

Utilisation des tôles à grains orientés pour moteur électrique : application automobile

A. Rebhaoui^{1,2}, S.A. Randi², D. Cavallaro², F. Vangraefschep², C. Demian¹, J-Ph. Lecoite¹

¹ Univ. Artois, UR 4025, Laboratoire Systèmes Electrotechniques et Environnement (LSEE), Béthune, F-62400,

² Institut VEDECOM, Versailles, 78000, France

RESUME - Les aciers électriques Fer-Silicium (Fe-Si) à Grains Orientés (GO) présentent de meilleures performances en termes de perméabilité, d'induction à saturation et de pertes fer par rapport aux tôles Fe-Si classiques à Grains Non Orientés (NO), particulièrement lorsqu'elles sont magnétisées dans la direction de facile aimantation. Afin d'évaluer la pertinence de l'usage des tôles GO en vue de l'amélioration du rendement des moteurs électriques, cet article passe en revue les différentes topologies de machines utilisant des tôles GO, notamment les techniques de segmentation et de décalage des tôles. Cette synthèse des travaux antérieurs englobe également une étude de sensibilité des tôles GO à la découpe par les différentes techniques existantes, ainsi que les différentes formes des joints magnétiques dans la connexion des segments. Nos travaux sont renforcés par des simulations de base montrant l'apport potentiel de l'utilisation des tôles GO dans les machines électriques.

Mots-clés—Moteurs électriques, circuit magnétique, acier électrique à grains orientés.

1. INTRODUCTION

Les tôles GO sont classiquement utilisées dans la fabrication des transformateurs de puissance. Leurs caractéristiques de facile aimantation dans le sens de laminage les prédisposent à une utilisation dans des circuits magnétiques où le sens du champ est unidirectionnel, comme dans les noyaux magnétiques des transformateurs. Les pertes fer réduites et le coût maîtrisé font de ce matériau un candidat pour des applications de traction automobile (VE/VEH). En effet, les constructeurs automobiles cherchent actuellement à réduire la consommation énergétique de leurs chaînes de traction pour augmenter l'autonomie des véhicules et réduire leur empreinte environnementale, notamment les émissions CO₂. Que ce soit pour des véhicules tout électrique ou hybride, la machine électrique est un élément important dans l'amélioration du rendement ; le circuit magnétique est une partie majeure conditionnant le rendement global (pertes fer à vide, pertes de trainée...).

L'article s'intéresse d'abord aux spécificités de l'acier à grains orientés, notamment ses caractéristiques magnétiques, mais également sa sensibilité aux procédés de découpe. Ensuite, les auteurs analysent les différents types de machines électriques utilisant de l'acier GO pour constituer le circuit magnétique. Enfin, différentes méthodes de modélisation de l'anisotropie magnétique implantées dans quelques logiciels EF sont présentées, ainsi qu'une simulation d'une structure de base montrant l'apport de ces tôles.

2. SPECIFICITE DE L'ACIER GO

2.1. Propriétés magnétiques

Les tôles GO présentent l'avantage d'avoir des performances exceptionnelles dans la direction de laminage – i.e. la direction de facile aimantation –, avec une forte perméabilité, un niveau à saturation à plus de 2 T et des pertes spécifiques faibles si on les compare à d'autres aciers électriques. Cependant, ils ont également l'inconvénient d'avoir des performances médiocres quand on les magnétise dans d'autres directions, particulièrement le sens transverse (DT). La Figure 1-a montre des courbes B(H), obtenues avec un Single Sheet Tester (SST) à 50Hz, de tôles NO et GO de 0,20 mm d'épaisseur, les deuxièmes étant magnétisées dans la DT et la DL [1].

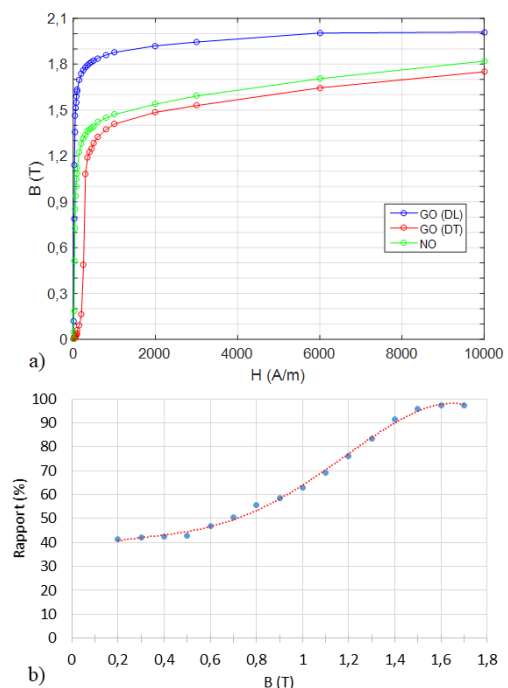


Fig. 1. Comparaison des courbes de première aimantation de tôles NO et GO de même épaisseur (a) [1]. Rapport de réduction de l'intensité de H pour les tôles GO, dans la DL, par rapport aux tôles NO, selon l'aimantation (b).

A niveau d'induction donné, les tôles GO, magnétisées dans la DL, nécessitent un champ magnétique plus faible par rapport aux tôles NO. En effet, le rapport de réduction de l'intensité du champ magnétique $R_H (\%) = 100 * |H_{NO} - H_{GO}| / H_{NO}$, montré à la Figure 1-b augmente significativement avec l'induction élevées : 50% à 0,7T et 97% à 1,7T.

La Figure 2-a présente des courbes de mesures des pertes spécifiques des tôles précédentes pour une induction sinusoïdale et à différentes fréquences. Les courbes montrent que, pour de faibles fréquences, les pertes fer sont réduites de plus de 70% à 50 Hz pour la tôle GO (dans la DL) par rapport à la tôle NO. En

revanche, le rapport de réduction diminue à haute fréquence : à 2000Hz, le rapport de réduction est de 35% à 1,5T, et de 10% à 1T. L'utilisation des tôles GO dans la DL est donc avantageuse par rapport aux tôles NO, en termes de pertes spécifiques, principalement à faibles fréquences et à des valeurs d'induction élevées.

