

Comparaison Entre les Structures à Flux Axial et Radial des Moteurs Synchrones à Aimants Permanents à Haute Vitesse

Hoda TAHA, Mostafa HATOUM, Georges BARAKAT, Yacine AMARA

Laboratoire GREAH, Université Le Havre Normandie, Le Havre, 76600, France, hoda.taha@univ-lehavre.fr

RESUME - L'objectif de ce résumé est de présenter une analyse comparative des performances entre deux moteurs synchrones à aimants permanents (MSAP) à flux axial (FA) et à flux radial (FR) à haute vitesse (HV) pour une application d'entraînement d'un compresseur à faible puissance de sortie. La modélisation des machines est réalisée en 3D par la méthode des éléments finis. Les performances des deux moteurs pour la même puissance de sortie et à la même vitesse de rotation sont évaluées en comparant leur efficacité par analyse électromagnétique. Le comportement mécanique du disque rotorique hétérogène (FA) et du rotor cylindrique (FR) est également examiné à haute vitesse.

Mots-clés— *Machine synchrone à aimants permanents, Flux axial, Flux radial, Haute vitesse, Analyse électromagnétique.*

1. INTRODUCTION

De nombreuses applications dans divers domaines exigent l'emploi des machines électriques à haute vitesse (applications industrielles et aérospatiales, machine outils, compresseurs centrifuges, micros turbines, secteur d'électromobilité...). La haute vitesse offre des avantages en terme de dimensionnement (taille, volume et poids réduit) et de performance (densité de puissance élevée et une efficacité supérieure par rapport aux machines à basse vitesse), qui se traduit par un gain de place, une réduction de l'encombrement axial et une fiabilité de la machine.

Les machines synchrones à aimants permanents sont généralement considérées comme les plus intéressantes dans plusieurs applications à haute vitesse grâce à l'utilisation des aimants de type terres rares qui ont une forte densité d'énergie. Comparées aux autres types de machines à haute vitesse, ils présentent une densité de puissance supérieure, une meilleure efficacité (absence d'enroulements rotorique et de pertes d'excitation), une taille plus compacte et une bonne contrôlabilité.

Les études issues de la littérature montrent que les applications qui requièrent des vitesses élevées des machines synchrones à aimants permanents, sont réalisées à des niveaux de puissance relativement bas, et inversement [1]. Ceci résulte principalement des contraintes imposées par la haute vitesse, en particulier les contraintes mécaniques sur le rotor en raison de la force centrifuge, qui restreigne le rayon extérieur du rotor et peut considérablement réduire les capacités de production de couple.

Généralement, les machines électriques peuvent être classées en deux catégories principales en fonction de la direction du champ magnétique traversant l'entrefer par rapport à l'axe de rotation : les machines à flux axial et les machines à flux radial.

Ces derniers prédominent la plupart des applications à haute vitesse, pourtant, ils ne sont pas toujours une solution optimale selon les objectifs et les critères envisagés d'une application spécifique tel que la demande d'intégration, l'élimination des engrenages mécaniques et le couplage direct au système pour réduire le volume du système et le coût de fabrication et de maintenance (les applications où l'espace et le poids sont des contraintes importantes).

La machine à flux axial a fait l'objet d'un vif intérêt pour la recherche au cours de la dernière décennie en tant qu'alternative aux machines à flux radial conventionnelles en raison de leurs avantages de taille compacte, de disque flexible (forme de crêpe) d'entrefer plat (plan) réglable, d'une densité de puissance élevée et des rapports couple/masse (légèreté) et diamètre/longueur (compacité) élevés. Leur demande dans des applications augmente à mesure que la complexité et le prix de la fabrication diminue. Pour les machines à flux axial, le couple produit est proportionnel au cube du rayon extérieur du rotor, tandis qu'il est proportionnel au carré du rayon du rotor pour les machines à flux radial. Comparé au cas des machines à flux axial, la conception multi-physique des machines à flux radial dotées de capacités à haute vitesse a été principalement traitée. La conception de structures à flux axial à haute vitesse présente de multiples défis magnétiques, mécaniques et thermiques qui nécessitent de nouvelles techniques de renforcement pour surmonter les obstacles qui entravent leur réalisation.

Outre les différences technologiques et de fabrication, il est intéressant de comparer les machines à flux axial et radial pour comprendre quand et où les machines à flux axial présentent des avantages potentiels dans tel application à haute vitesse. Une comparaison générale de ces machines n'est pas possible, en raison du grand nombre de solutions techniques possibles. En pratique, chaque topologie permet une flexibilité de conception sur son propre. Pour cette raison, certains cas de comparaison ne peuvent être fait objectivement, car les meilleures pratiques pour une topologie peuvent donner des résultats médiocres sur l'autre.

