

Modélisation au premier ordre et évaluation des performances d'une machine synchrone à aimant permanent à entrefer conique.

Léonard COUTANT¹, Thomas HUGUET¹, François PIGACHE¹

¹ : LAPLACE, université de Toulouse, CNRS, INPT, UPS, Toulouse France

Le domaine des machines électriques demande des solutions avec des puissances spécifiques de plus en plus importantes. Dans la littérature, un grand nombre d'études ont été menées pour dimensionner et optimiser les machines électriques conventionnelles, cependant ces études ne s'intéressent que peu aux machines à entrefer conique, un design hybride entre la machine à flux axial et à flux radial. Cet article développe un modèle analytique du couple électromagnétique au premier ordre, les hypothèses utilisées sont confrontées à des simulations par éléments finis. L'exploitation du modèle démontre que certaines configurations de machine à flux hybride ont des performances supérieures aux machines conventionnelles en termes de couple et de couple volumique.

Machines synchrones à aimants permanents, prédimensionnement, modélisation analytique

1. INTRODUCTION

Les densités de puissance requises des machines électriques aux architectures conventionnelles dans différents secteurs comme l'automobile, l'aéronautique ou les énergies renouvelables se trouvent limitées en raison de l'utilisation de matériaux magnétiques coûteux[1, 2, 3, 4], la présence de pertes ferromagnétiques et mécaniques ainsi que par leurs plages de température de fonctionnement [5, 6]. Une façon prometteuse de surmonter ces limitations est l'utilisation d'un entrefer conique qui offre une réduction des pertes magnétiques [7] et une augmentation de la densité de puissance par l'agrandissement de la surface d'échange de flux magnétique [8]. Le design généralisé d'une machine synchrone à aimants permanents est présenté et un modèle analytique est proposé pour évaluer le couple électromagnétique. Ce modèle est établi de sorte à converger de manière continue d'une configuration radiale à une configuration axiale. Des simulations FEM sont effectuées pour valider les hypothèses du modèle. Le modèle est ensuite exploité et les performances sont comparées aux conceptions conventionnelles.

2. PRÉSENTATION DU DESIGN HYBRIDE

La machine étudiée est une machine synchrone à aimant permanent [9][10] entrefer conique. L'orientation du champ magnétique selon l'axe porté par un rayon ou selon l'axe vertical, définit les machines à design commun, respectivement les machines à flux radial et à flux axial. L'introduction d'un angle γ entre l'axe de rotation de la machine z et l'axe porté par la longueur active permet de définir l'orientation de l'entrefer comme le montre la Fig. 1.

La machine à flux radial et flux axial sont des cas particuliers de la machine à entrefer conique :

- Une machine à flux radial pour $\gamma = 0^\circ$
- Une machine à flux axial pour $\gamma = 90^\circ$
- Une machine à flux hybride pour $\gamma =]0; 90[^\circ$

Les paramètres géométriques de la machines hybride sont explicités sur la Figure 2 et sont définis dans le Tableau 1

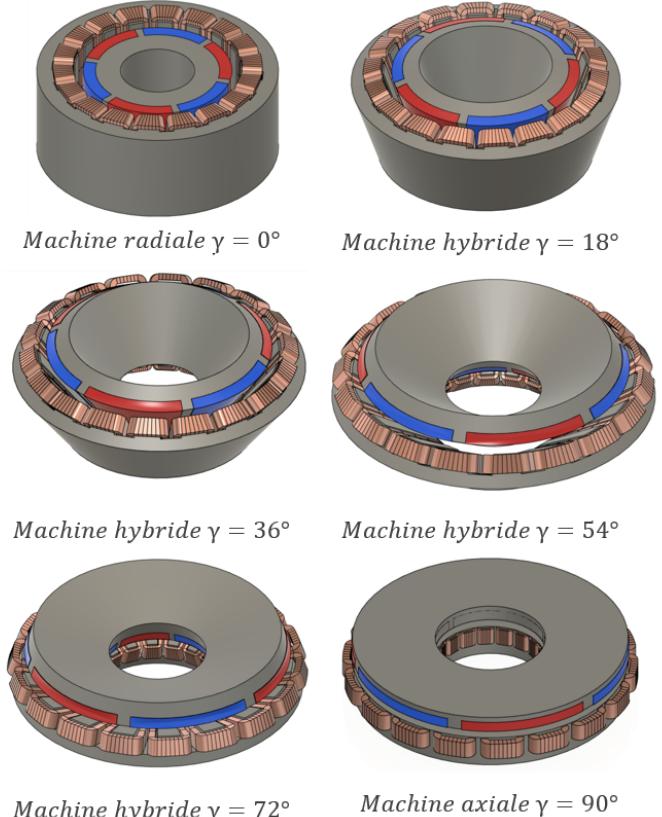


FIG. 1. Différentes configurations de machine hybride pour un angle γ variable.