Par contre, les performances des tôles GO sont moins intéressantes dans la direction transverse. Le fort ratio d'anisotropie est un frein à leur utilisation dans des circuits magnétiques à champ tournant conventionnels. L'utilisation de ces tôles dans des machines requiert donc d'adapter le circuit magnétique aux spécificités de la tôle pour l'exploiter au maximum dans la direction de facile aimantation.

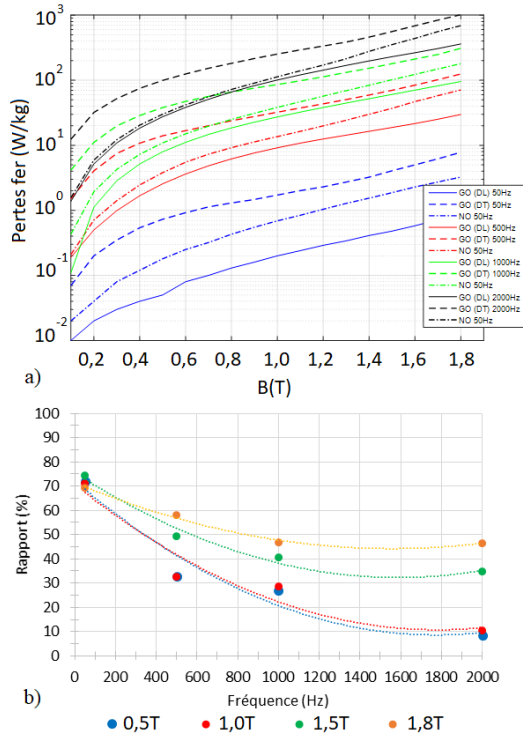


Fig. 2. Comparaison des pertes spécifiques, selon l'induction, des tôles NO et GO de 0,20mm d'épaisseur (a) [1]. Rapport de réduction des pertes fer, pour les tôles GO, dans la DL, par rapport aux tôles NO, en fonction de la fréquence et du niveau d'induction (b).

2.2. Sensibilité à la découpe

Les pertes fer d'une machine électrique sont systématiquement plus élevées que les valeurs données par les constructeurs des tôles. Des contraintes mécaniques de fabrication et d'exploitation des tôles (cintrage, découpage...) peuvent dégrader les propriétés magnétiques [2]. L'effet du compactage présente également des conséquences nocives, dans le processus de fabrication des machines électriques. Des études ont montré qu'il endommage l'isolation et augmente les pertes par courant de Foucault [3]. Du point de vue micro-structurel, la découpe des tôles provoque une dégradation au niveau des grains proches de ligne de coupe (déformation plastique...). Les grains des tôles GO, beaucoup plus gros que ceux des tôles NO [4], peuvent présenter des dimensions centimétriques (jusqu'à 5 cm), ce qui les rend particulièrement sensible à la découpe.

La référence [5] présente une étude généraliste de l'effet des différentes techniques de découpage (laser et par jet d'eau) des tôles GO sur ses performances magnétiques. Un test sur cadre Epstein, standard, est effectué avec des tôles GO de 0,23mm

d'épaisseur. Pour analyser l'effet de la découpe, des mesures sur quatre échantillons différents, présentés à la Figure 3, ont été effectuées. Tous les échantillons sont assemblés de manière à avoir la même largeur totale de la bandelette Epstein (30mm).

La technique de découpe des tôles GO par laser engendre une forte dégradation des propriétés magnétiques de la tôle due au choc thermique. En revanche, la technique de découpe par jet d'eau ne présente aucune contrainte de dégradation, sauf pour l'échantillon « A ». Cet échantillon, un assemblage de 6 bandelettes de 5mm de largeur, présente la dégradation la plus forte de performances à cause de la forte déformation de ses gros grains.

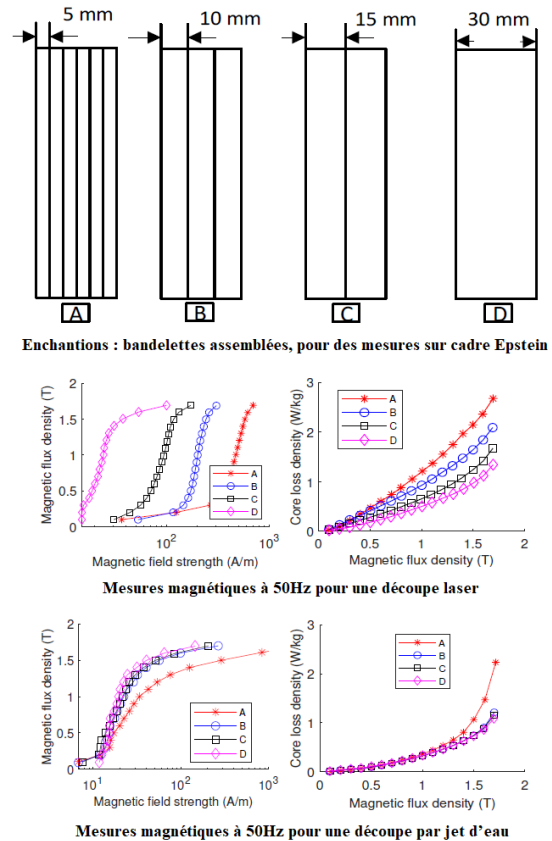


Fig. 3. Etude comparative de différentes techniques de découpe des tôles GO [5].

La référence [6] présente l'effet de la découpe laser d'une bandelette Epstein GO à l'échelle microstructurale, suivant la DL et DT. La découpe de la bande le long de la DL cause une forte déformation et une désorientation des domaines magnétiques. Cependant, une découpe parallèle à la direction transverse permet de garder la structure des domaines identiques.

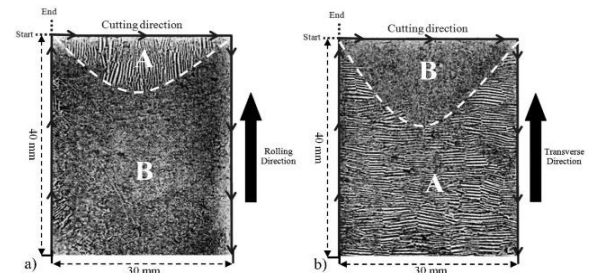


Fig. 4. Structure des domaines magnétiques après découpe laser des bandelettes GO : a) suivant la DL, b) suivant la DT [6].

