

Conception et Optimisation d'un moteur à entraînement circonférentiel utilisant une aimantation à base d'anneaux de Halbach pour pompe contrarotative

Lahcen AMRI¹, Smail ZOUGGAR¹, Jean-frédéric CHARPENTIER² et Mohamed KEBDANI³

¹ Laboratoire de Génie Electrique et Maintenance, EST, Université Mohamed I, Oujda, Maroc

² Institut de recherche de l'Académie navale française/IRENav EA 3634, France

³ Laboratoire d'ingénierie des systèmes fluides et énergétiques, ENSAM, PARIS VI, France

RESUME – Cet article présente une méthodologie de conception d'un moteur synchrone à aimant permanent pour entraîner de manière circonférentielle l'inducteur d'une pompe contrarotative. Cette pompe, en cours de développement, est constituée d'une roue et d'un inducteur. Il est proposé d'utiliser les aimants de Halbach à magnétisation progressive pour le rotor de la pompe. Cette solution permet de gagner en compacité et de générer des forces électromotrices (FEM) quasi sinusoïdales ce qui permet d'avoir un couple électromagnétique plus stable. A partir du cahier des charges de la pompe, la géométrie de la machine est optimisée. Pour valider la géométrie obtenue, des calculs par éléments finis sont réalisés. Les résultats sont satisfaisants en termes de couple moyen, d'oscillations de couple et de forme des FEMs.

Mots-clés – Aimants de Halbach, Magnétisation progressive, entraînement circonférentiel, Moteur synchrone à aimants permanent, optimisation, conception.

1. INTRODUCTION

Les performances et la consommation d'énergie élevée des pompes centrifuges conduisent à la proposition d'une conception non conventionnelle pour améliorer le comportement des pompes. Utiliser un inducteur en contre-rotation est l'une de ces solutions innovantes. La pompe se compose alors d'un inducteur et d'une roue, comme le montre la figure 1. Une étude de [1] montre que l'entraînement de l'inducteur indépendamment et dans la direction opposée de la roue améliore la stabilité et les performances de la pompe.

Ce travail propose de concevoir le moteur synchrone à aimant permanent pour l'entraînement circonférentiel de l'inducteur d'une pompe contre-rotative en cours de développement. Un entraînement circonférentiel présente en particulier l'intérêt de ne pas devoir utiliser des arbres incluant des axes contrarotatifs. Les systèmes d'entraînement circonférentiel « rim driven (RD) » sont présents dans la littérature depuis des années. Ils ont été proposés pour la propulsion marine [1, 2], les applications aéronautiques [3], les hydroliennes [4], [5] et les éoliennes [6]. Dans une machine RD la culasse magnétique du rotor où sont fixés des aimants est située autour des pales de la turbine. Le stator magnétique (avec ses bobinages) entoure cet anneau d'aimants permanents. Par rapport aux moteurs plus classiques où la structure du moteur est reliée à la turbine par un arbre, le moteur RD a un diamètre plus grand et une longueur axiale plus faible. On peut également noter que, grâce à la structure RD, la turbine peut être dépourvue d'arbre.

Le cahier des charges de la turbine étudiée impose que l'inducteur développe un couple nominal de 10N.m lorsqu'il est entraîné à une vitesse nominale de 5000tr/min. Une première conception optimale de machine synchrone à aimants permanents (MSAP) à entraînement circonférentiel est présentée dans

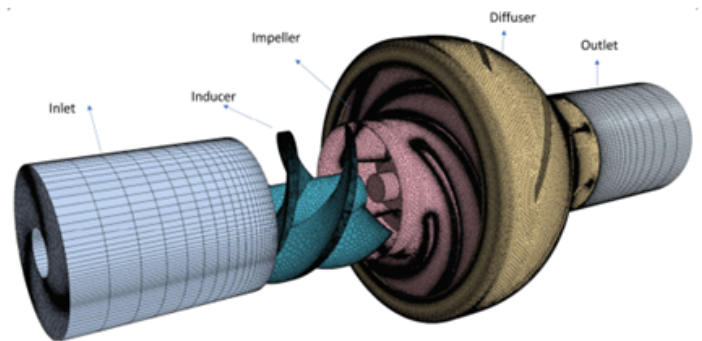


FIG. 1. Structure des turbines de la pompe contrarotative [1]

