a permis l'élaboration d'hypothèses fondées sur les effets du laser. L'inconvénient est qu'il nécessite de nombreuses données issues notamment de mesures effectuées en champ tournant (non standardisées). Ces données apparaissent néanmoins nécessaires à la compréhension des mécanismes d'aimantation spécifiques au champ rotationnel, il est donc important de les prendre en compte.

Pour finir, le modèle nécessite encore des étapes de validations plus complètes, travaux complémentaires à réaliser lorsque les données nécessaires seront disponibles. Celles-ci permettront d'approfondir les hypothèses d'interprétation proposées. Le modèle est toujours en cours de développement. Plusieurs pistes d'améliorations peuvent être proposées : validation du modèle sur aciers NO, prise en compte des erreurs d'alignement, etc. On peut également mentionner l'amélioration de la méthode d'interpolation des pertes rotationnelles à basse

fréquence ou l'établissement d'une méthode d'identification différente permettant de s'affranchir de cette interpolation et qui ferait intervenir des lois de comportements sous champs unidirectionnels plus complètes et à développer (notamment en DT). Enfin, l'hypothèse d'herméticité des tenseurs de coefficients n'est pas à négliger et reste à approfondir.

6. REMERCIEMENTS

Ce travail a été initié dans le cadre d'une thèse CIFRE (Convention Industrielle de Formation par la REcherche) réalisée pour l'entreprise JEUMONT Electric et financée par l'Association Nationale de la Recherche et de la Technologie (ANRT). Il s'est déroulé en parallèle du projet ESSIAL financé par le programme de recherche et d'innovation Horizon 2020 « Usine du Futur » de l'union européenne (contrat n°766437).

7. REFERENCES

- [1] E. Ferrara et al., « Anisotropy of losses in grain-oriented Fe-Si », AIP Advances, vol. 11, p. 115208, 2021
- [2] Y. Guo et al., « Characterization of Rotational Magnetic Properties of Amorphous Metal Materials for Advanced Electrical Machine Design and Analysis », Energies, vol. 15, no. 20, p. 7798, 2022
- [3] Y. Guo et al., « Measurement and Modeling of Rotational Core Losses of Soft Magnetic Materials Used in Electrical Machines: A Review », IEEE Trans. Magn., vol. 44, no. 2, pp. 279–291, 2008
- [4] B. Koprivica et S. Zurek, « Separation of Rotational Power Loss Components for CGO and NO Electrical Steels in Time Domain based on Vector Analysis », IEEE Trans. Magn., vol. 57, no. 8, 2021.
- [5] M. Enokizono, « Two-dimensional (vector) magnetic property and improved magnetic field analysis for electrical machines », J. Mater. Process. Technol., vol. 108, no. 2, p. 225–231, 2001
- [6] C. Appino et al., « Static and Dynamic Energy losses along different directions in GO steel sheets », JMMM, vol. 500, p. 166281, 2020
- [7] L. R. Dupré et al., « Rotational loss separation in grain-oriented Fe-Si » J. Appl. Phys., vol. 87, no. 9, pp. 6511–6513, 2000
- [8] T. Okubo et al., « Can Circular Rotational Losses of Non-Oriented Soft Magnetic Materials Be Estimated From Alternating Losses? », IEEE Trans. Magn., vol. 54, no. 12, 2018.
- [9] P. Dupont et al., « Experimental impact of pulsed laser irradiation, scribing and ablation on 2-D scalar and vector magnetic losses and general properties of Grain-Oriented Electrical Steels », 2021 IEEE International Magnetic Conference (INTERMAG), Lyon, France, 2021
- [10] G. Bertotti, « General properties of power losses in soft ferromagnetic materials », IEEE Trans. Magn., vol. 24, no. 1, pp. 621–630, 1988
- [11] F. Fiorillo et al., « Comprehensive Model of Magnetization Curve, Hysteresis Loops and Losses in Any Direction in Grain-Oriented Fe-Si », IEEE Trans. Magn., vol. 38, no. 3, pp. 1467–1476, 2002
- [12] L. A. Millan Mirabal, « Contribution to the characterization and 3D modeling of the anisotropy of grain-oriented electrical steels for the calculation of losses at the end-regions of turbo-generators », PhD Thesis, University of Lille, France, (2022).
- [13] M. Nesser et al., « Correlation between laser energetic parameters and magnetic properties of GO laminations under surface treatments with long, short or ultra-short pulsed lasers », JMMM, vol. 504, p. 166696, 2020.
- [14] F. G. Baily et O. J. Lodge, « The hysteresis of iron and steel in a rotating magnetic field », Philos. Trans. R. Soc., vol. 187, pp. 715–746, 1896
- [15] A. Kedous-Lebouc et al., « Anisotropy influence on the rotational and alternating behaviour of soft magnetic material », IEEE Trans. Magn., vol. 28, no. 5, pp. 2796–2798, 1992
- [16] M. Enokizono et al., « Rotational power loss of silicon steel sheet », IEEE Trans. Magn., vol. 26, no. 5, pp. 2562–2564, 1990
- [17] N. Nencib et al., « Macroscopic anisotropy characterization of SiFe using a rotational single sheet tester », IEEE Trans. Magn., vol. 31, no. 6, pp. 4047–4049, 1995
- [18] T. Kochmann, « Relationship between rotational and alternating losses in electrical steel sheets », JMMM, vol. 160, pp. 145–146, 1996
- [19] M. Nesser et al., « Impact of Ultra-Short Pulsed Laser (USPL) Ablation Process on Separated Loss Coefficients of Grain Oriented Electrical Steels », IEEE Trans. Magn., vol. 58, no. 8, 2022