La dégradation des performances magnétiques durant le processus de fabrication peut être réduite via un processus de recuit. Il permet de reconstruire de la structure d'origine du domaine du matériau par une recristallisation [7].

3. STRUCTURES DE CIRCUITS MAGNETIQUES A TOLES GO DANS DES MACHINES ELECTRIQUES TOURNANTES

3.1. Exploiter les tôles GO dans la DL

Exploiter les propriétés optimales des tôles GO pour les circuits magnétiques de machines tournantes conduit à considérer la topologie de la machine. Ainsi, il apparaît que l'exploitation des tôles GO est plus facile avec les structures à flux axial.

Les références [8] et [9] présentent une étude d'un moteur à flux axial à deux rotors à aimants permanents (Figure 5-a) sans culasse : le stator central a des dents en tôles GO, ce qui permet de canaliser le flux magnétique purement dans la DL. Une comparaison expérimentale avec un moteur à base de tôles NO, de dimension identique, montre que l'utilisation des tôles GO permet de réduire les pertes statoriques, à vide, d'un rapport 5 en faveur du GO (à 267Hz). De plus, la structure GO offre une amélioration du couple de 10%, par rapport à la structure NO, pour un même courant nominal [8].

Dans [10], les auteurs proposent d'utiliser des tôles GO dans les dents rotoriques et statoriques (rapportées sur une culasse NO) d'une MRV à flux axial à deux stators externes (Fig. 5b). Les résultats de simulations et comparaison avec un moteur identique à base de tôles NO montrent une réduction des pertes fer de plus de 11%, ainsi qu'une amélioration du couple de 7,2%, ce résultat s'expliquant par le niveau de saturation plus élevé des tôles GO.

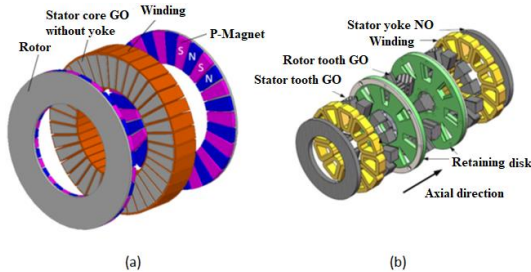


Fig. 5. Moteurs électriques à flux axial à base de tôles GO : (a) à aimants permanent à deux rotors [9], (b) MRV à deux stators [10].

3.2. Cas des circuits magnétiques segmentés

La segmentation consiste à rapporter des dents en acier GO au stator et/ou au rotor sur une culasse qui peut, elle aussi, être en acier GO et segmentée. La segmentation peut être réalisée par secteurs avec une portion de culasse et une ou plusieurs dents, comme pour les grands turboalternateurs. Ces techniques permettent de placer la DL de manière à favoriser l'établissement du flux soit dans les dents, soit dans la culasse. Par exemple, [11] décrit la première application de segments de tôles GO dans les stators des grands générateurs à flux radial, en 1951. La direction de facile aimantation de la tôle coïncide avec la direction du champ magnétique dans la culasse, les dents étant assez larges. A l'inverse, pour les générateurs hydrauliques, lents et donc avec un grand nombre de pôles, la direction de facile aimantation coïncide avec la direction radiale des dents. Les résultats de tests sur 16 machines montrent une réduction de 25% à 30% des pertes fer, ainsi qu'une réduction de 50% de la valeur du courant pour une puissance donnée, par rapport aux

machines à tôles NO, avec les mêmes dimensions géométriques [11].

De manière similaire aux turbo-alternateurs, la référence [27] présente une conception et la réalisation d'un moteur synchrone à aimants permanents (54 encoches et 16 pôles) avec un stator en tôles GO constitués de segments à 6 dents dont la direction de facile aimantation est parallèle à la direction radiale de la machine. Ainsi, les segments sont décalés spatialement de deux dents, soit 12° (Fig. 6). Il y a donc 9 segments par couche avec un motif de 3 couches. Cet arrangement permet de gagner 13% du volume et 10% en couple pour un même courant d'alimentation.

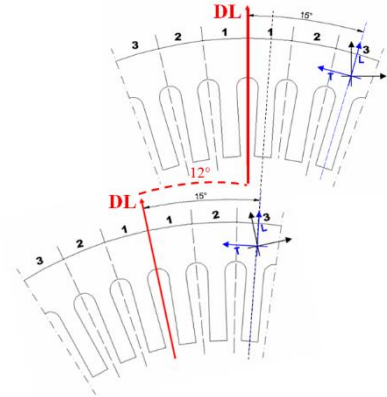


Fig. 6. Technique de réalisation du moteur électrique à base des tôles GO segmentées et décalées de deux dents [27].

Cette technique de segmentation de tôles GO par secteurs est aussi présentée par la référence [12] avec un moteur à aimants permanents (3 phases, 12 encoches et 8 pôles) (Figure 7-a). Chaque secteur en T comporte une dent et une portion de culasse, où la direction de facile aimantation de la tôle est parallèle avec la culasse. Le rendement est amélioré de 3% à faible puissance et faible vitesse par rapport à un moteur à tôles NO. Pour des vitesses de fonctionnement élevées, les pertes fer pour les deux moteurs deviennent comparables.

La référence [13] présente des travaux de modélisation et simulation d'une machine à flux radial, à aimants permanents montés en surface et à nombre d'encoches fractionnaire (12s/10p). Le stator est segmenté en 6 secteurs en tôles GO, chaque secteur constituant une portion de culasse, une dent et deux demi-dents latérales (Figure 7-b). Cette technique apporte un gain de 2 points sur le rendement par rapport au matériau NO.

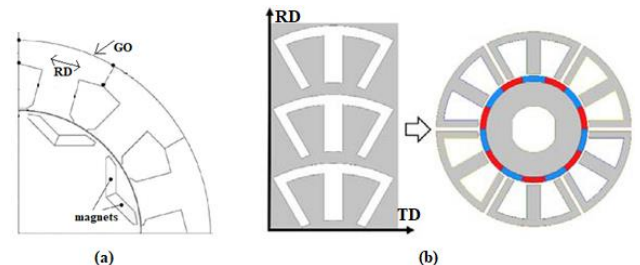


Fig. 7. Moteurs électriques à flux radial à base des tôles GO et segmentation par secteur [12] [13].