Plusieurs articles ont déjà présenté la comparaison des performances des machines en se basant sur des critères de capacité de développement de couple et densité du couple, des équations générales de dimensionnement, des considérations thermiques, un même volume global, même vitesse de rotation et densité de flux dans l'entrefer, même diamètre extérieur de la machine... [2-7]. La majorité de ces comparaisons ont été abordés à vitesses de rotation familiers (relativement basses à moyenne). Cet article compare deux moteurs synchrones à aimants permanents FA e FR à HV pour l'entraînement d'un

compresseur des véhicules électriques. Les spécifications des moteurs sont une puissance de sortie estimée de 3 kW et 0,32 N.m à 90 000 tr/min. L'article est organisé comme suit : la première section présente les des deux structures étudiées et justifie le choix de quelques paramètres géométriques. Les équations générales de dimensionnement des deux machines qui visent aussi à la comparaison sont introduites après. Ensuite, les résultats des performances électromagnétiques faites par le biais d'un logiciel éléments finis seront discutés, suivis par l'étude mécanique du disque rotorique hétérogène de la machine FA et du rotor cylindrique de la machine FR via un logiciel d'éléments finis mécaniques. L'article se termine par une conclusion qui reprend les résultats des études et présente les perspectives envisagées.

2. MACHINES ETUDIEES

2.1. Presentation des structures

Le choix des structures des moteurs dépend des spécifications de l'application visée, de l'intégrité et de la rigidité mécanique du rotor. Ce dernier joue un rôle primordial dans la conception d'une machine électrique à haute vitesse. Il impose un ensemble significatif de contraintes qui exigent un dimensionnement mécanique efficace dû aux forces centrifuges qui conduisent à des limitations du diamètre extérieur du rotor et a des conséquences directes sur couple produit et par suite une influence décisive sur les performances du moteur [8]. La contrainte causée par la force centrifuge au rotor est exprimée par :

$$\sigma_{mec} = k \cdot \rho \cdot r_{ext}^2 \cdot \Omega^2 \quad (1)$$

Avec k une fonction du coefficient de poisson, ρ la densité volumique du matériau, r_{ext} le rayon extérieur du rotor et Ω la vitesse angulaire mécanique. Ces contraintes déterminent, par exemple, les limites acceptables en termes de diamètre et de longueur de la machine, et se traduisent par des contraintes de conception spécifiques pour le stator.

Initialement, le choix s'est porté pour le cas du moteur FA au structure simple et économique, composée d'un stator et d'un rotor, qui répond aux exigences de faible couple. Cependant, les études ont révélé qu'on respectant les contraintes de la haute vitesse, le rayon extérieur admissible rotor ne permet pas de générer le couple attendu. Ces défis mènent à adopter une topologie à double entrefer, comprenant deux rotors et un stator central (pour des raisons d'espace et de coût). Cette configuration permet d'obtenir un meilleur couple avec un rayon extérieur du rotor plus petit. Les études mécaniques analytiques et numériques, ont conduit à fixer le diamètre extérieur du rotor à 42 mm.

Compte tenu de la fréquence d'alimentation élevée (1500 Hz), une version à 12 encoches a été dimensionnée de façon à réduire les harmoniques de la force magnétomotrice et donc de réduire les pertes par courants de Foucault dans les bobinages, dans les tôles et dans les aimants. Dans ce cas, la production du couple nécessaire ne peut se faire que par une augmentation sensible de l'induction dans l'entrefer ce qui revient à augmenter fortement la quantité de courant au stator et donc la saturation magnétique et par suite augmenter sensiblement les pertes fer au stator sans compter les pertes aérodynamiques et les pertes dans les roulements à cette vitesse qui viendront aussi dégrader le

rendement. Ces inconvénients ont conduit à réduire le nombre d'encoches au stator.