[7] pour ce cahier des charges. La machine présentée dans [7] utilise des aimants classiques montés en surface et présente un couple électromagnétique très oscillant et un volume assez important. Une conception du moteur d'entraînement périphérique utilisant des aimants d'Halbach à magnétisation progressive est proposée dans cet article pour améliorer les caractéristiques de ce moteur. L'utilisation des aimants d'Halbach dans le rotor des machines synchrones à aimant permanent offre en effet plusieurs avantages. L'avantage le plus important est de confiner le flux magnétique dans l'anneau aimanté et de renforcer le champ produit dans l'entrefer par le rotor [8]. De plus, cette solution permet d'avoir une force électromotrice quasi-sinusoïdale, et ainsi, de réduire les oscillations du couple développé par le moteur lorsqu'il est alimenté par des courants purement sinusoïdaux.

La première partie de l'article traite de l'étude électromagnétique de la machine, où les formules utilisées pour la conception de la machine sont présentées. La deuxième partie présente une étude thermique qui permet d'estimer les températures à l'intérieur des parties actives du moteur à son point de fonctionnement nominal. Ces deux modèles sont utilisés dans un algorithme d'optimisation pour déterminer une machine qui répond au cahier des charges avec un volume minimal. Dans une dernière partie, une simulation par éléments finis de la machine conçue est présentée pour valider la conception proposée. Les résultats correspondants à une structure de machine classique avec les aimants montés en surface et ceux correspondants à la nouvelle structure (avec magnétisation progressive utilisant les aimants d'Halbach) sont comparés pour mettre en évidence l'amélioration liée à la solution proposée.

2. MODÈLE DE DIMENSIONNEMENT ÉLECTROMAGNÉTIQUE

Pour déterminer la géométrie de la machine à entraînement circonférentiel, on suppose que le diamètre extérieur de la turbine est fixe. La principale spécification du moteur entraîné par la jante est alors d'être capable de fournir le couple requis pour entraîner l'inducteur de la pompe. La valeur moyenne du couple électromagnétique d'une machine synchrone à aimant permanent (MSAP), donnée par l'équation 1. Cette valeur, dépend du diamètre interne de l'alésage du stator, D , de la longueur axiale de la machine, L , de la valeur maximale du fondamental du champ magnétique créée par les aimants du rotor dans l'entrefer B_1 et du type de bobinage utilisé (caractérisé par un coefficient de bobinage k_{w1}). A_L est la charge linéique de courant au stator, ψ est le déphasage entre les courants et les forces électromotrices.

$$T_{average} = \sqrt{2} k_{w1} A_L \pi B_1 \left(\frac{D}{2} \right)^2 L \cos \psi \quad (1)$$

2.1. Dimensionnement des aimants de Halbach

La structure du moteur d'entraînement rim-driven, basée sur les aimants de Halbach à aimantation progressive, est donnée sur la figure 2. Chaque pôle en un nombre de segments n_s . La direction de l'aimantation dans chaque segment est déterminée par l'équation 2 :

$$\theta_m(k) = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{1 + (2k - 1)(1 - p)}{p \cdot n_s} \quad (2)$$

Où p et n_s représentent respectivement le nombre de paires de pôle et le nombre de segments par pôle. L'utilisation d'un anneau de Halbach permet de canaliser presque totalement le flux magnétique à l'intérieur de la couche d'aimant. On peut donc utiliser un matériau non magnétique pour former la culasse du rotor (par exemple un acier inoxydable amagnétique).