Dans [14], les 48 dents d'un moteur synchrone à aimants permanents sont rapportées (Fig. 8-a) : une étude comparative expérimentale avec un moteur à tôles NO a montré, à iso-courant, une amélioration du couple maximal de 4,3%, en faveur

du moteur GO, une augmentation du rendement de plus de 1,2% à faible vitesse et de 2,7% à grande vitesse.

Cette technique de segmentation des dents est aussi appliquée dans [15] avec un moteur triphasé à réluctance variable (MRV) à dents statorique et rotorique en tôles GO (Fig. 8-b). Le rendement, augmenté de plus de 3% à faible vitesse par rapport à un moteur identique mais à dents NO, est moins élevé aux hautes vitesses.

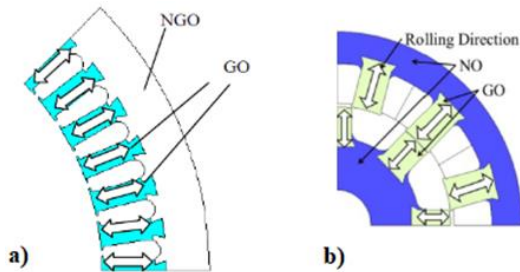


Fig. 8. Moteurs à flux radial et à dents, en tôles GO, rapportées [14] [15].

Fujisaki et al, dans plusieurs références [16] [17] [18], ont étudié et réalisé un moteur synchrone à aimants permanents (12s/8p) à tôles anisotropes avec des segments de dents exploitant la DL dans le sens radial, et des segments de culasse (en portion entre deux dents) avec une DL dans le sens tangentiel (Fig. 9). Plusieurs études paramétriques, magnétique et mécanique, ont été faites afin de déterminer la technique et le rapport d'insertion des dents dans la culasse. Une simulation et une étude comparative avec un moteur classique à tôles NO, de mêmes dimensions, a montré une réduction des pertes fer de 43% avec des tôles GO, ainsi qu'une amélioration du couple de 2% au fonctionnement nominal. Des résultats expérimentaux ont montré une réduction de 24% des pertes de traînée (drag loss) et de 27% des pertes à vide à 3000 tr/min.

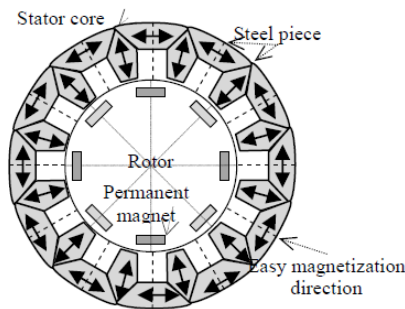


Fig. 9. Moteurs électriques à flux radial à tôles GO : segmentation de la culasse et des dents [16].

Les auteurs de [19] proposent une nouvelle structure de rotor de moteur à réluctance variable à 4 pôles, à barrière de flux multicouches, pour une application de traction électrique. Le rotor est constitué de plusieurs segments en tôle GO dont la direction de facile aimantation et quasi-parallèle aux barrières conductrices du flux. Une étude expérimentale montre que l'utilisation des tôles GO améliore le rapport de saillance du moteur de 47%, ainsi la caractéristique couple-courant par rapport à un rotor classique (Fig. 10-a).

La référence [20] présente une étude comparative entre différentes structures des MRV à base de rotor à segments en tôles GO insérés (Fig. 10-b). Une utilisation optimale des segments de tôles GO offre une amélioration de l'efficacité énergétique. Les tests expérimentaux montrent une amélioration

du rendement de 1,5% par rapport aux moteurs avec des segments en NO (pour une vitesse de 1800 tr/min).

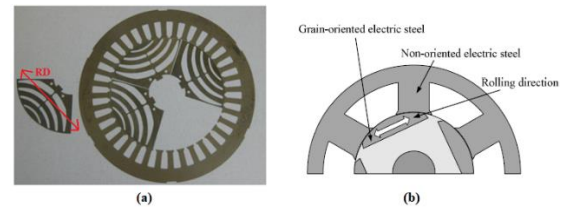


Fig. 10. MRV à flux radial et rotor segmenté [19] [20].

La référence [21] analyse l'utilisation de dents statorique GO pour un générateur à flux radial à bobinage concentrique et à deux rotors à aimants permanents (Fig. 11). L'acier GO permet de bien canaliser les lignes de champ et d'améliorer l'induction magnétique de 10%, de réduire les pertes fer et le couple de détente.

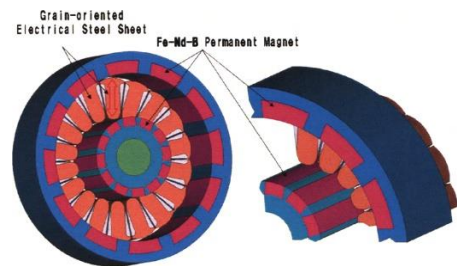


Fig. 11. Générateur à aimants permanents à deux rotors à dents statorique en GO [21].

La référence [22] présente une modélisation et la simulation d'une machine à commutation de flux (E-core) à large entrefer et à efficacité énergétique élevée. Une étude comparative de l'utilisation de tôles GO segmentées au rotor et/ou au stator (Fig. 12) est réalisée par simulation EF. Les résultats montrent que les segments de tôles GO dans les dents et la culasse statorique, avec une DL suivant la direction du flux, offre un gain en couple de 7.5% par rapport à la structure en NO et meilleure réduction des pertes fer (30%). La structure à dents rotoriques en GO présente l'avantage de réduire les ondulations du couple de 25%.

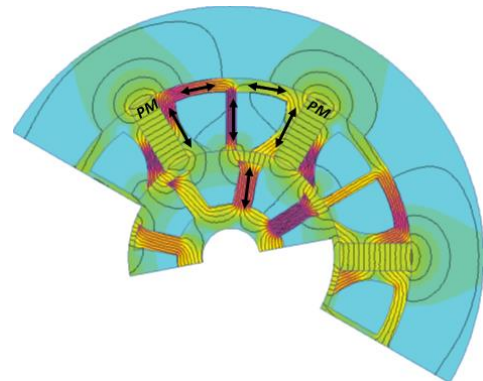


Fig. 12. Machine à commutation de flux (E-core) avec segments de tôles GO [22].