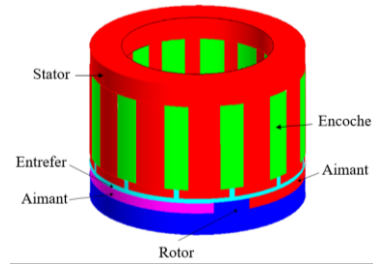


Fig. 1: Géométrie 3D de la MSAPFA, un stator-un rotor

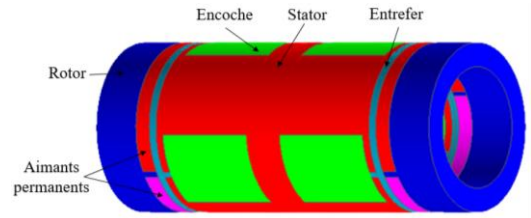


Fig. 2: Géométrie 3D de la MSAPFA, stator-rotor-stator

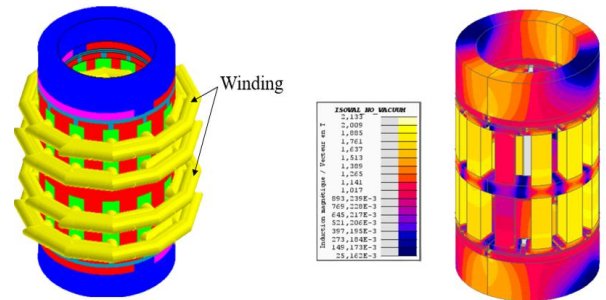


Fig. 3: le dégradé de l'induction electromagnetique MSAPFA, 12 encoches

Une étude en simulation a été menée en faisant varier le nombre d'encoches au stator et en examinant les potentialités du bobinage triphasé correspondant en termes de production de couple et de réduction des pertes électromagnétiques. Ces études ont conclu le choix de la version de la machine FA à 3 encoches semi-fermés (pour diminuer les pertes fer et réduire le contenu harmonique) présentant une baisse notable de la saturation des dents statoriques avec un bobinage dentaire au lieu du bobinage distribué conduisant à la réduction des pertes dus à la saturation (fig. 3 et fig. 5-a).

Le moteur FR a la configuration la plus courante d'un stator externe et d'un rotor interne adaptée à la haute vitesse. Un stator à 6 encoches a été choisi pour la machine FR dû aux avantages qu'il présente par rapport aux autres configurations d'encoches [9] :

- De faibles forces magnétiques et ainsi de faibles vibrations et bruit. En effet, les ordres harmoniques dans le champ d'entrefer sont les 5, 7, 11, et 13, qui sont considérés comme adaptés aux applications à haute vitesse. En revanche, les moteurs à 3 et 9 encoches ont des ordres d'harmoniques plus élevés, ce qui peut entraîner une force magnétique déséquilibrée et réduire les performances du moteur.
- Ils ont moins de perte de fer et un couple plus important que les moteurs à 12 encoches.

Une paire d'aimants permanents (ouverture à 175° pour profiter du couple de réluctance) est insérée dans chaque rotor du moteur FA, tel que le pôle magnétique étant directement face et aligné avec le pôle opposé puisque les deux rotors tournent à la même vitesse, et une couronne aimantée est montée en surface du moteur FR. Les figure 2 et 4 illustrent les géométries des machines étudiées et les spécifications des machines modélisées sont données dans le tableau 1.

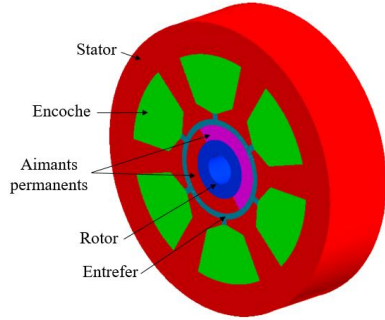


Fig. 4: Geometrie 3D de la MSAPFR

Dimensions Géométriques		
	MFA	MFR
Rayon interieur/exterieur du stator (mm)	15/21	16/50
Rayon interieur/exterieur du rotor (mm)	15/21	4/14
Longueur d'entrefer (mm)	2	2
Longueur de la culasse rotorique/statorique (mm)	12/10	30
Nombre d'encoches	3	6
Longueur/ouverture d'encoche (mm)	25/20	20/11
Longueur/ouverture d'isthme (mm)	2/1.5	2/2
Nombre de paires de pôles	1	1
Longueur d'aimant (mm)	4	29
Angle d'ouverture d'aimant (°)	175	180
Longueur de la machine (mm)	100	30
Dimensions physiques		
Densité du courant (A/mm ²)	4	3
Facteur de foisonnement de spires	0.4	0.33
Induction rémanente des aimants NdFeB (T)	1.21	1.21
Type du bobinage	Dentaire	distribué
Masses et volumes		
Aimants permanents (g)	40.13	43.20
Rotor (g)	125.63	52.35
Stator (g)	184.93	965.71
Cuivre (g)	346.63	333.03
Masse totale de la machine	697.32	1394.96
Volume total de la machine (mm ³)	44100π	72500π