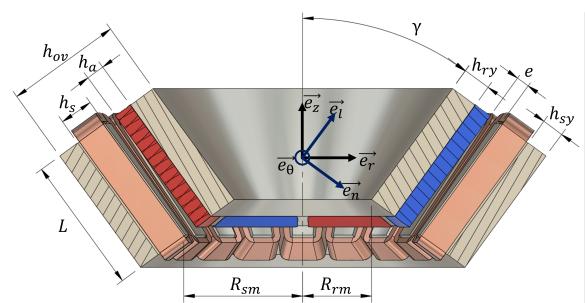


FIG. 2. Design et paramétrage de la machine à flux hybride, vue en coupe.

Un système de coordonnées conique est défini par le vecteur normal \vec{e}_n à l'entrefer et un vecteur longitudinal \vec{e}_l porté par la direction de la longueur active. Ce système de coordonnées converge vers les bases cylindriques communes pour définir soit

TABLEAU 1. Valeurs des paramètres géométriques de la machine simulée.

Paramètres	Définition
γ	Angle d'orientation de l'entrefer
R_{rm}	Rayon interne du rotor minimum
R_{sm}	Rayon interne du stator minimum
h_{ry}	Épaisseur de la culasse rotorique
h_a	Épaisseur des aimants
e	Épaisseur de l'entrefer
h_s	Profondeur d'encoches
h_{sy}	Épaisseur de la culasse statorique
h_{ov}	Épaisseur Total
L	Longueur active de la machine
\vec{e}_r	Vecteur radial dans la base cylindrique
\vec{e}_z	Vecteur vertical dans la base cylindrique
\vec{e}_n	Vecteur normal à l'entrefer
\vec{e}_l	Vecteur longitudinal selon l'axe de la longueur active
\vec{e}_θ	Vecteur tangentiel commun à la base cylindrique et conique

les machines radiales, soit les machines axiales :

- Si $\gamma = 0^\circ$ $\vec{e}_n = \vec{e}_r$ et $\vec{e}_l = \vec{e}_z$
- Si $\gamma = 90^\circ$ $\vec{e}_n = -\vec{e}_z$ et $\vec{e}_z = \vec{e}_r$

Dans la suite de l'étude présentée, seulement deux paramètres sont voués à varier : l'angle d'orientation de l'entrefer γ et la longueur active L . L'ensemble des valeurs des épaisseurs de la machine explicité 1 sont fixées ($h_{ry}, h_a, e, h_s, h_{sy}$ et h_{ov}). Le rayon minimum interne du rotor, i.e le rayon de l'arbre mécanique de sortie, R_{rm} , est aussi considéré comme fixe. Sa valeur est déterminée par le couple mécanique produit par la machine pour garder son intégrité pendant son fonctionnement. Le rayon interne du stator R_{sm} quant à lui tend à varier en fonction de γ et de L .

3. CALCUL ANALYTIQUE DU COUPLE ÉLECTROMAGNÉTIQUE

Le couple est évalué au premier ordre sous couvert de plusieurs hypothèses :

- HP.1 Les interactions champ-courant sont considérées comme quasi statique.
- HP.2 Tous les matériaux sont linéaires, isotropes et homogènes.
- HP.3 Les perméabilités magnétiques, du cuivre et des aimants, sont considérées comme unitaires.
- HP.4 La perméabilité magnétique du fer dans les culasses rotorique et statorique est prise comme infinie devant celle des autres matériaux.
- HP.5 Les effets de bord sont négligés, l'ensemble du flux magnétique est restreint à l'intérieur de l'entrefer.
- HP.6 Le champ magnétique produit par les aimants est porté par l'axe normal à l'entrefer \vec{e}_n , et est approximé à son fondamental.
- HP.7 La machine est considérée à pôles lisses, les effets d'encoches ne sont pas pris en compte.
- HP.8 La densité de surface de courant est portée par l'axe longitudinal \vec{e}_l et est approximée à son fondamental.