La référence [23] présente des approches de minimisation du flux de fuite pour une MRV pentaphasée à flux axial de type 'C-core' (Fig. 13). Parmi les méthodes proposées, les tôles GO pour les dents statoriques en trois segments permet de canaliser le champ magnétique suivant la direction de facile aimantation. Cette technique permet de réduire le flux de fuite et d'améliorer le rendement de 1%.

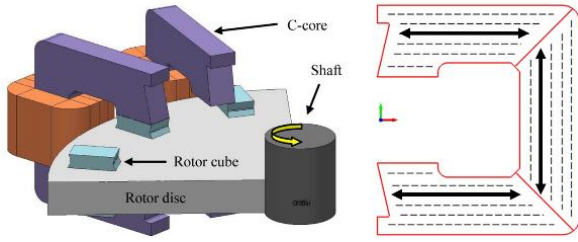


Fig. 13. MRV à flux axial (C-core) à stator en tôles GO segmentées [23].

3.3. Technique de décalage spatial des tôles

La référence [24] présente la réalisation d'un circuit magnétique de moteur asynchrone en tôles GO. La technique est basée sur un empilement de tôles statoriques non segmentées mais décalées spatialement d'un angle β (Fig. 14-a). Ainsi, la direction de facile aimantation des tôles est placée dans différentes directions radiales de ce circuit. Ce principe conduit au passage du flux magnétique d'une tôle à une autre, suivant l'axe de la machine, afin de profiter du chemin le moins relucant (Fig. 14-b) [25]. Des essais expérimentaux sur des moteurs statiques ont mis en évidence les gains potentiels : le décalage de tôles GO de 0,35mm d'épaisseur permet de réduire les pertes avec des pourcentages significatifs par rapport à une structure à tôle NO de 0,50mm d'épaisseur, le gain se faisant sur les pertes fer mais aussi les pertes cuivre avec un courant magnétisant plus faible. Les meilleures performances sont obtenues pour un angle de décalage de 90° avec une réduction des pertes de 25% à 0,8T. Cette technique permet d'améliorer le rendement de plus de 1% par rapport au circuit de base [24].

La référence [26] présente une étude comparative entre différentes structures des machines asynchrones, à cage, à base de tôles GO décalées au stator et/ou au rotor à cage en cuivre. Les essais à vide ont montré que l'acier GO permet de diminuer les pertes fer de plus de 35%. Appliquer la technique au stator et au rotor avec des décalages 90° permet une diminution des pertes la plus significative avec un gain de 1,5% sur le rendement de la machine. D'autres travaux [26] présentent une combinaison de la segmentation et du décalage des tôles GO statoriques en découpant la tôle en plusieurs et en orientant spatialement la DL.

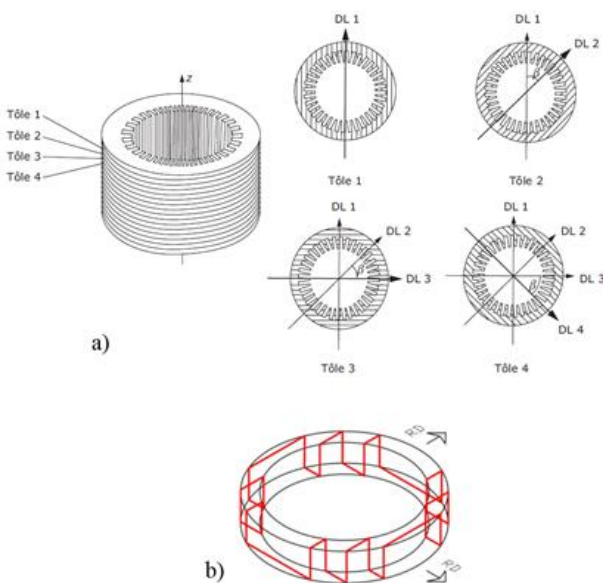


Fig. 14. (a) Principe de décalage des tôles statoriques empilées [24]. (b) Chemin du flux magnétique entre deux tôles décalées de 90° [25].

La référence [26] propose une structure statorique, à 36 encoches, combinant le décalage et la segmentation des tôles GO statorique et un rotor à tôles GO décalées de 90° . Le circuit magnétique statorique est constitué d'un empilement de groupe de 2 couches, chaque couche présentant 6 segments de 6 dents. La première couche voit la DL alignée avec les dents. La deuxième couche privilégie la culasse et le motif est décalé de 3 dents par rapport à la couche adjacente (Fig. 16). Des essais expérimentaux ont montré que cette technique permet, pour des faibles valeurs d'inductions, de réduire les pertes fer de 25% par rapport à une structure identique en NO.

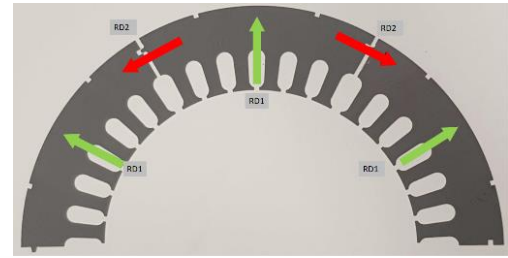


Fig. 16. Technique de segmentation et de décalage sur 2 couches [26].

3.4 Impact des joints magnétiques lié à la segmentation

Plusieurs études du comportement du champ magnétique au niveau des joints introduits par la segmentation ont été effectuées, surtout pour transformateurs. Le joint à 45° présente les meilleures performances en termes de réduction des pertes fer (Fig. 17) [28].

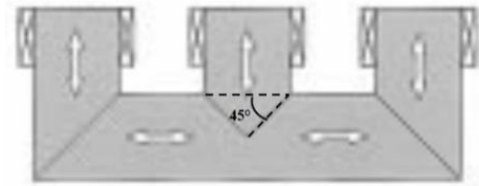


Fig. 17. Structure T-joint à 45° d'un transformateur triphasé [28].

Une étude (simulations 3D) de la forme du joint magnétique est présentée dans [29] avec l'analyse de l'insertion des segments de dents GO dans une culasse statorique NO pour une MRV à flux axial, le but étant de minimiser les pertes fer au niveau de la zone de connexion (Fig. 18). Les résultats de simulations, en prenant en compte 31 harmoniques, ont montré que le modèle 3 de la Figure 18 présente le moins de pertes avec une réduction de 11,6% par rapport au même moteur en NO.