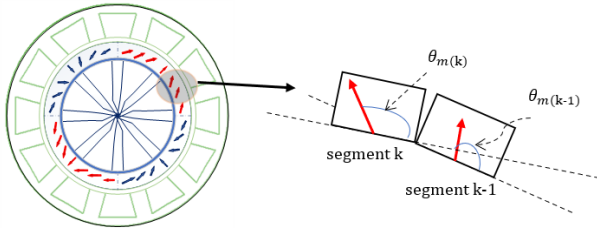


FIG. 2. structure de moteur Rim Driven à aimantation progressive

La valeur crête du fondamental de champ magnétique dans l'entrefer est exprimée dans l'équation 3 issue de [9] :

$$B_1 = \frac{2B_r p}{p+1} \cdot \frac{(R_m)^{p+1} - R_r^{p+1}}{R_s^{p+1}} \cdot \gamma \quad (3)$$

B_r est le champ rémanent dans l'aimant, $R_r = \frac{D_{hel}}{2} + h_{ry}$ est le rayon extérieur du rotor, $R_m = R_r + h_m$ est le rayon des aimants externes, et γ est déterminé en fonction du matériau utilisé pour la culasse rotorique.

$$\begin{cases} \gamma = 1, \text{ pour une culasse amagnétique} \\ \gamma = \frac{1}{1 - \left(\frac{R_r}{h_m + R_r + l_g} \right)^{2p}}, \text{ pour une culasse ferromagnétique} \end{cases} \quad (4)$$

p et l_g sont respectivement le nombre de paire de pôles et l'épaisseur de l'entrefer, et $R_s = h_m + R_r + l_g$ est alors le rayon interne de l'alésage statorique. Ces paramètres géométriques sont représentés sur la figure 3. Pour un diamètre interne

fixé (R_r fixe), l'induction maximale dépend des épaisseurs d'entrefer, de la couche d'aimants et de nombre de pôles. Le nombre de paires de pôles étant fixé à 3 et en gardant constantes les dimensions données sur le tableau 1, la figure 4 montre l'effet de la variation de l'épaisseur de l'aimant et de l'entrefer sur l'induction maximale B_1 . On observe une saturation du champ pour des épaisseurs de couche d'aimants élevés, ce qui permet d'imposer une limite maximale à h_m de 10mm.

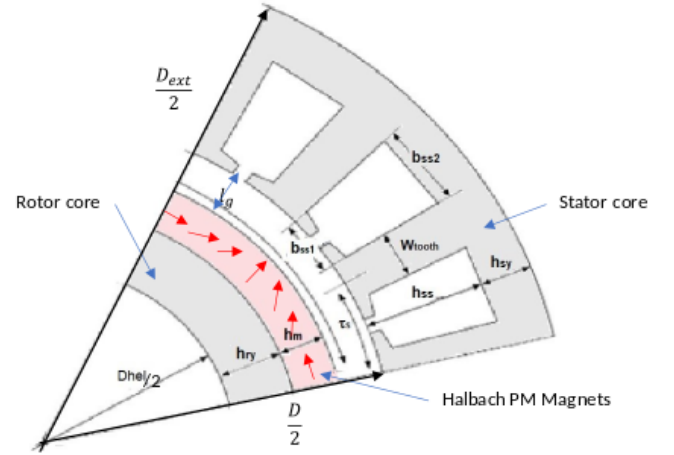


FIG. 3. description des principaux paramètres géométriques de la machine étudiée

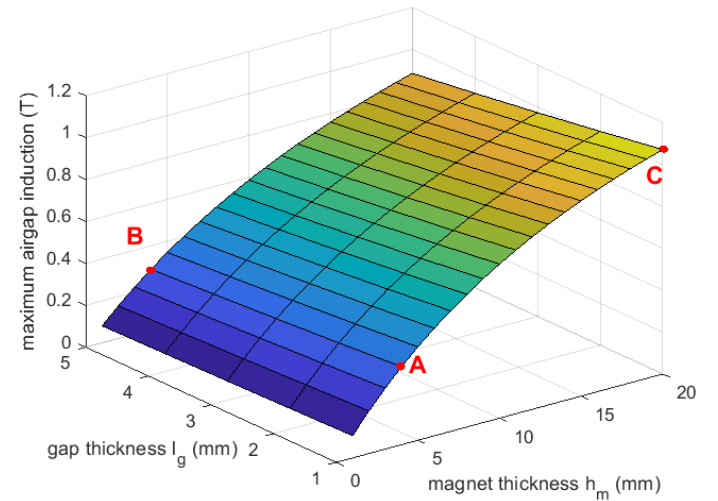


FIG. 4. évolution de l'induction maximale B_1 en fonction de h_m et l_g pour les dimensions de la table 1

