

Analyse multiphysique d'une MSAP à flux axial à haute puissance massique

Mohamed Amine HEBRI¹, Jean-Philippe Lecointe¹, Grégory Bauw¹, Sara Fawaz^{1,2}, Stéphane Duchesne¹, Gianluca Zito³, Abdenour Abdelli³, Idir Arslane⁴ et Adrien Maier⁵

¹Univ. Artois, UR 4025, Laboratoire Systèmes Electrotechniques et Environnement (LSEE), Béthune, F-62400, France
Faculté des Sciences Appliquées, Technoparc Futura, 62400 Béthune, France

²ESME, ESME Research Lab, Campus de Lille, F-59000 Lille, France

³IFP Energies Nouvelles, Rueil-Malmaison, 92852, France.

⁴CRITT M2A, Bruay-la-Buissière, 62700, France

⁵EREM - Etudes Réalisations Et Maintenance, Wavignies, F-60130, France

RESUME - Dans ce papier, les auteurs proposent de dimensionner une machine synchrone à aimants permanents (MSAP) à flux axial de 100 kW en régime continu, avec une vitesse nominale de 10 000 tr/min et une tension batterie de 800 V_{DC}. Afin d'atteindre une forte puissance massique, ils ont conçu le circuit magnétique de la machine en Fer-Cobalt (FeCo), utilisé des aimants en SmCo et adopté une haute densité de courant de 15 A/mm² au fonctionnement nominal, et de 30 A/mm² en régime transitoire. L'étude démontre numériquement que, pour ce niveau de puissance, des puissances massiques de 8,3 et 15,4 kW/kg sont atteintes, respectivement en régime nominal et régime transitoire. Des simulations par éléments finis effectuées en utilisant des modèles 3D ont également permis de valider les tenues thermique et mécanique de la machine par rapport aux contraintes identifiées. Une campagne d'essais conduite sur un prototype de cette machine permettra de valider le design en conditions réelles. A ce jour, la machine est en cours de construction.

Mots-clés— MSAP à flux axial, puissance massique, couple électromagnétique, éléments finis, pertes.

1. INTRODUCTION

Le contexte mondial actuel et la progression de ventes des véhicules électriques et hybrides ont incité les constructeurs automobiles à améliorer l'efficacité des chaînes de traction électriques tout en réduisant leur coût [1]. L'amélioration de l'efficacité rend nécessaire de réduire les pertes dans chaque élément de la chaîne de traction et de diminuer la masse totale des composants, y compris celle du moteur de traction. En effet, l'autonomie des véhicules électriques est tributaire de la capacité des systèmes de stockage, du rendement de la chaîne de traction, mais aussi de la masse embarquée des équipements électriques et, indirectement, de leur volume. Il est aujourd'hui évident que transporter moins de masse permet d'accroître l'autonomie à capacité de stockage donnée, ou alors de réduire la masse d'éléments de stockage à autonomie donnée [2]. Un moteur se doit donc d'être à la fois compact et efficient.

Dans les applications de traction automobile, les moteurs synchrones à aimants permanents (MSAP) à flux radial sont généralement préférés pour leur haute densité de puissance, leur rendement élevé, leur encombrement réduit et la maîtrise du processus de fabrication [3, 4]. Bien qu'elle soit plus complexe à réaliser, la machine à flux axial connaît aujourd'hui un intérêt sans précédent. Elle présente de multiples avantages par rapport à la MSAP à flux radial, notamment sa compacité qui se traduit par des densités de puissance massique, un couple volumique et un rendement plus important [5].

La puissance massique d'un moteur, telle que définie généralement par les constructeurs, est le ratio puissance mécanique/masse des parties actives, ces dernières étant les éléments contribuant à la création du couple : circuit magnétique, aimants permanents (AP) et bobinage. La conception de moteurs électriques plus compacts est exigée dans des applications de traction automobile, aérospatiales ou encore dans des applications de production d'énergie électrique telles que les éoliennes. De plus, la compacité peut avoir un impact non seulement environnemental, mais aussi économique [6].

Ce travail vise donc à dimensionner une machine électrique à très forte puissance massique avec un objectif de 9 et 15 kW/kg respectivement au fonctionnement nominal et en régime transitoire. Atteindre ces objectifs ambitieux s'accompagne de contraintes thermiques, mécaniques et électromagnétiques.