Tableau. 1 : Spécifications des machines étudiées

2.2. Quelques equations de dimensionnement

L'analyse par éléments finis des simulations électromagnétiques peut fournir des résultats précis, mais nécessite des temps de calcul importants. Les modèles analytiques restent extrêmement pertinents, ils offrent des approximations acceptables et rapides, et servent de guide pour la prise de décisions de conception. Traditionnellement dans la littérature, la comparaison entre les moteurs électriques est réalisée à l'aide des "équations de dimensionnement". Ces équations établissent une relation entre le couple électromagnétique du moteur, sa longueur et son diamètre, en utilisant des coefficients qui dépendent des caractéristiques des matériaux électriques et magnétiques. Depuis de nombreuses décennies, le modèle général pour la conception des machines

électriques a été développé [10-11]. L'équation de dimensionnement la plus fréquemment utilisée est :

$$\Gamma = \xi \cdot D_e^2 \cdot L \quad (2)$$

Avec D_e le diamètre de l'entrefer, L la longueur axiale active de la machine et ξ est un coefficient qui dépend de la densité de flux de l'entrefer et de la densité linéaire de courant dans l'entrefer. Cette équation prend en compte les dimensions de l'entrefer et la charge électromagnétique observée à sa surface, mais elle ne considère pas les densités de flux et de courant réelles dans les différentes parties du moteur, ni les paramètres liés à l'utilisation des matériaux. Des améliorations ont été apportées au modèle traditionnel afin d'intégrer des paramètres analytiques qui prennent en compte les caractéristiques géométriques spécifiques de la topologie, tels que les dimensions des encoches, le facteur de remplissage des encoches, les diamètres intérieurs et extérieurs du stator, et d'autres :

$$\Gamma = \xi_1 \cdot D_e^{2.5} \cdot L \quad (3)$$

$$\Gamma = \xi_2 \cdot D_e^3 \cdot L \quad (4)$$

Les coefficients ξ_1 et ξ_2 sont des fonctions de la densité de courant et de flux magnétique, de la taille des encoches et du rapport du volume des matériaux électriques au volume des matériaux magnétiques. L'utilisation de l'équation (3) a l'avantage d'avoir un coefficient (ξ_1) proportionnel aux pertes résistives, ce qui permet d'estimer approximativement la chaleur dissipée (l'augmentation de température étant principalement due aux pertes joules en supposant un transfert de chaleur uniquement par convection).

D'autres travaux de recherche ont étendu l'approche des équations de dimensionnement général en développant des expressions spécifiques pour les machines FR et FA :

Les expressions générales du couple peuvent être exprimée par :

$$T_{FR} = 2\pi R_{si}^2 L_r \sigma \quad (4)$$

$$T_{FA} = 2\pi R_m^3 \lambda_a \sigma \quad (5)$$

Avec R_{si} rayon intérieur du stator, L_r la longueur axiale de la machine FR, σ contrainte de cisaillement électromagnétique, R_m rayon moyen de la machine FA et λ_a rapport du forme du rotor ($\lambda_a = R_{ext} - R_{int}/R_m$, R_{ext} et R_{int} sont respectivement le rayon extérieur et le rayon intérieur de la machine FA).

En négligeant l'inductance et la résistance de fuite au stator, la puissance de sortie du PMSM est déterminée par :

$$P = \eta \frac{m}{T} \int_0^T e(t) i(t) dt = \eta m K_p E_{max} I_{max} \quad (6)$$

Avec η rendement de la machine, m nombre de phases, K_p coefficient de forme d'onde de la puissance électrique. E_{max} et I_{max} pic de tension de phase et de courant respectivement.

$$E_{max/FR} = K_e N_s B_e \frac{f}{p} \lambda D_0 L_e \quad (7)$$

$$E_{max/FA} = K_e N_s B_e \frac{f}{p} (1 - \lambda^2) D_0^2 \quad (8)$$

Avec f la fréquence de fonctionnement, p le nombre de paires de pôles de la machine, B_e la densité de flux (induction) dans l'entrefer, N_s le nombre de spires par phase, L_e la longueur active de la machine FR, D_0 diamètre de l'entrefer et λ Le rapport du diamètre de la surface de l'entrefer par rapport au diamètre de la surface extérieure de la machine.

$$I_{max/FR} = \frac{1}{1+K_\Phi} K_i A \pi \lambda \frac{D_0}{2m_1 N_s} \quad (7)$$

$$I_{max/FA} = \frac{1}{1+K_\Phi} K_i A \pi \frac{1+\lambda}{2} \frac{D_0}{2m_1 N_s} \quad (8)$$