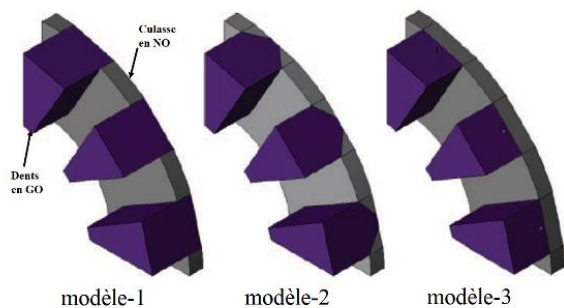


Fig. 18. Type de connexion des dents en GO dans une culasse statorique en NO, pour un moteur à flux axial [29].

Les auteurs de la référence [16] présentent une étude paramétriques du rapport et de l'angle d'insertion de segments de dents GO entre les segments d'une culasse également

segmentée et en GO. Les résultats d'optimisation mono variable et mono objectif ont montré qu'un rapport d'insertion de la dent de 110% et un angle d'insertion de 90° présentent les meilleurs résultats en termes de minimisation des pertes fer, en gardant le couple quasiment constant.

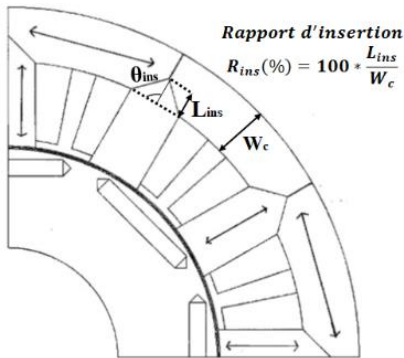


Fig. 19. Paramètres d'insertion des dents pour réduction des pertes fer dans un moteur à stator segmenté en tôles GO [16].

4. MODELISATION D'UNE STRUCTURE SIMPLE

4.1. Modélisation de l'anisotropie des tôles GO

La modélisation de l'anisotropie de l'acier GO est retorse à cause des caractéristiques magnétiques qui diffèrent. Les logiciels EF existants modélisent l'anisotropie comme un tenseur diagonal de perméabilité basés sur des mesures des caractéristiques magnétiques dans les directions principales, à savoir la DL, la DT et la direction normale (DN). Dans ce cas, les angles intermédiaires, comme l'angle de difficile aimantation à 55°, ne sont pas pris en considération. Une relation vectorielle s'applique entre l'induction et le champ magnétique pour chaque direction afin de déterminer les valeurs d'induction et du champ magnétiques dans les directions intermédiaires.

Tenseur de perméabilité

$$B = \begin{bmatrix} \mu_x & 0 & 0 \\ 0 & \mu_y & 0 \\ 0 & 0 & \mu_z \end{bmatrix} * H$$

Relation vectorielle

$$\vec{B} = [\mu(\vec{B}, \vec{H})] * \vec{H}$$

$B_x(H_x, H_y, H_z)$
 $B_y(H_x, H_y, H_z)$
 $B_z(H_x, H_y, H_z)$

Plusieurs méthodes de modélisation existent dans la littérature :

- modèle de séparation des axes [30] ;
- modèle elliptique [31] ;
- modèle scalaire (mesure de perméabilité) [32] ;
- modèle à base de calcul d'énergie/coénergie [33].

Tableau 1. Comparaison des différentes méthodes de modélisation de l'anisotropie [33] [34] [35].

Modèle d'anisotropie	Faible valeur d'induction	Forte valeur d'induction (saturation)	Angle de difficile aimantation (55°)	Connaissance du matériau
Séparation des axes	++	+	+	Faible
Elliptique	+++	+	++	Faible
Scalaire	+	+++	++	Forte
Calcul d'énergie	++	++	++	Faible

Le calcul des pertes fer dans la plupart des logiciels EF repose sur le modèle classique de Steinmetz. Pour les tôles d'acier GO, le même modèle est utilisé avec des coefficients bidirectionnels [18].

4.2. Simulation d'une structure dentée simple

Afin d'évaluer l'apport potentiel de l'acier GO, un circuit magnétique simple, représentatif d'un moteur à flux radial, est simulé avec le logiciel EF ANSYS MAXWELL (V. 2019R3) : structure en 2D.

La structure statorique est composée de deux dents rapportées sur une culasse ; un anneau rotorique assure le retour de flux. Le rotor est en constitué d'un anneau de tôles NO. Deux structures sont comparées par la suite :

- stator classique à base de tôle NO (NOno) ;
- culasse statorique en NO et dents rapportées en GO (NOgo).

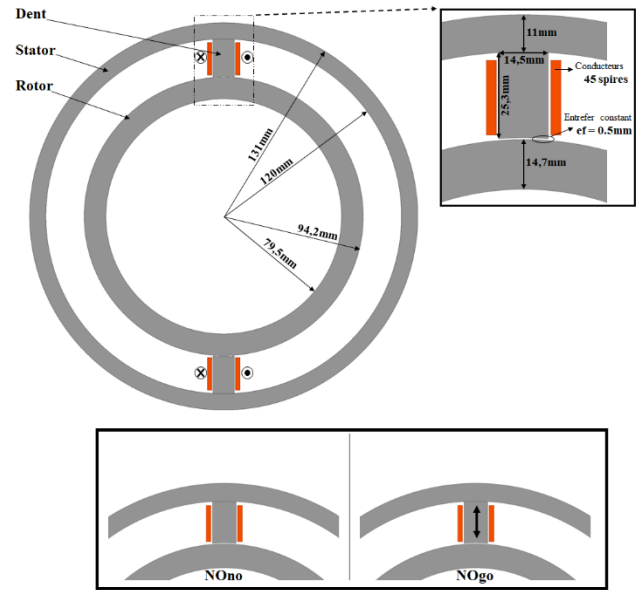


Fig. 20. Présentation de la structure simple avec les différentes topologies.

Une comparaison de l'induction maximale, au milieu de l'entrefer, en fonction du courant d'alimentation, et pour les deux structures statoriques est présentée à la Figure 21. La Figure 22 donne le résultat du calcul des pertes fer statoriques, en fonction de la fréquence de fonctionnement et pour une induction de 1.5T au milieu de l'entrefer.