Les sources d'interaction électromagnétique entre le stator et le rotor sont définies ci-dessous :

- Le champ magnétique produit par les aimants au rotor :

$$\vec{B}_r = B_r \cdot \cos(p \cdot \theta) \cdot \vec{e}_n \quad (1)$$

En utilisant la loi d'Ampère au milieu de la longueur active de la machine :

$$Br = \frac{4 \cdot J \cdot h_a \cdot \sin(\frac{\pi \cdot \beta}{2})}{2 \cdot R_{rm} + \frac{L}{2} \cdot \sin(\gamma)} \\ \pi(e + h_a \cdot \frac{L}{2 \cdot (R_{rm} + e \cdot \cos(\gamma)) + \frac{L}{2} \cdot \sin(\gamma)}) \quad (2)$$

— La distribution de densité surfacique des courants statique est calculée à un rayon d'alésage R quelconque [11] :

$$\vec{K}_m = K_m \cdot \cos(p \cdot \theta - \alpha_p) \cdot \vec{e}_i \quad (3)$$

$$K_m = \frac{J_m \cdot S_s \cdot N_s}{2 \cdot R} \cdot q \quad (4)$$

Avec :

J Le champ magnétique rémanent des aimants au rotor [T]

J_m La densité volumique de courant [A/m^2]

q Le nombre de phases

N_s Le nombre d'encoches

S_s La surface des encoches [m^2]

β Le facteur d'ouverture des aimants [']

p Le nombre de paires de pôles

θ L'angle mécanique [rad]

α_p L'angle de calage [rad]

Il est à préciser que le rayon d'alésage est linéairement dépendant de la variable longitudinale $l \in [0, L]$:

$$R(l) = R_{sm} + \sin(\gamma) \cdot l \quad (5)$$

Le couple électromagnétique [12, 13] :

$$\Gamma_{em} = \iint_S \vec{R} \wedge (\vec{K}_m \wedge \vec{B}_r) dS \quad (6)$$

Avec :

$$\vec{R} = R(l) \cdot \vec{e}_r \quad (7)$$

dS La surface infinitésimale au rayon d'alésage :

$$dS = R(l) \cdot d\theta \cdot dl \quad (8)$$

En injectant les équations (1) et (3) dans l'équation (6) :

$$\Gamma_{em} = \sigma_m \cdot \frac{2 \cdot \pi}{\sin(\gamma)} \cdot (R_{sm} + \sin(\gamma) \cdot L)^3 \cdot (k - k^3) \quad (9)$$

Avec k le rapport du rayon minimal et du rayon maximal d'alésage :

$$k = \frac{R_{sm}}{R_{sm} + L \cdot \sin(\gamma)} \quad (10)$$

σ_m la pression tangentielle au niveau de la surface d'alésage :

$$\sigma_m = \frac{B_r \cdot K_m(R_{sm})}{2} \cos(\alpha_p) \quad (11)$$

et R_{sm} le rayon d'alésage :

$$R_{sm} = R_{rm} + (h_{ry} + h_a + e) \cdot \cos(\gamma) \quad (12)$$

L'équation (9) converge vers les expressions du couple pour une machine à flux radial et à flux axial [14] [15] :

If $\gamma = 0^\circ$:

$$\Gamma_{em} = \sigma_m \cdot 2 \cdot \pi \cdot R_{sm}^2 \cdot L \quad (13)$$

If $\gamma = 90^\circ$:

$$\Gamma_{em} = \sigma_m \cdot \pi \cdot (R_{sm} + L)^3 \cdot (k - k^3) \quad (14)$$

4. VALIDATION DU MODÈLE PAR SIMULATION FEM

Dans la partie précédente, la source de courant au stator a été fixée et le champ magnétique produit par les aimants du rotor a été calculé. Les interactions entre ses deux grandeurs permettent d'évaluer le couple électromagnétique. Cette partie a pour but de valider le calcul analytique du champ magnétique \vec{B} produit par le rotor. Des simulations FEM en trois dimensions ont été réalisées avec le logiciel de maillage GMSH et de résolution numérique GetDP.

L'ensemble des configurations est définissable par l'angle d'orientation de l'entrefer et par le facteur d'allongement caractérisé selon :

$$K_{el} = \frac{L}{R_{rm}} \quad (15)$$

À partir de l'équation (15) et le rayon interne du rotor, la longueur active peut varier entre 15mm et 300mm. Les paramètres choisis pour les simulations sont listés dans le Tableau 2. Ces derniers correspondent à ceux déterminés par [14] et arrondis pour une machine radiale produisant 5 kW/kg.