Où K_i le facteur de forme du courant (L'effet de la forme d'onde), K_Φ le rapport de la charge électrique entre le rotor et le stator, m_1 le nombre de phases de chaque stator (si c'est un cas de plusieurs stators) et A la charge électrique totale. Les équations de dimensionnement générales des machines FR et FA peuvent s'écrire donc comme :

$$P_{FR} = \frac{\pi}{2} \frac{1}{1+K_\Phi} \frac{f}{p} \frac{m}{m_1} K_e K_i K_p K_L \eta B_e A \lambda D_0^2 L_e \quad (11)$$

$$P_{FA} = \frac{\pi}{2} \frac{1}{1+K_\Phi} \frac{f}{p} \frac{m}{m_1} K_e K_i K_p K_L \eta B_e A \left(\frac{1+\lambda}{2}\right) (1-\lambda^2) D_0^2 L_e \quad (12)$$

K_L est le coefficient de rapport d'aspect L_e/D_e représente le rapport entre la longueur d'empilement effective (longueur active de la machine) et le diamètre de l'entrefer.

2.3. Analyse électromagnétique

La figure 5-a et 5-b montrent la distribution de la densité de flux magnétique pour les machines FA et FR respectivement. Il est observable qu'il n'y a pas de zones de saturation majeures pour la machine FR, en revanche de la machine FA où il existe des zones de saturation aux différents encoches statoriques.

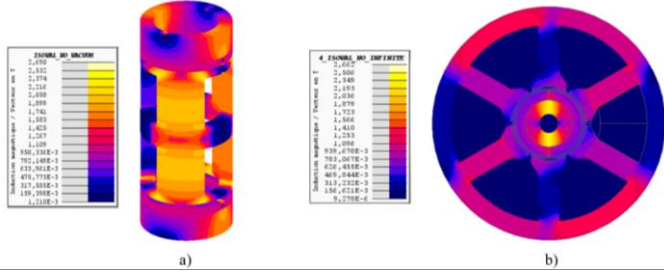


fig. 5: Dégradé de l'induction électromagnétique des MSAP FA et FR

La densité du flux magnétique de l'entrefer (figure 6-a et 6-b) de la machine FA est plus élevée que celle de la machine FR. Le couple de sortie des MSAP à FR et FA sont illustrés à la figure 7, la machine FR à un couple légèrement supérieur avec moins d'ondulation que la machine FA, mais compte tenu de la différence de volume entre les deux machines, cette différence de couple ne peut pas être un avantage pour la machine FR.

L'évolution de la force électromotrice pour les deux machines FA et FR sont présentés dans les figures 8-a et 8-b respectivement. Il faut noter que pour la version du stator à 3 encoches FA, chaque phase est constituée d'une bobine ce qui donne une f.m.m. de la phase rectangulaire. Afin de diminuer les harmoniques de couple ainsi que les pertes dues aux harmoniques de l'induction, il est nécessaire de procéder à une alimentation par créneaux de courants, un onduleur de courant serait mieux adapté qu'un onduleur de tension.

Le couple de détente des deux machines est calculé via un code de Matlab développé au GREAH et dédié aux phases préliminaires de dimensionnement des machines. Il est basé sur une approche analytique de calcul des performances électromagnétiques des machines avec des hypothèses simplificatrices sur les caractéristiques des matériaux utilisés et des formes géométriques des différentes parties de la machine. La machine FA a un couple de détente inférieur (0.006 N.m) à celui de la machine FR (0.025 N.m). La machine FR a une masse

et un volume totales plus élevés par rapport à ceux de la machine FA. Le rotor de la machine FR, s'il a un rayon extérieur contraint par la force centrifuge à l'instar du rayon extérieur du rotor de la machine FA, il donne la possibilité de produire le couple nécessaire par une augmentation potentielle de sa longueur axiale, le couple étant proportionnel au volume du rotor dans le cas de la machine. Cependant, la longueur axiale de la machine FA augmente l'encombrement ce qui rend l'intégration plus difficile.