Dans cet article, les auteurs comparent tout d'abord les puissances massiques de deux topologies de machines synchrones à aimants permanents à flux axial. Elles se différencient par la position des aimants : en surface pour la machine à aimants en surface (SPM), et enterrés avec concentration de flux pour la machine à aimants enterrés (IPM). Ensuite, un plan d'expériences est mis en place pour optimiser les paramètres géométriques. Puis, l'étude propose des analyses multiphysiques incluant des modélisations électromagnétique, thermique et mécanique, afin de valider les performances de la machine retenue et d'en garantir la faisabilité pour des applications de traction à forte exigence.

2. CHOIX D'UNE TOPOLOGIE A HAUTE PUISSANCE MASSIQUE

Deux topologies de MSAP à flux axial (SPM et IPM) ont été dimensionnées comme montré à la figure 1. Ces deux topologies sont de même puissance nominale (100 kW) en utilisant la même configuration du stator. Les paramètres géométriques et électriques des deux structures sont donnés au tableau 1 [2, 7].

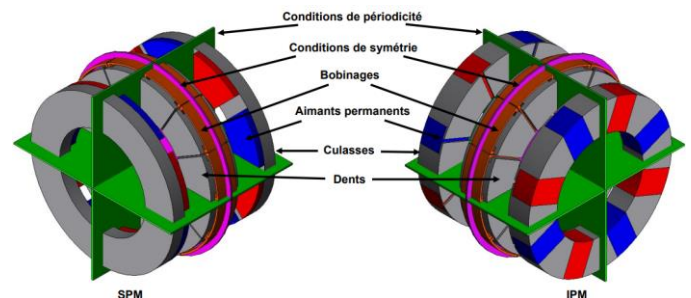


Figure 1 : Différentes structures dimensionnées : SPM et IPM

Une tôle NO20 à grains non-orientés dont l'induction à saturation est de 1,8 T a été utilisée pour effectuer ces simulations. Des AP de type SmCo de référence VACOMAX 262 HR du fournisseur Vacuumschmelze sont utilisées [8]. Les simulations sont effectuées à 100°C. Il est à noter que le point de fonctionnement nominal correspond à une densité de courant de 15 A/mm² en continu, tandis qu'au point de fonctionnement maximal, cette valeur est multipliée par un facteur de deux, soit une densité de courant de 30 A/mm² en transitoire.

Tableau 1 : Performances magnétiques de la machine à 800 V_{DC}

Paramètres géométriques et électriques	SPM	IPM
	Valeurs	
Nombre d'encoches	12	
Nombre de paires de pôles	4	
Diamètre interne (mm)	120	
Diamètre externe (mm)	200	
Épaisseur de la culasse rotorique (mm)	15	26
Largeur des aimants (mm)	-	29
Distance entre aimants (mm)	15,7	-
Épaisseur des aimants (mm)	7	26
Profondeur d'encoche (mm)	28	
Largeur d'encoche (mm)	16	
Ouverture d'encoche (mm)	3	
Épaisseur d'isthme (mm)	3	
Épaisseur d'entrefer (mm)	1.3	
Nombre de spires en série par phase	60	
Courant efficace nominal (A _{eff})	130	
Courant efficace maximal (A _{eff})	260	
Tension de batterie maximale (V _{DC})	800	

Une simulation de type éléments finis 3D, en magnéto-transitoire avec une alimentation sinusoïdale en courant, est effectuée, en considérant 81 pas par période électrique. La condition de périodicité permet de réduire le modèle à 3 encoches et 2 pôles, soit ¼ de machine. La condition de symétrie permet d'étudier la machine avec un rotor et un demi-stator. Les maillages des deux topologies, sont constitués d'environ 872 500 éléments. Le maillage par défaut de l'entrefer pour les machines tournantes sur JMAG est composé, au minimum, de 3 couches. Les résultats de simulation comparant les performances électromagnétiques des machines SPM et IPM sont présentés à la figure 2. Les résultats montrent que :