TABLEAU 2. Paramètres sélectionnés pour les simulations FEM.

Paramètres	Valeurs
γ	Variable [0; 90] $^{\circ}$
$K_{el} = \frac{L}{R_{sm}}$	Variable [0.15; 3]
R_{rm}	100 mm
h_{ry}	30 mm
h_a	20 mm
e	2 mm
h_s	0 mm
h_{sy}	30 mm
p	3
β_r	0.9

Les sources de champ magnétique au rotor sont des aimants orientés selon l'axe normal à l'entrefer de champ rémanent $J = 1T$ de performance moyenne comparé à ceux utilisés usuellement [16]. L'hypothèse HP.7 (machine à pôles lisses) convient de calculer le champ magnétique produit par les aimants dans l'entrefer pour des encoches de profondeur nulles. La perméabilité relative des culasses statorique et rotorique sont définies à 10^8 équivalent à l'infinie devant celle de l'air en se référant à l'hypothèse HP.4.

La Fig. 3 montre un exemple de maillage pour une configuration avec $\gamma = 45^{\circ}$ et $K_{el} = 15$. Le champ magnétique calculé pour cette configuration spécifique est visualisable Fig. 4. Il est à noter que la saturation magnétique de culasses n'est pas intégrée HP.2 à la simulation, les intensités des champs magnétiques dans ces parties dépassent celle habituellement présentent dans les matériaux ferromagnétiques [18].

La Fig. 5 représente la cartographie des composants du champ magnétique dans la base conique ($\vec{e}_n, \vec{e}_{\theta}, \vec{e}_l$). L'intensité du champ magnétique est représentée au point milieu de l'entrefer, en fonction de l'angle mécanique θ ainsi qu'en fonction de la longueur active L .

Les composantes tangentielle et longitudinale de l'intensité du champ magnétique selon \vec{e}_l et \vec{e}_{θ} sont faibles comparées à la composante normale. En considérant la valeur RMS selon l'angle mécanique θ de la moyenne le long de la longueur active : les normes des composantes tangentielle et longitudinale

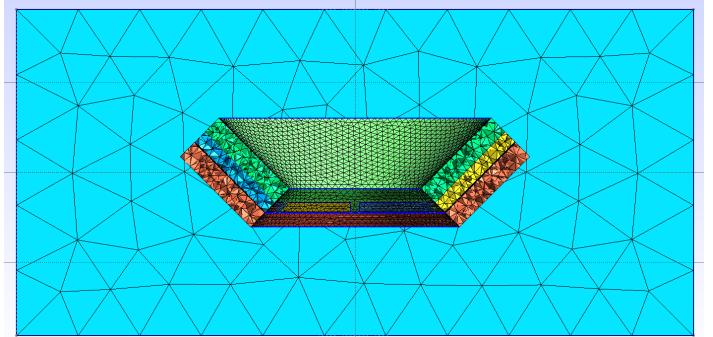


FIG. 3. Coupe de la géométrie et du maillage utilisé dans la simulation FEM avec. Le fond bleu correspond à la projection de la boîte d'air utilisé. Les conditions aux limites du problème FEM sont appliquées au bord de la boîte.

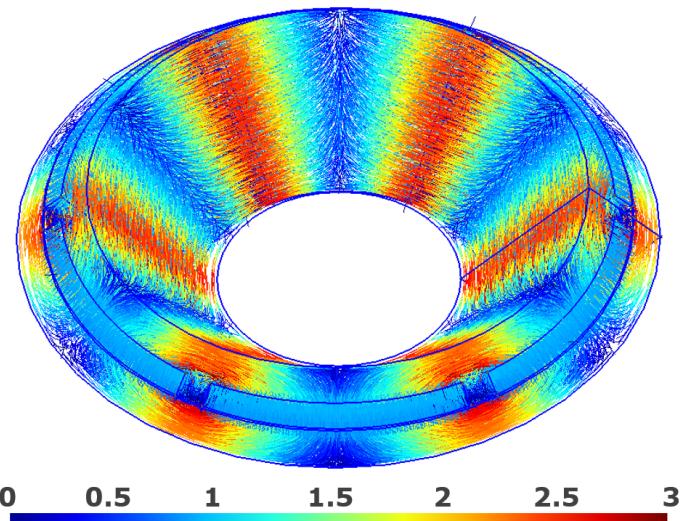


FIG. 4. Intensité du champ magnétique calculé par la simulation FEM et résultant des aimants au rotor.