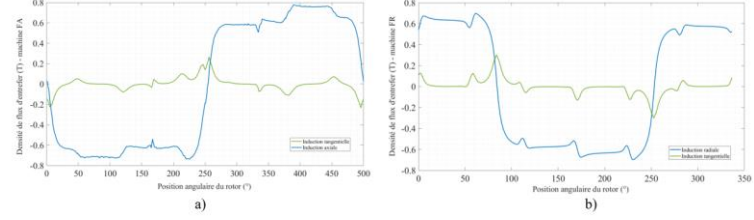


fig. 6: La densité du flux magnétique dans l'entrefer

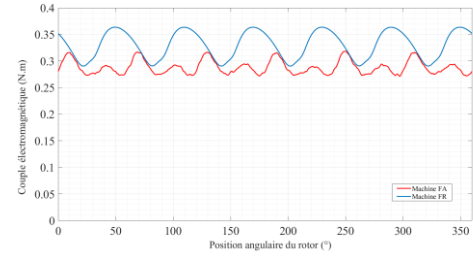


fig. 7 : Le couple électromagnétique développé par les deux machines FR et FA

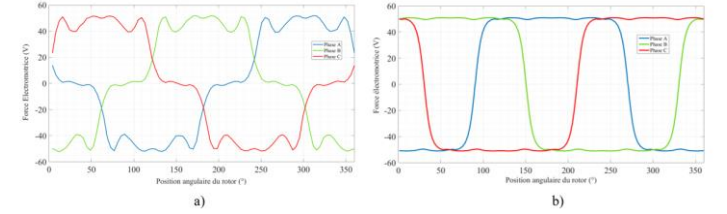


fig. 8 : La f.é.m. des machines modélisées

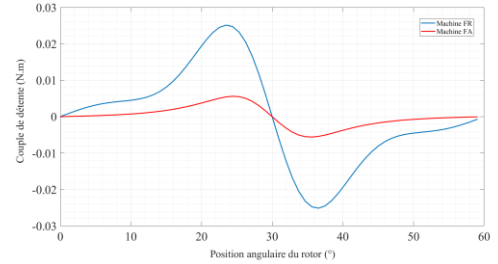


fig. 9: Le couple de détente des MSAP FA et FR

3. ETUDE MECANIQUE DES MACHINES MODELISEES

La conception du moteur HV nécessite en général une modélisation multi-physique, plus précisément une modélisation magnéto-thermo-mécanique. A haute vitesse, il est indispensable d'étudier le comportement mécanique de la machine, puisqu'à ces niveaux de vitesses, le rotor risque d'être sollicité par des forces centrifuges qui engendrent des contraintes dans les différentes régions du rotor. Ces contraintes

sont à l'origine des différents problèmes de tenue mécanique qui peut bien dégrader la performance de la machine, jusqu'à la détérioration totale de l'intégrité mécanique du rotor. Dans ce contexte, une étude mécanique a été menée dans le but d'investiguer la tenue mécanique du rotor de la machine à flux axial, ainsi que du rotor de la machine à flux radial tous les deux tournant à 90000 tr/min pour étudier leur comportement à HV et définir des formes et une composition du rotor répondant favorablement à la contrainte centrifuge

3.1. Machine à flux axial

L'évaluation de la tenue mécanique du disque rotorique a été basée sur la valeur de la contrainte maximale principale par rapport à la résistance à la traction du matériau. La figure 10 présente la géométrie du rotor et tableau 2 contient quelques paramètres mécaniques des machines.

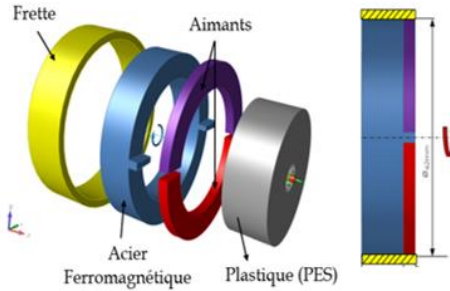


fig. 10: structure étudiée du rotor de la machine FA

Les résultats sont donnés dans le tableau 3 (la couleur verte indique une contrainte inférieure à la limite maximale supportée par le matériau et la couleur rouge indique une contrainte supérieure à la limite maximale supportée par le matériau).

Matériau	Densité (Kg/m³)	Module de Young (MPa)	Coefficient de Poisson	Résistance à la Traction (MPa)
M600-100A (Culasse) FA	7600	200000	0.3	480
Alliage FeSi (Culasse) FR	7850	210000	0.3	517
NdFeB (Aimants)	7600	150000	0.24	75
PES (Moyeu)	1370	2600	0.38	75
Inconel718	8190	205000	0.28	1100
Alliage de Titanium	7850	206000	0.31	820
Inox Sus304	7300	193000	0.29	460
Fibres de Carbone	1800	121000	0.4	2231