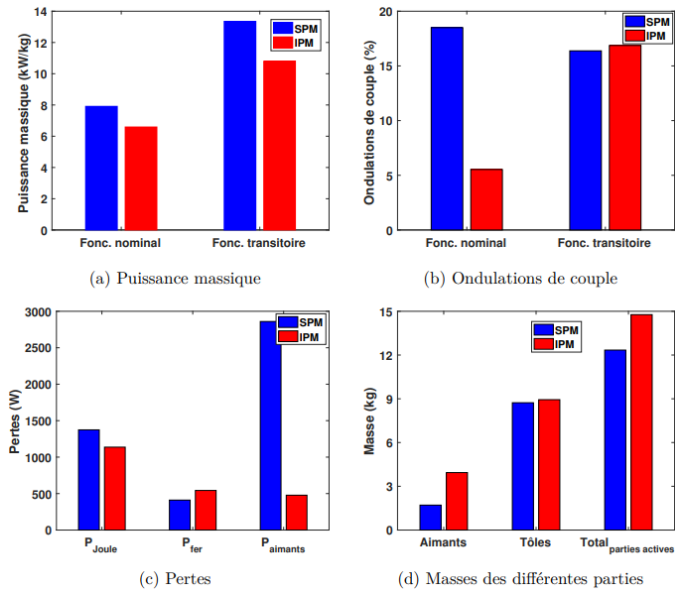


Figure 2 : Résultats de simulation des différentes structures

densités de puissance respectives de 7,9 kW/kg contre 6,6 kW/kg (nominal) et de 13,3 kW/kg contre 10,8 kW/kg (transitoire). Ce résultat s'explique principalement par le fait que la SPM nécessite moins d'acier électrique et utilise une quantité plus faible d'aimants.

- **Ondulations de couple** : Aux conditions nominales, l'IPM présente des ondulations de couple (5,5 %) nettement plus faibles par rapport à la SPM (16,4 %). En régime transitoire, les deux types affichent des niveaux similaires d'ondulation (~16,5 %).
- **Pertes et rendement** : Au point nominal, l'IPM affiche un rendement supérieur (97,9 %) comparé à la SPM (95,6 %), principalement grâce à des pertes plus faibles. Les pertes Joules et les pertes fer sont comparables dans les deux machines.
- **Masses des matériaux magnétiques** : La SPM utilise nettement moins de matériau magnétique (1,71 kg contre 3,94 kg pour l'IPM), tandis que les masses d'acier électrique sont presque équivalentes.

Compte tenu du meilleur rapport puissance/masse, la structure SPM a été retenue.

3. MODELISATION ELECTROMAGNETIQUE 3D

3.1. Plan d'expériences

Dans des études antérieures, les auteurs ont montré que l'utilisation des tôles en FeCo dans les circuits magnétiques statorique et rotorique constituait le meilleur choix pour la puissance massique [9]. De plus, d'autres études ont montré que la modification des paramètres géométriques avait un impact très important sur la densité de puissance [10]. A l'issue de cette dernière étude, un plan d'expériences a été réalisé pour identifier les meilleures conceptions en termes de puissance massique pour les fonctionnements aux couples nominal et transitoire. Les tableaux 2 et 3 présentent les variables et leurs plages respectives, ainsi que les contraintes. P_{Mn} est la puissance massique nominale et P_{Mm} la densité de puissance maximale.

Tableau 2 : Domaine de variation des variables

Variables	Domaine de variation
Largeur moyenne de dents (mm)	[19 ; 23]
Ouverture d'encoches (mm)	[1 ; 3]
Epaisseur de culasses (mm)	[9 ; 11]
Largeur moyenne des aimants (mm)	[2 ; 16]
Epaisseur des aimants (mm)	[6 ; 9]

Tableau 3 : Contraintes

Contraintes	Valeur min.	Valeur max.
Puissance nominale (kW)	100	-
Tension de batterie maximale (V _{DC})	-	800
Vitesse de rotation (tr/min)	-	10000

La figure 3 montre la variation de P_{Mm} en fonction de P_{Mn}. Nous remarquons que les solutions optimales de P_{Mn} et P_{Mm} varient respectivement de 8,4 à 8,7 kW/kg (une différence de 3%) et de 13,2 à 15,7 kW/kg (une différence de 19%). Les résultats de la simulation montrent également que la diminution de la puissance massique maximale entraîne une augmentation de la densité de puissance nominale. Ceci pourrait être expliqué par l'état de saturation du circuit magnétique. En effet, au fonctionnement nominal, un circuit magnétique moins saturé canalise un flux plus important au régime transitoire et conduit, par conséquent, à une puissance massique plus élevée. Soit une contradiction des objectifs. La solution choisie maximise la densité de puissance en fonctionnement nominal (8,7 kW/kg) avec une densité de puissance maximale de 15,4 kW/kg.