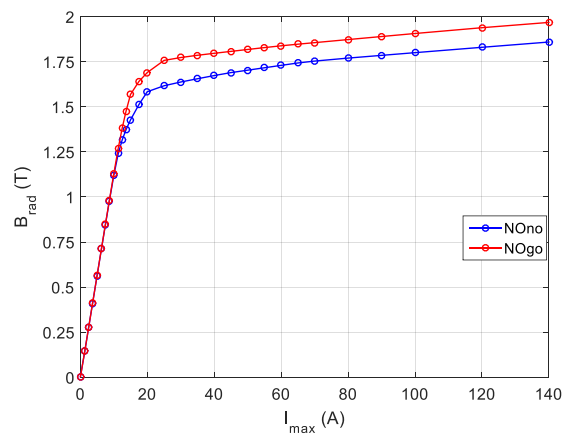


Fig. 21. Courbes de l'induction radiale, au milieu de l'entrefer, en fonction du courant d'alimentation.

Les résultats de simulations montrent clairement l'intérêt des tôles GO : avec la structure NOgo, l'amélioration du niveau

d'induction d'entrefer peut atteindre 9% par rapport à la structure NONo.

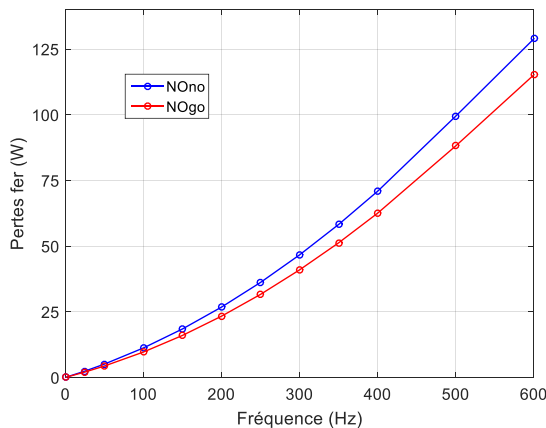


Fig. 22. Courbes de calcul des pertes fer statoriques en fonction de la fréquence et à une induction de 1.5T au milieu de l'entrefer.

La structure statorique NOGo permet d'avoir une forte réduction des pertes fer : plus de 14% par rapport à la structure NONo, pour des faibles fréquences. Ce rapport de réduction décroît en augmentant la fréquence avec, par exemple à 600 Hz, 10% par rapport à la NONo.

5. CONCLUSION

Cet article a recensé plusieurs techniques de mise en œuvre de tôles GO dans des machines électriques tournantes. Certaines topologies sont plus adaptées pour bénéficier des très bonnes performances de ce matériau. Nous avons identifié des méthodes de segmentation ou de décalage des spatial des tôles.

L'apport du matériau magnétique à grains orientés concerne le rendement et le couple électromagnétique. Les verrous concernent les difficultés de mise en œuvre des tôles avec, d'une part, la découpe qui peut engendrer des dégradations locales des propriétés magnétiques et, d'autre part, les entrefers parasites créés, au niveau des jonctions entre les segments. Il s'agit également de concevoir des circuits magnétiquement viables tout en exploitant la DL.

Un modèle numérique simple a permis de dresser un état de l'art sur les possibilités de prendre en compte l'anisotropie dans les logiciels éléments finis et de montrer, sur un cas simple, l'intérêt de l'apport des tôles GO.