TABEAU 1. dimensions de la machine rim driven

Paramètre	Unité	Symbole	Valeur
Diamètre externe de la turbine	D_{hel}	mm	80
Rémanence de l'aimant	B_r	T	1.2
Épaisseur du circuit rotorique	h_{ry}	mm	7.67
Nombre de pair de pôles	p	—	3

La minimisation de l'épaisseur de l'entrefer l_g maximise le champ B_1 . Une approximation introduite par [10], limite la valeur de l'entrefer l_g pour les petits systèmes « rim-driven » entre

TABLEAU 2. Variation de $B_{e_{max}}$ en fonction de l_g et h_m .

Point	$l_g(mm)$	$h_m(mm)$	$B_{e_{max}}$
A	1	4	0.372
B	5	4	0.2881
C	1	20	1.071

1% et 2% du diamètre de la turbine. De plus, d'après [11], cette épaisseur est approximée par la formule 5

$$l_g = 0.001 + 0.003\sqrt{\frac{D}{2}} \cdot L \quad (5)$$

Où D et L sont respectivement le diamètre d'alésage du stator et la longueur axiale active de la machine.

2.2. Dimensionnement du circuit magnétique

En utilisant le principe de conservation de flux et le théorème d'Ampère, on détermine tous les éléments géométriques de la machine (décrits sur la figure 3). Cette démarche est identique à celle utilisée pour les machines classiques. Cette démarche est décrite en détail dans la référence [12].

3. MODÉLISATION THERMIQUE

Un modèle thermique est utilisé pour estimer la température dans les parties actives de la machine. Cette estimation nécessite une bonne évaluation des sources de chaleur et des différents éléments du circuit thermique. La modélisation proposée permet d'estimer les températures à l'intérieur de la machine et notamment dans les zones sensibles telles que le bobinage du stator en fonction des dimensions et des paramètres d'alimentation. La chaleur dans les machines électriques provient essentiellement des pertes fer et des pertes Joule.

3.1. Pertes dans le fer

Les pertes fer sont déterminées à partir de l'expression 6 des pertes massiques utilisant les caractéristiques du matériau utilisé [13, 14, 15] :

$$P_f = P_0 \cdot \left(\frac{f}{f_0}\right)^{1.5} \left(\frac{B}{B_0}\right)^{2.2} \quad (6)$$

f et B sont respectivement la fréquence électrique et l'induction crête dans les tôles ferromagnétiques, $P_0(W/kg)$ représente la densité de puissance massique pour un point de fonctionnement de référence ($f = f_0$ et $B = B_0$), les pertes de fer (P_{fer}) sont alors données par multiplication de la densité de puissance massique (exprimée à l'équation 7) des pertes de fer par la masse du fer dans chaque partie de la machine où l'induction magnétique est évaluée :

$$P_{fer} = P_{f_{dent}} \cdot M_{fer_{dent}} + P_{f_{culs}} \cdot M_{fer_{culs}} \quad (7)$$

$P_{f_{dent}}$ est la puissance massique dans les dents, $P_{f_{culs}}$ est la puissance massique dans les culasses. $M_{f_{culs}}$ et $M_{f_{dent}}$ sont respectivement les masses des culasses et des dents.

Pour limiter la valeur des pertes dans le fer, ainsi la chaleur générée, il est nécessaire de limiter la fréquence de l'alimentation électrique fournie par onduleur ce qui limite l'augmentation du nombre de paires de pôles (la vitesse de rotation est limitée par le cahier des charges).

3.2. Pertes par effet Joule

Les pertes par effet joules sont données en fonction du volume de cuivre utilisé et de la densité surfacique du courant selon l'expression :

$$P_{cop} = \rho_{cop} \cdot V_{copp_{tot}} \cdot J^2 \quad (8)$$

$V_{copp_{tot}}$ est le volume total du cuivre des conducteurs du stator et J la densité de courant dans les conducteurs.