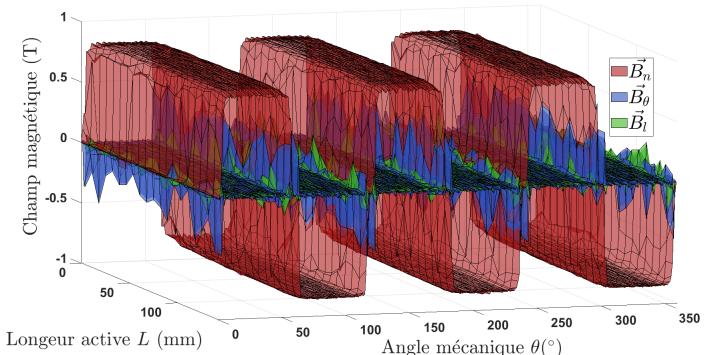


FIG. 5. Composant de l'intensité du champ magnétique en fonction de θ et de la longueur active.

correspondent respectivement à 7.1% et 0.06% de la composante normale. Cette considération permet d'appuyer l'hypothèse HP.6 (Flux magnétique traversant l'entrefer uniquement normal à ce dernier).

Le champ magnétique normal est presque constant le long de la longueur active. En effet, il varie de 7.5%. Cette variation est réduite à seulement 3.3% si les sept derniers et premiers millimètres de la longueur active de la machine ne sont pas pris en compte. Cela confirme la validité de l'hypothèse HP.5 (négliger les effets de bord).

L'intensité de la composante normale du champ magnétique dépend de la localisation à laquelle elle est évaluée dans l'en-

trefer. La norme de la composante, utilisée précédemment, est évaluée à des distances par rapport au rayon extérieur du rotor de : $e/4$, $e/2$ et $3 \cdot e/4$. La Table 3 recense les erreurs relatives entre les différentes mesures du champ magnétique et celui au milieu de l'entrefer (distance $e/2$).

TABLEAU 3. Valeur du champ magnétique aux différentes distances d'entrefer et les erreurs relatives par rapport au champ situé au milieu de l'entrefer.

Distance dans l'entrefer	Valeur du champ magnétique	Déférence relative comparé à $e/2$
$e/4$	$0.773 T$	0.25 %
$e/2$	$0.771 T$	0 %
$3 \cdot e/4$	$0.767 T$	0.3 %

Le champ normal ne varie que peut selon la localisation dans l'entrefer à laquelle il est évalué. Ainsi cette quantité peut être considérée constante et être prise pour sa valeur extraite au milieu de l'entrefer ($e/2$).

Les comportements des composantes du champ magnétique en fonction de θ sont prises au milieu de l'entrefer et au milieu de la longueur active est représenté sur la Fig. 6.

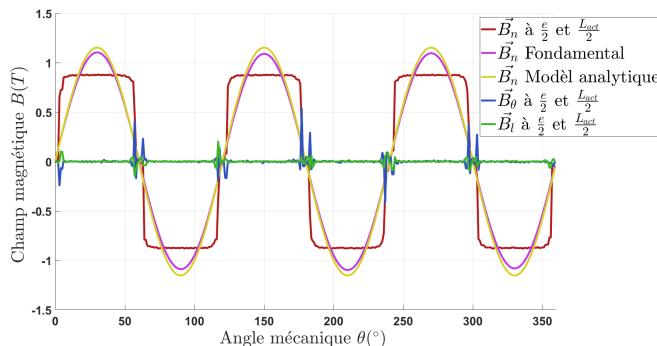


FIG. 6. Composantes du champ magnétique selon θ dans la base conique à $e/2$ et $L/2$.

Le fondamental du champ magnétique produit par les aimants est extrait à partir des simulations FEM et comparé à celui calculé par le modèle analytique. Pour cette configuration de machine, les amplitudes passent de $1.15 T$ du modèle analytique à $1.09 T$ ce qui correspond à une réduction de 5.4%.

La différence relative entre le modèle analytique et les simulations FEM est évaluée sur l'ensemble des configurations décrites dans la Table 2 et est représentée Fig. 7.