Tableau 2: Paramètres mécanique de la machine à flux axial

D'abord, tous les contacts ont été considérés comme collés et la simulation a été faite sans frette. Dans ces conditions, les contraintes sur la culasse rotorique et le moyeu ont été inférieurs à la limite maximale que peut supporter le matériau. Cependant, Les contraintes aux aimants dépassent la limite maximale du NdFeB. Pour réduire ces contrainte, une frette plate (manchon de retenue pour maintenir les aimants au rotor contre la force centrifuge) a été mis autour du rotor. 4 types de matériaux de frette ont été

testés : l'inconel718, l'alliage de Titanium, l'inox sus304 et les fibres de carbone afin de choisir la plus appropriée. Les résultats montrent que la fibre de carbone et l'inconel ont le moins de contraintes relativement aux deux autres ; Mais, dans tous les cas de figures, les contraintes sur les aimants ont resté toujours supérieures à la limite permmissible. Pour réduire ces contraintes, la forme de la frette a été changé d'une frette plate à une frette en forme C en fibres de carbone (forme en « C » plus rigide avec deux brides comme le montre la figure 11). Les valeurs des contraintes aux aimants ont été réduites de 257 MPa à 230 Mpa, mais la limite supportée par les aimants est encore dépassée.

Le changement du type des contacts du « collé » à « libre » entre les aimants d'une part et la culasse, le moyeu et la frette d'autre part réduit les contraintes aux aimants de 13% (30 MPa).

La segmentation de chaque aimant en 2,4 et 5 segments successivement a montré une efficacité remarquable, réduisant ainsi les contraintes de 200 à 150, 90 et 60 MPa respectivement; soit une réduction de 25%, 55% et 70% respectivement. Notons que la segmentation des aimants aide ainsi à diminuer les pertes par courant de Foucault aux aimants.

	Pas de Frette	Frette Inox Sus304 Collé	Frette Alliage de Titanium Collé	Frette Fibres de Carbone Collé	Frette Inconel718 Collé
Culasse	312	353	353	299	361
Aimants	257	297	300	253	304
Moyeu	60	57	57	50	58
Frette	-	240	259	126	260

	Frette C Fibres de Carbone Collé	Frette C Fibres de Carbone Libre	Frette C Fibres de Carbone Libre 2 Segments	Frette C Fibres de Carbone Libre 4 Segments	Frette C Fibres de Carbone Libre 5 Segments
Culasse	295	300	300	300	300
Aimants	230	200	150	90	60
Moyeu	55	50	50	50	50
Frette	1400	950	1000	1000	930

Tableau 3: Contraintes maximales principales sur les différentes pièces du rotor de la machine à flux axial

Finalement, l'utilisation de la frette en type C de fibres de carbone et le découpage de chaque aimant libre (non collé au rotor ni au moyeu) en 5 segments permet de diminuer les contraintes sur tous les composants du disque rotorique et rendre les contraintes inférieures à leurs limites ultimes.



fig. 11: Forme de la frette en 'C'

Vue le prix élevé de la fibre de carbone, le même test a été répété (même stratégie et étapes) avec une frette en Inconel 718, la solution a été aussi acceptable.

3.2. Machine à flux radial

La tenue mécanique du rotor cylindrique a été étudié par le même concept qu'avant. Les résultats sont rapportés dans le tableau suivant :

	Contrainte Maximale Principale (MPa)
Culasse	161
Aimants	58
Moyeu	8.5
Frette	58

Tableau 4: Contraintes maximales principales du rotor cylindrique

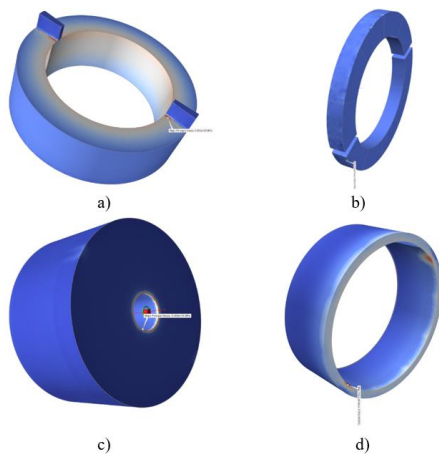


fig. 12: Contrainte maximal principal sur les différentes pièces ; a) culasse, b) aimants, c) moyeu, d) frette

Le rotor cylindrique ne présente pas de zones critiques à 90000 tr/min comme toutes les contraintes sont inférieures aux limites permises. La figure 13 présente la répartition spatiale des contraintes pour les différentes régions du rotor. La contrainte de 161MPa dans la zone rouge est uniquement due à la discontinuité matériaux entre le moyeu en PES et la culasse rotorique en Alliage Fer-silicium.