3.3. Modèle thermique des éléments ferromagnétiques

La modélisation des matériaux solide est basée sur la méthode nodale en T appliqué à une portion de volume cylindrique [16]. Le principe de cette méthode figure dans plusieurs études [16, 17, 18, 19]. Le modèle thermique équivalent d'une portion de cylindre est représenté sur la figure ??.

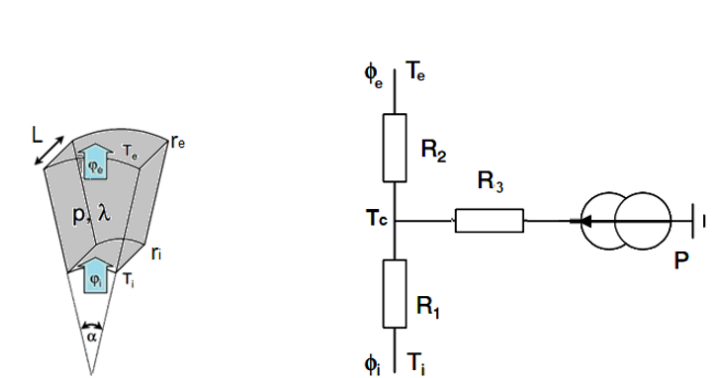


FIG. 5. modèle de base d'une portion de cylindre selon la méthode nodale en T

sistances thermiques radiales de l'élément du cylindre et R_3 est une résistance thermique négative qui permet de donner un sens physique à la température T_c . Les différentes formules de calcul de ces résistances sont détaillées dans [17].

3.4. Modélisation thermique de bobinage

Le bobinage est un milieu hétérogène. En effet, il est constitué d'un ensemble de conducteurs de cuivre couverts par un isolant. Les différentes conductivités thermiques de ces éléments rendent la modélisation thermique du bobinage complexe. On applique une technique d'homogénéisation pour modéliser l'intérieur des encoches. Plusieurs formules sont proposées pour calculer la conductivité thermique équivalente du milieu ainsi obtenu [16, 17]. Dans cette étude nous adoptons l'expression donnée par [16] :

$$\lambda_{bob} = \lambda_{is} * \frac{(1 + k_r) \cdot \lambda_c + (1 - k_r) \cdot \lambda_{is}}{(1 - k_r) \cdot \lambda_c + (1 + k_r) \cdot \lambda_{is}} \quad (9)$$

λ_{bob} , λ_{is} et λ_c sont respectivement les conductivités équivalentes de bobinage, de l'isolant et de cuivre. k_r est le taux de remplissage de l'encoche fixé pour cette étude à 50%.

3.5. Transfert thermique convectif

La chaleur est évacuée par convection dans l'entrefer et dans les surfaces extérieures de la machine. Le transfert de chaleur par convection dans ces interfaces est exprimé comme suit :

$$Q_c = h_c \cdot S \cdot (T - T_A) \quad (10)$$

h_c , S and T_A sont le coefficient de convection, la surface de transfert de chaleur convectif et la température ambiante. Le calcul de coefficient de convection repose sur le fait que l'échange thermique se fait avec l'air pour la surface extérieure, et avec l'eau pour le coté entrefer.

4. STRATÉGIE D'OPTIMISATION, OBJECTIF ET CONTRAINTES

4.1. Stratégie

On va utiliser un algorithme d'optimisation afin de déterminer la géométrie optimale de la machine qui fournit un couple électromagnétique moyen égal à la valeur imposé par le cahier des charges de la turbine pour un volume minimal des parties

actives. La géométrie optimale doit aussi respecter un ensemble de contraintes thermiques et structurales. Le processus d'optimisation est assuré par la fonction « fmincon » prédéfinie sur Matlab qui utilise la méthode du gradient avec contraintes linéaires et non linéaires. L'algorithme suit l'organigramme de la figure 6. A partir des paramètres initialisés par l'utilisateur, l'algorithme teste plusieurs combinaisons des variables d'optimisation, et choisit la configuration la plus adéquate qui répond aux cahier des charges tout respectant les contraintes imposées.