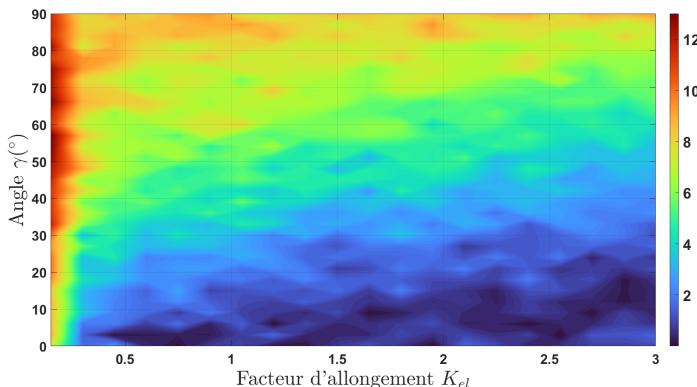


FIG. 7. Erreur relative entre le fondamental du champ magnétique calculé par le modèle analytique et celui calculé par les simulations FEM en fonction K_{el} de γ .

Plus l'angle γ s'approche de 90° plus l'erreur relative augmente entre les deux modèles. Le modèle analytique apporte

une bonne précision pour les machines à flux radial ($\gamma = 0^\circ$), 1.2% d'erreur en moyenne sur la plage des longueurs actives. Pour les machines à flux axial, le modèle analytique est moins précis et convient d'une erreur moyenne de 8.55%. Le modèle analytique, pour les machines avec une faible longueur active ($K_{el} = 0.15$), s'éloigne d'autant plus avec une erreur constatée de 11% en moyenne par rapport à l'angle γ . Les flux de fuite ne sont pas pris en compte et sont bien plus présents sur ces configurations que celle avec une grande longueur active. Cependant, le modèle analytique reste applicable sur une grande partie des configurations possibles de la machine hybride. Les effets de bord sont des éléments à prendre en compte pour raffiner le modèle analytique et le rendre viable pour l'ensemble complet des configurations.

5. EXPLOITATION DU MODÈLE ANALYTIQUE

Une fois les hypothèses validées en grande partie, il est raisonnable d'exploiter le modèle analytique du couple de la machine hybride. Une densité de courant volumique de $j_m = 5a/mm^2$ est appliquée pour respecter des contraintes thermiques conventionnelles [17]. Le couple électromagnétique est calculé en fonction de γ et du facteur d'allongement dans les limites suivantes.

$$\gamma \in [0; 90]^\circ - K_{el} \in]0; 3]$$

La machine hybride converge vers les machines radiale et axiale pour γ respectivement égal à 0° et 90° . La machine radiale comparée équivalente possède un rayon d'âlésage égale à $R_{rm} + h_{ry} + h_a + e$. Celle axiale, à un rayon intérieur égale à R_{rm} et un rayon extérieur égale à $R_{rm} + \tilde{L}$. Le choix du rayon intérieur de la machine axiale est déterminée par l'hypothèse de fixé le rayon minimal intérieur du rotor de la machine hybride R_{rm} .

La Fig.8 montre le couple moyen normalisé à son maximum de la machine hybride en fonction de γ et du facteur d'allongement. Il est normalisé pour que sa valeur soit indépendante des sources prise en compte, le champ rémanent des aimants (J) et la densité volumique de courant (j_m). Ce couple est comparé aux machines à flux radial et axial.

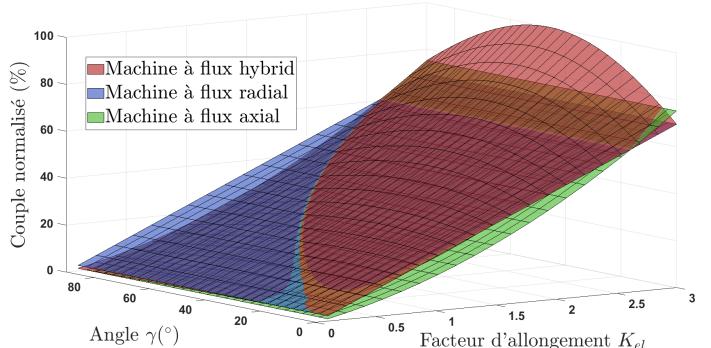


FIG. 8. Couple normalisé pour les machines hybrides, radiale et axiale en fonction de γ et K_{el} .