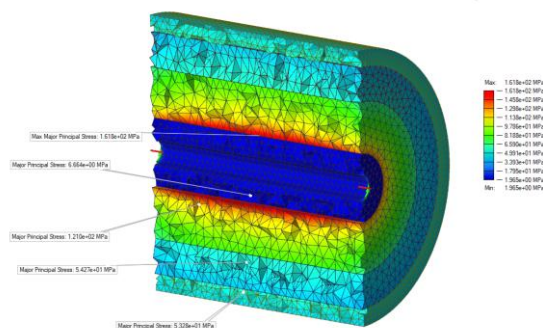


fig. 13 : Répartition spatiale de la contrainte maximale principale pour la machine à flux radial

4. CONCLUSION

Dans cet article, deux moteurs de faible puissance et haute vitesse, une à flux axial et l'autre à flux radial ont été modalisés

et comparées. Les performances électromagnétiques et la tenue mécanique de ces deux machines ont été étudiées. Il a été constaté que la machine à flux radial convient mieux à l'application visée comme elle présente moins d'encombrement axial et des performances électromagnétiques relativement meilleures. Mécaniquement, le rotor de la machine à flux radial subit moins de contraintes que ceux de la machine à flux axial, ce qui montre une bonne tenue mécanique dans les conditions de fonctionnement nominal de la machine, renforçant ainsi le choix de la machine à flux radial.

Il peut être envisagé d'étudier les performances thermiques de ces deux machines vu la vitesse de rotation élevée, qui est à l'origine des pertes mécaniques d'une part et des pertes fer dues à la fréquence élevée d'autre part pour comparer équitablement les deux machines. Ces pertes, ajoutées aux pertes Joules dans les conducteurs, génèrent des échauffements qui doivent être évacués proprement pour éviter toute dégradation des performances de la machine dû par exemple à la démagnétisation des aimants ou à la détérioration de l'isolation des conducteurs et nécessite un système de refroidissement auxiliaire coûteux.

5. REFERENCES

- [1] H.Taha., G.Barakat, Y.Amara, M.Ghandour, « An Overview of High-Speed Axial Flux Permanent Magnets Synchronous Machines » Proceedings of Electrimacs 2022, Nancy, France, 16th-19th May 2022. To be published in LNEE series springerbook, volume one ELECTRIMACS 2022.
- [2] Chai, F., Bi, Y., & Chen, L. « A Comparison between Axial and Radial Flux Permanent Magnet In-Wheel Motors for Electric Vehicle ». International Conference on Electrical Machines (ICEM), AUGUST 2023, Vol. 1, pp. 1685-1690.
- [3] Patel, A. N., Suthar, B. N., Panchal, T. H., & Patel, R. M. « Comparative performance analysis of radial flux and dual air-gap axial flux permanent magnet brushless dc motors for electric vehicle application ». 2nd IEEE International Conference on Power Electronics, Intelligent Control and Energy Systems (ICPEICES), October 2018, pp. 804-808.
- [4] Hernandez, P. L. N., Franke, W. T., & Maheshwari, R. « Review of axial and radial flux PM machines with emphasis in high power density ». International Conference on Electrical, Computer, Communications and Mechatronics Engineering (ICECCME), November 2022, pp. 1-8.
- [5] Pop, A. A., Radulescu, M., Balan, H., & Kanchev, H. « Electromagnetic torque capabilities of axial-flux and radial-flux permanent-magnet machines ». 4th International Symposium on Electrical and Electronics Engineering (ISEEE), October 2013, pp. 1-4.
- [6] Patterson, D. J., Colton, J. L., Mularcik, B., Kennedy, B. J., Camilleri, S., & Rohoza, R. « A comparison of radial and axial flux structures in electrical machines ». IEEE International Electric Machines and Drives Conference, May 2009, pp. 1029-1035.
- [7] Sitapati, K., & Krishnan, R. « Performance comparisons of radial and axial field, permanent-magnet, brushless machines ». IEEE Transactions on industry applications, 2001, 37(5), 1219-1226.
- [8] Jokinen, T., Hrabovcova, V., & Pyrhonen, J., "Design of rotating electrical machines," John Wiley & Sons, 2013.
- [9] Xu, F., He, T., Zhu, Z. Q., Wang, Y., Cai, S., Bin, H., & Chen, J. « Influence of slot number on electromagnetic performance of 2-pole high-speed permanent magnet motors with toroidal windings ». IEEE Transactions on Industry Applications, 2001, 57(6), 6023-6033.
- [10] Honsinger, V. B. « Sizing equations for electrical machinery ». IEEE transactions on energy conversion, 1987, (1), 116-121.
- [11] Huang, S., Luo, J., Leonardi, F., & Lipo, T. A. A comparison of power density for axial flux machines based on general purpose sizing equations. IEEE Transactions on energy conversion, 1999, 14(2), 185