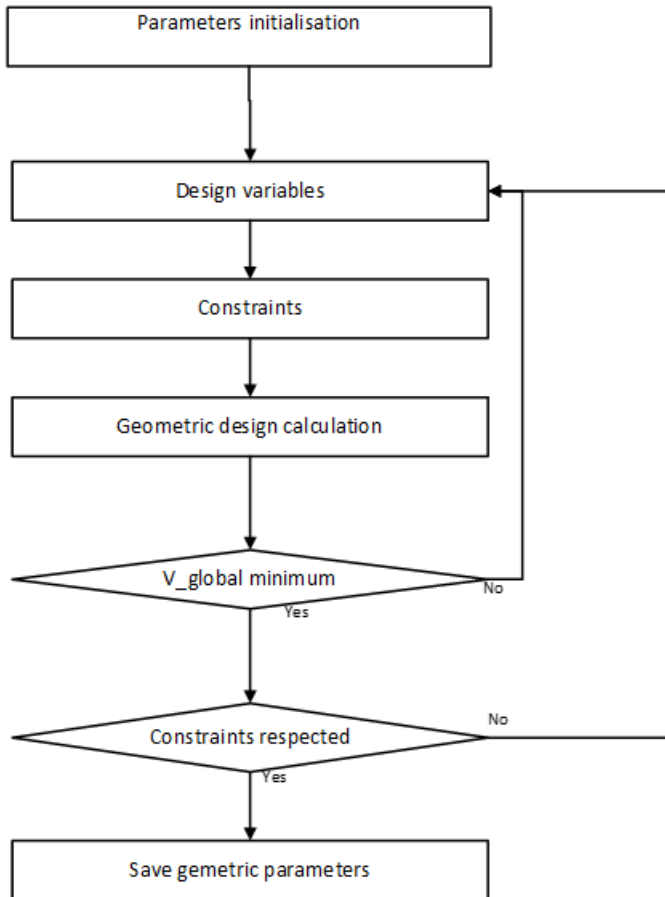


FIG. 6. prinicpe de l'algorithme

Le processus d'optimisation est assuré par la fonction fmicon prédéfinie sur Matlab, c'est une fonction basée sur la méthode du gradient avec contraintes linéaires et non linéaires.

4.2. Variable de décisions

Les variables d'optimisation sont : la densité de courant J, la charge électrique A_L , le nombre de paires de pôles, la hauteur de l'aimant h_m et la longueur axiale L. Les bornes de ces variables sont données dans le tableau 3. A chaque itération de l'algorithme un calcul est effectué, en utilisant les différents modèles, afin de déterminer la densité de flux, le couple électromagnétique, les paramètres géométriques du moteur et la température dans les parties actives.

Paramètre	Symbole	Unité	Bornes
Densité du courant	J	A/mm^2	[2..5]
Densité linéique	A_l	A/mm	[20..40]
Nombre de paires de poles	p	—	[1..3]
Epaisseur de l'aimant	h_m	mm	[1..10]
Longueur axiale	L	mm	[50..130]

4.3. Fonction Objectif

L'objectif de l'optimisation est la minimisation de volume des parties actives du moteur, ce qui facilite son intégration avec la turbine. La fonction objectif est, ainsi représentée par la formule :

$$f_{fit}(input_{var}) = V_{copper} + V_{iron} + V_{magnets} \quad (11)$$

Où V_{copper} , V_{iron} et $V_{magnets}$ sont les volumes de cuivre, de fer et d'aimants.

4.4. Contraintes d'optimisation

Les contraintes d'optimisation permettent d'assurer la faisabilité et un fonctionnement de machine pour le cahier des charges de la turbine. Un des contraintes impose ainsi que le couple électromagnétique moyen soit supérieur ou égal à la valeur imposée par le cahier charge. Un rendement et un facteur de puissance minimaux sont aussi imposés. Des contraintes supplémentaires concernent la température maximale dans l'encoche, la forme des dents (pour respecter des limites mécaniques), la saturation des circuits magnétiques et la limite de désaimantation des aimants .