Sur ce graphique, les machines à flux axial et radial devraient être représenté par les lignes le long du facteur d'allongement à leurs γ respectifs. Par un souci de visualisation, ces lignes sont prolongées en surfaces planes selon l'axe de l'angle γ . L'intérêt de la machine hybride ne se porte pas sur les mêmes plages de variable quand on compare son couple à la machine radiale ou axiale. Typiquement, la machine hybride produit un couple supérieur à la machine à flux radial pour un facteur d'allongement faible. Une augmentation de 120% est observée pour un angle $\gamma = 6^\circ$ et un facteur d'allongement à sa borne inférieure i.e $K_{el} = 0.15$. Au contraire, cette augmentation du couple se manifeste sur la borne supérieure du facteur d'allongement et

pour un γ de 45° par rapport à la machine axiale. Sur ce point spécifique ($K_{el=3}, \gamma = 45^\circ$) la machine à flux hybride produit 43% de couple en plus que la machine axiale.*

Pour évaluer la puissance spécifique de la machine, il est intéressant d'évaluer le couple massique ($N.m/kg$). Les matériaux considérés pour les différentes configurations sont les mêmes. En considérant le volume des parties actives de ma machine, le couple volumique ($N.m/m^3$) est l'image du couple massique.

$$\Gamma_{vol} = \frac{\Gamma_{em}}{V} \quad (16)$$

Le volume des parties actives de la machine à flux hybride est exprimé sous sa forme intégrale.

$$\begin{aligned} V &= \int_0^L R_{out}(z)^2 \cdot dz - \int_0^L R_{in}(z)^2 \cdot dz \\ &= \pi \left(\tan(\gamma) + \frac{1}{\tan(\gamma)} \right) h_{ov} \cdot \cos(\gamma) \cdot L \cdot \sin(\gamma) \\ &\quad (h_{ov} \cdot \cos(\gamma) + L \cdot \sin(\gamma) + R_{rm}) \end{aligned} \quad (17)$$

L'équation (17) converge vers les volumes actifs des machines radiale et axiale :

If $\gamma = 0$:

$$V = \pi((R_{rm} + h_{tot})^2 - R_{rm}^2) \cdot L \quad (18)$$

If $\gamma = 90^\circ$:

$$V = \pi((R_{rm} + L)^2 - R_{rm}^2) \cdot h_{ov} \quad (19)$$

Le couple volumique normalisé est représenté et comparé aux designs classiques sur la Fig. 9.

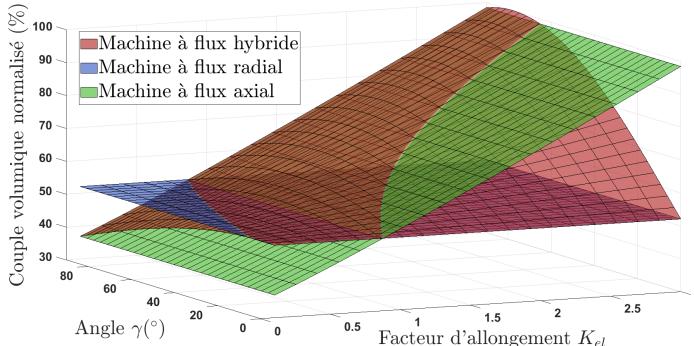


FIG. 9. Couple volumique normalisé pour la machine hybride, radiale et axiale en fonction de γ et K_{el} .

Le couple volumique de la machine à flux hybride est supérieur à celui de la machine à flux radial pour des facteurs d'allongement importants. Pour des facteurs d'allongement faibles et un angle γ se rapprochant de 0° , la machine hybride est plus intéressante quand on la compare aux machines axiales équivalentes. L'augmentation du couple volumique atteint un maximum de 70% pour $\gamma = 75^\circ$ et $K_{el} = 3$ entre la machine à flux hybride et la machine radiale. Il augmente de 41% pour $\gamma = 6^\circ$ et $K_{el} = 0.15$ si la machine hybride à la machine axiale.

6. CONCLUSION

Dans cette étude, un modèle au premier ordre approximé au fondamental d'une machine conique à aimant permanent est proposé pour étudier son intérêt à produire de meilleures performances. Le modèle théorique est développé sous couvert d'un ensemble d'hypothèses validé par des simulations 3D FEM.

Le modèle paramétrique décrit par le système de coordonnées conique est capable de définir des machines conventionnelles

à pôle lisse comme les machines à flux radial et axial ou non conventionnelles. Les performances des designs intermédiaires appelés machines hybrides ou à entrefer conique sont évaluées et comparées aux deux designs usuels.

Pour améliorer la plage de validité du modèle, certains aspects doivent être pris en considération : 1) Le calcul de la composante tangentielle du champ magnétique dans l'entrefer. Ce dernier permet de rendre compte des flux de fuite dans l'entrefer tel que les effets d'encoches. 2) Une décomposition harmonique du champ magnétique produit par les aimants au rotor est importante. Afin d'introduire les composantes harmoniques produisant du couple électromagnétique. De plus, l'intégration de la saturation magnétique des parties ferromagnétiques dans les simulations FEM permettrait de se rapprocher de la réalité.