6. REFERENCES

- [1] Datas, *Mesures magnétiques d'une tôle NO et une tôle GO, de 0,20mm d'épaisseur, avec un SST*, ThyssenKrupp Electrical Steel, 2019.
- [2] J. C. Bava et J. Verdun, «Alliage fer-silicium», *Technique de l'ingénieur*, n° 1D2110.
- [3] K. Y. Jeong, C. H. Park et C. S. Koh, «Comparison of Iron Loss at Different Manufacturing Process of Actual Stator Core», *IEEE International Conference on Electrical Machines and Systems*, pp. 523 - 525, 2013.
- [4] E. G. Araujo, J. Schneider, K. Verbeken, G. Pasquarella et Y. Houbaert, «Dimensional effects on magnetic properties of FE-Si steels due to laser and mechanical cutting», *IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS*, vol. 46, n° 102, pp. 213 - 216, 2010.
- [5] R. Sundaria, A. Daem, A. Hemeida, P. Sergeant, A. Arkkio et A. Belahcen, «Effect of Different Cutting Techniques on Magnetic Properties of Grain Oriented Steel Sheets and Axial Flux Machines», *IEEE, annual conference of the IEEE industrial electronics society*, pp. 1022 - 1027, 2019.
- [6] P. K. Klimczyk, P. Anderson, A. Moses et M. Davies, «Influence of Cutting Techniques on Magnetostriction Under Stress of Grain Oriented Electrical Steel», *IEEE, transactions on magnetics*, vol. 48, n° 14, pp. 1417 - 1420, 2012.
- [7] M. Oka, T. Ogasawara, N. Kawano et M. Enokizono, «Estimation of Suppressed Iron Loss by Stress-Relief Annealing in an Actual Induction Motor Stator Core by Using the Excitation Inner Core Method», *IEEE transactions on magnetics*, vol. 50, n° 111, 2014.
- [8] D. Kowal, P. Sergeant, L. Dupré et A. V. D. Bossche, «Comparison of Nonoriented and Grain-Oriented Material in an Axial Flux», *IEEE, transaction on magnetics*, vol. 46, n° 12, pp. 279 - 285, 2010.
- [9] Y. YU, Y. Bi, Z. Hao et Y. Pei, «Performance analysis between Grain-oriented and Non-oriented Material on Yokeless And Segmented Armature Machine», *IEEE, international conference on electrical machines and systems*, 2019.
- [10] J. Ma, J. Li, H. Fang, Z. Li, Z. Liang, Z. Fu, L. Xiao et R. Qu, «Optimal Design of an Axial Flux Switched Reluctance Motor with Grain Oriented Electrical Steel», *IEEE, transaction on industry applications*, pp. 1 - 9, 2017.
- [11] J. W. Apperson et C. B. Fontaine, «The Use of Preferred Orientation Strip Steel in Turbine-Generator Stator», *IEEE (AIEE Transactions)*, pp. 836 - 840, 1951.
- [12] T. Tomida, N. Sano, S. Hinotani, K. Fujiwara, H. Kotera, N. Nishiyama et Y. Ikai, «Application of fine-grained doubly oriented electrical steel to IPM Synchronous motor», *IEEE, Transactions on Magnetism*, vol. 41, n° 110, pp. 4063 - 4065, 2005.
- [13] J. Maravi-Nieto, Z. Azar, A. S. Thomas et Z. Q. Zhu, «Utilisation of GO electrical steel in permanent magnet fractional slot modular machines», *IEEE, International conference on power electronics, machines & drives (IET journals)*, pp. 3682 - 3686, 2019.
- [14] R. Pei, L. Zeng, S. Li et T. Coombs, «Studies on GO silicon steel used in traction motor», *IEEE, International conference on electrical machines & systems*, 2017.
- [15] K. Akatsu et Y. Sugawara, «Characteristics of a SRM using GO electrical steel», *IEEE, International conference on electrical machines & systems*, pp. 1105 - 1110, 2013.
- [16] K. Fujisaki et K. Fujitani, «Design of stator core shape of magnetic anisotropic motor», *IEEE, International conference on electrical machines*, pp. 183 - 189, 2012.
- [17] S. Takeda, K. Fujitani, S. Odawara et K. Fujisaki, «Trial manufacture of magnetic anisotropic motor and evaluation of drag loss characteristics», *IEEE, International conference on electrical machines*, pp. 2055 - 2061, 2014.
- [18] N. Denis, S. Takeda, K. Fujitani, K. Fujisaki et S. Odawara, «Anisotropic magnetic core for the iron loss reduction of permanent magnet synchronous motor», *Journal of the magnetism society of Japan*, vol. 42, p. 62 - 71, 2018.
- [19] P. Pillay et S. Taghavi, «An innovative rotor core assembly for high performance 4 pole synchronous reluctance traction motor using GO lamination», *IEEE, International electrical machines & drives conference*, pp. 90 - 95, 2015.
- [20] O. Kaneki, T. Higuchi, Y. Yokoi, T. Abe, Y. Miyamoto et M. Ohto, «Performance of segment type switched reluctance motor using GO», *IEEE, International conference on electrical machines and systems*, 2012.
- [21] M. Enokizono, T. Todaka, H. Shimoji et A. Ikariga, «Optimum design of rotating machine using GO electrical steel by two dimensional vector magnetic property», *IEEE, International aegean conference on electrical machines & power electronics*, 2007.
- [22] A. Lindner et I. Hahn, «Investigation of a large airgap E-core flux switching machine with arbitrary magnet shape and GO material», *IEEE, International conference on electrical machines*, pp. 2445 - 2451, 2016.
- [23] N. C. Kar et A. Labak, «Novel Approaches Towards Leakage Flux Reduction in Axial Flux Switched Reluctance Machines», *IEEE, transaction on magnetics*, vol. 49, n° 18, pp. 4738 - 4741, 2013.

- [24] S. Lopez, «Définition de nouvelles structures de circuits magnétiques de machines AC utilisant des tôles à grains orientés,» Thèse de doctorat : Laboratoire Système Electrotechnique et Environnement - Univ. d'Artois, Béthune, soutenue en 2011.
- [25] G. Parent, R. Penin, J. P. Lecointe, J. Brudny et T. Belgrand, «Analysis of theMagnetic Flux Distribution in a New Shifted Non-Segmented Grain Oriented AC Motor Magnetic Circuit,» *IEEE, transaction on magnetics*, vol. 49, n° 15, pp. 1977 - 1980, 2013.
- [26] V. Mallard, «Définition de machine asynchrone à très haute efficacité énergétique par actions conjuguées du cuivre rotorique et de l'acier à grains orientés,» Thèse de doctorat : Laboratoire des systèmes électrotechniques et environnement, Univ. D'Artois, Béthune, Soutenue en 2018.
- [27] S. Cicalé, L. Albini, F. Parasiliti et M. Villani, «Design of permanent magnet synchronous motor with GO electrical steel for direct-drive elevator,» *IEEE, International conference en electrical machines*, pp. 1256 - 1263, 2012.
- [28] N. Soda et M. Enokizono, «Improvement of T-Joint Part Constructions in Three-Phase Transformer Cores by Using Direct Loss Analysis with E&S Model,» *IEEE, transactions on magnetics*, vol. 36, n° 14, pp. 1285 - 1288, 2000.
- [29] J. Ma, R. Qu et J. Li, «Optimal Design of an Axial Flux Switched Reluctance Motor with Grain Oriented Electrical Steel,» *IEEE, International conférence on electrical machines and systems*, pp. 2071 - 2077, 2015.
- [30] T.Nakata, K.Fujiwara, N.Takahashi, M.Nakano et N.Okamoto, «An Improved Numerical Analysis of Flux Distributions in Anisotropic Materials,» *IEEE Transaction on magnetics*, vol. 30, n° 15, pp. 3395 - 3398, 1994.
- [31] A. di Napoli and R.Paggi, «A model of anisotropic grainoriented steel,» *IEEE transactions on magnetics*, 1983.
- [32] J. Liu, A. Basak, A. J. Moses et G. H. Shirkoohi, «A Method of Anisotropic Steel Modelling Using Finite Element Method with Confirmation by Experimental Results,» *IEEE transactions on magnetics*, vol. 30, n° 15, pp. 3391 - 3394, 1994.
- [33] D. Lin, P. Zhou, Z. Badics, W. N. Fu, Q. M. Chen et Z. J. Cendes, «A New Nonlinear Anisotropic Model for Soft Magnetic Materials,» *IEEE transactions on magnetics*, vol. 42, n° 14, pp. 963 - 966, 2006.
- [34] N. Hihat, «Modèles Quasi 3D pour l'Analyse de Structures présentant une Anisotropie 3D,» Thèse de doctorat : Laboratoire des systèmes électrotechniques et environnement, Univ. D'Artois, Béthune, 2010.
- [35] T. Tamaki, K. Fujisaki, K. Wajima et K. Fujiwara, «Comparison of Magnetic Field Analysis Methods Considering Magnetic Anisotropy,» *IEEE transactions on magnetics*, vol. 46, n° 12, pp. 187 - 190, 2010.