4.5. Résultat d'optimisation

Le tableau 4 montre les paramètres optimaux obtenues grâce à l'algorithme d'optimisation pour les cas du moteur à aimantation radiale (MMS) et à aimantation de Halbach (HAPM) utilisant l'aimantation progressive

TABLEAU 4. Paramètres géométriques optimaux pour moteurs MMS et HAPMS

Paramètre	Unité	MMS	HAPM
L	mm	100	124.36
D	mm	109.13	102.06
h_{sy}	mm	12.84	5.73
h_{sy}	mm	12.84	1.4
h_m	mm	1.56	8
h_{ss}	mm	28.29	16.3
w_{dent}	mm	25	11.5
$T_{average}$	mm	10.00	10.0008

5. SIMULATION ET RÉSULTATS

Les géométries obtenues ont été simulées et analysées par la méthode des éléments finis. La variation du couple fourni par la machine lorsqu'elle est alimentée par des courants sinusoïdaux nominaux est donnée à la figure 6. La valeur moyenne du couple respecte le cahier des charges. Les ondulations sont limitées à moins de 5%. Le couple de détente est également fortement réduit. Cela conduit à une amélioration significative des résultats trouvés dans [7] ou des oscillations de couple de plus de 20% étaient constatées. Il est à noter que le fait de ne pas utiliser de matériaux ferromagnétiques au niveau du rotor limite également fortement l'inertie de la turbine ce qui est favorable à son pilotage dynamique.

6. CONCLUSION

Cet article traite de la conception et de l'optimisation d'un moteur synchrone à aimants permanents utilisé pour entraîner par la circonférence l'inducteur d'une pompe contrarotative. L'utilisation d'une topologie d'aimants à base d'anneaux de Halbach a permis d'obtenir une forme d'onde quasi-sinusoïdale de la force électromotrice et de réduire le couple de détente. La simulation du moteur par éléments finis montre que le couple obtenu est quasiment constant, avec une ondulation inférieure à

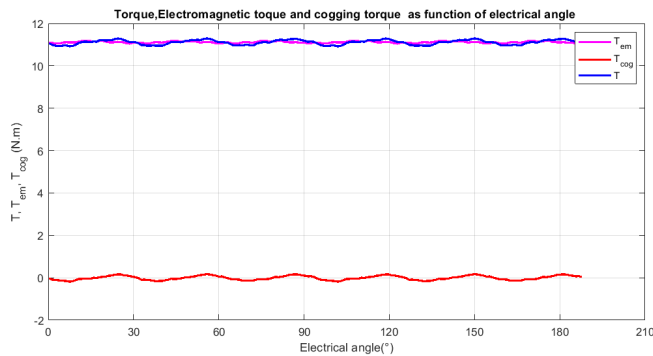


FIG. 7. couple fourni par la machine optimisée : T_{em} = couple électromagnétique, T_{cog} = couple de détente, T = couple total.

5%. Ce résultat montre une amélioration significative des performances par rapport à celles d'une machine précédemment étudiée qui utilisait plus des aimant monté en surface.