Cependant, les résultats préliminaires révélant que des designs hybrides sont capables d'augmenter le couple électromagnétique et la densité de couple par rapport aux designs conventionnels encouragent à continuer les recherches sur ce sujet.

7. REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient Expleo-group pour sa participation et son intérêt porté à l'étude présentée.

8. RÉFÉRENCES

- [1] Zhang, Xiaolong, Cheryl, L., et al. : 'Large Electric Machines for Aircraft Electric Propulsion'. IET Electric Power Applications, 2018, 12, (6), pp. 767-779
- [2] Ni, Kai, Yongjiang, Liu, et al. : 'Electrical and Electronic Technologies in More-Electric Aircraft : A Review', IEEE Access, 7 June 2019, 7, pp. 76145-76166
- [3] Chau, Kwok-Tong, Wenlong, L., et al. : 'Challenges and opportunities of electrical machines for renewable energy', Progress In Electromagnetics Research, 2012, B (42), pp. 45-74
- [4] Lu, Shyi-Min : 'A Review of High-Efficiency Motors : Specification, Policy, and Technology', Renewable and Sustainable Energy Reviews, 1 June 2016, 59, pp. 1-12
- [5] Sudha, B., Vadde, A., Sachin, S. : 'A review : high power density motors for electric vehicles', Journal of Physics : Conference Series, 1 December 2020, 1706, pp. 012-057
- [6] Yinye, Y., Bilgin, B., Kasprzak, M., et al. : 'Thermal Management of Electric Machines', IET Electrical Systems in Transportation, 2017, 7, (2), pp. 104-116
- [7] Gardner, Matthew, C., Yichi, Z., et al. : 'Loss Breakdown of a Dual Conical Rotor Permanent Magnet Motor Using Grain Oriented Electrical Steel and Soft Magnetic Composites', In IEEE International Electric Machines Drives Conference (IEMDC), 2019 : pp. 1067-1074
- [8] Krishnasamy, J., Hosek, M. : 'Spray-Formed Hybrid-Field Traction Motor', SAE Technical Paper, 2017
- [9] Parviainen, A., Niemela, A., Pyrhonen, J., Mantere, J. : 'Performance comparison between low-speed axial-flux and radial-flux permanent-magnet machines including mechanical constraints', IEEE International Conference on Electric Machines and Drives, 2005, pp.1695-1702
- [10] Cavagnino, A., Lazzari, M., Profumo, F., Tenconi, A. : 'A comparison between the axial flux and the radial flux structures for PM synchronous motors', IEEE Transactions on Industry Applications, 2002, 38, (6), pp.1517-1524
- [11] Huang, Surong, Luo, J., et al. : 'A general approach to sizing and power density equations for comparison of electrical machine's. IEEE Transactions on Industry Applications, 1998, 34, (1), pp. 92-97
- [12] Gieras, J. F. : 'Chapter 3', In Taylor and Francis Group (Ed), 'Permanent Magnet Motor Technology : Design and Applications', (2010, 3rd edn), pp. 104-106
- [13] Slemmon, G. R. : 'On the design of High-Performance Surface-Mounted PM Motors', IEEE Transactions On Industry Applications, 1994, 30, (1), pp. 134-140
- [14] Touhami, S. : 'Analytical Sizing Models to Assess the Performances of High Specific Power Electric Motors for Hybrid Aircraft'. PhD thesis, Toulouse, INPT, 2020
- [15] Werner, J., Tapia, J., Pyrhönen, J., et al. : 'Analytical electromagnetic

torque estimation of an axial flux permanent magnet machine under saturation', IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), 2015, pp. 1124-1130

- [16] 'Arnold Magnetic Technologies Line Card French Convert - Arnold Magnetic Technologies', pdf.directindustry.fr/pdf/arnold-magnetic-technologies/arnold-magnetic-technologies-line-card-french-convert/7281-430179.html
- [17] Mihaila, V., Nguyen, M. Q., Duchesne, S., et al. :'Solutions d'isolation électrique pour les machines fonctionnant à Hautes Températures', In Symposium de Génie Électrique, 2014
- [18] Tumanski, S., 'Handbook of Magnetic Measurements', CRC Press, 2016, pp. 257-289