7. RÉFÉRENCES

- [1] E. Dehnavi, M. Kebdani, A. Danlos, S. Moises, and F. Bakir, "Numerical analysis of counter-rotating pump (crp) including inducer and centrifugal impeller," 08 2022.
- [2] P. M. Tuohy, A. C. Smith, M. Husband, and P. Hopewell, "Rim-drive marine thruster using a multiple-can induction motor," *IET Electric Power Applications*, vol. 7, no. 7, pp. 557–565, 2013.
- [3] H. Zhao, H. H. Eldeeb, Y. Zhan, Z. Ren, G. Xu, and O. A. Mohammed, "Robust electromagnetic design of double-canned im for submersible rim driven thrusters to reduce losses and vibration," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 35, no. 4, pp. 2045–2055, 2020.
- [4] R. C. Bolam and Y. Vagapov, "Implementation of electrical rim driven fan technology to small unmanned aircraft," in *2017 Internet Technologies and Applications (ITA)*, 2017, pp. 35–40.
- [5] K. Touimi, M. Benbouzid, and Z. Chen, "Optimal design of a multibrid permanent magnet generator for a tidal stream turbine," *Energies*, vol. 13, no. 2, 2020. [Online]. Available : <https://www.mdpi.com/1996-1073/13/2/487>
- [6] Z. Zhou, M. Benbouzid, J.-F. Charpentier, F. Scuiller, and T. Tang, "Developments in large marine current turbine technologies – a review," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 71, pp. 852–858, 2017. [Online]. Available : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1364032116311698>
- [7] B. E. Kaiser, S. V. Poroseva, M. A. Snider, R. O. Hovsapien, and E. Johnson, *Flow Simulation Around a Rim-Driven Wind Turbine and in Its Wake*. New York : Amer Soc Mechanical Engineers, 2013, wOS :000361920000015.
- [8] K. Atallah and D. Howe, "The application of halbach cylinders to brushless ac servo motors," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 34, no. 4, 7 1998. [Online]. Available : <https://www.osti.gov/biblio/649533>
- [9] Y. Li, B. Song, Z. Mao, and W. Tian, "Analysis and optimization of the electromagnetic performance of a novel stator modular ring drive thruster motor," *Energies*, vol. 11, no. 6, 2018. [Online]. Available : <https://www.mdpi.com/1996-1073/11/6/1598>
- [10] L. Drouen, F. Hauville, J.-F. Charpentier, E. Semail, and S. Clénet, "A coupled electromagnetic / hydrodynamic model for the design of an integrated rim- driven naval propulsion system," 06 2008.
- [11] H. Z. Agrebi, N. Benhadj, M. Chaieb, F. Sher, R. Amami, R. Neji, and N. Mansfield, "Integrated optimal design of permanent magnet synchronous generator for smart wind turbine using genetic algorithm," *Energies*, vol. 14, no. 15, 2021. [Online]. Available : <https://www.mdpi.com/1996-1073/14/15/4642>
- [12] L. Amri, S. Zouggar, J.-F. Charpentier, M. Kebdani, A. Senhaji, A. Attar, and F. Bakir, "Design and optimization of synchronous motor using pm halbach arrays for rim-driven counter-rotating pump," *Energies*, vol. 16, no. 7, 2023. [Online]. Available : <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-85152549163&doi=10.3390%2fen16073070&partnerID=40&md5=2c97a0c883cfb9bfed110d5032447b54>
- [13] D. Martínez, "Design of a permanent-magnet synchronous machine with non- overlapping concentrated windings for the shell eco marathon urban prototype," 2012.
- [14] . Krøvel, R. Nilssen, S. Skaar, E. Løvli, and N. Sandøy, "Design of an integrated 100kw permanent magnet synchronous machine in a prototype thruster for ship propulsion," 01 2004.
- [15] D. Hanselman, "Brushless permanent magnet motor design," 01 2003.
- [16] P. H. Mellor, D. Roberts, and D. R. Turner, "Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design," *IEE Proceedings B (Electric Power Applications)*, vol. 138, no. 5, pp. 205–218(13), Sep. 1991. [Online]. Available : <https://digital-library.theiet.org/content/journals/10.1049/ip-b.1991.0025>
- [17] A. Proca, A. Keyhani, A. El-Antably, W. Lu, and M. Dai, "Analytical model for permanent magnet motors with surface mounted magnets," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 18, no. 3, pp. 386–391, 2003.
- [18] A. Chebak, P. Viarouge, and J. Cros, "Analytical model for design of high-speed slotless brushless machines with smc stators," in *2007 IEEE International Electric Machines and Drives Conference*, vol. 1, 2007, pp. 159–164.
- [19] P. Irasari, H. Alam, and M. Kasim, "Magnetic simulation and analysis of radial flux permanent magnet generator using finite element method," *Journal of Mechatronics, Electrical Power, and Vehicular Technology*, vol. 3, no. 1, pp. 23–30, 2012. [Online]. Available : <https://mev.lipi.go.id/mev/article/view/53>
- [20] L. Amri, M. Kebdani, S. Zouggar, and J.-F. Charpentier, "Design and optimization of a rim driven motor for pump application," *Materials Today : Proceedings*, 2022. [Online]. Available : <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214785322061879>