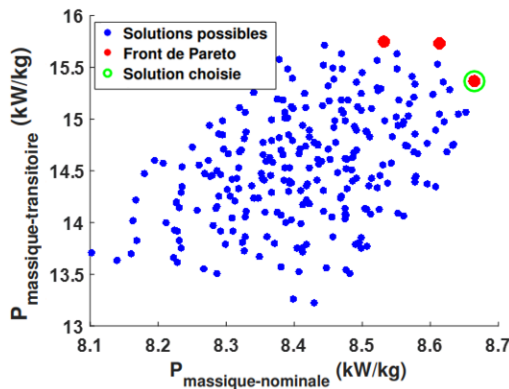


Figure 3 : P_{Mm} selon P_{Mn}

3.2. Performances du moteur sélectionné

Les performances de la machine sélectionnée sont analysées aux points de fonctionnement de couple nominal et maximal. Une modification de la forme du pied de dent est prise en compte dans la simulation afin d'assurer le maintien des dents statoriques. Les figures 4.a et 4.b montrent la variation du couple électromagnétique en fonction de la position du rotor. Le couple moyen au point nominal est de 97,8 N.m, avec des ondulations de couple de 19,8%. Le couple maximal atteint est de 183,5 N.m, avec des ondulations de couple de 8,2%.

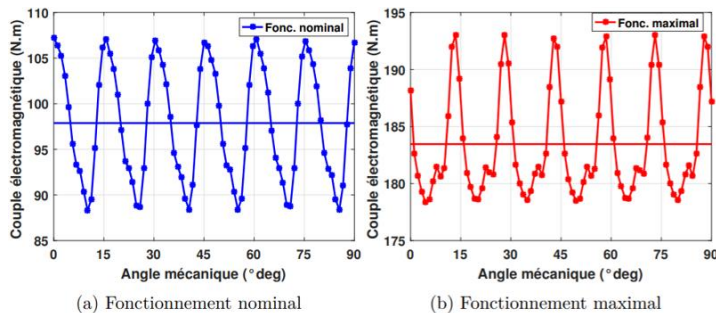


Figure 4 : Couple électromagnétique aux fonctionnements nominal et maximal

La figure 5 montre la répartition de la densité de flux dans le circuit magnétique. Dans le circuit magnétique du rotor, la distribution de la densité de flux est quasiment identique pour les deux points de fonctionnement. En revanche, au niveau des dents statoriques, une différence est perceptible : en fonctionnement maximal, les zones à forte induction sont plus importantes, traduisant une saturation un plus marquée.

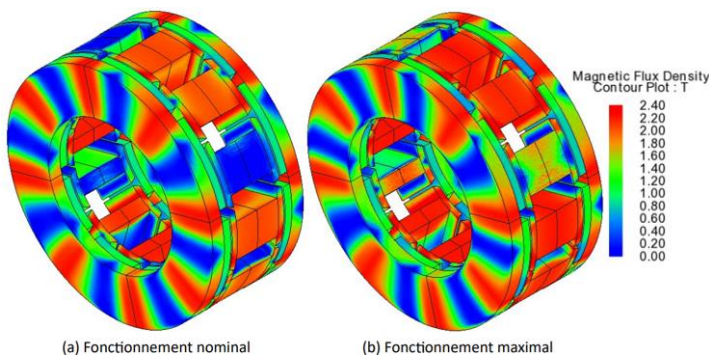


Figure 5 : Distribution de l'induction dans la machine pour les fonctionnements aux couples nominal et maximal

3.3. Effet de la tension batterie sur les performances

La puissance dépend également de la tension du bus continu (DC), et donc de la batterie de l'onduleur. Cette tension peut varier en fonction de plusieurs facteurs, notamment le vieillissement de la batterie, qui entraîne une réduction progressive de sa capacité maximale et donc de la tension fournie. Par ailleurs, il est également pertinent d'évaluer l'impact de différentes tensions d'alimentation, reflétant divers

niveaux de charge de la batterie. Ainsi, les auteurs analysent l'influence de la tension maximale de la batterie sur le couple électromagnétique et la puissance. Différentes tensions de batterie ont été considérées, et les courbes de couple et de puissance en fonction de la vitesse de rotation pour le point de fonctionnement maximal sont présentées à la figure 6. Les courbes en ligne pleine représentent le couple électromagnétique, tandis que les courbes en pointillés correspondent à la puissance électromagnétique.

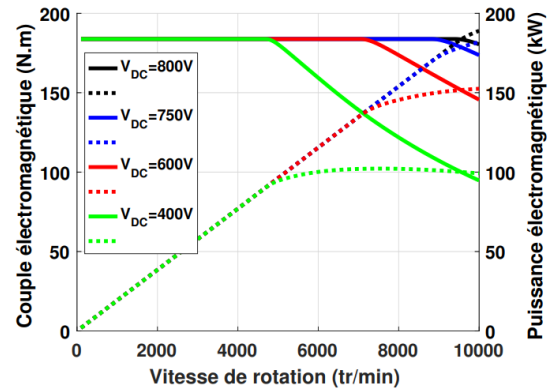


Figure 6 : Effet de la tension batterie sur le couple et la puissance au fonctionnement maximal

La tension de la batterie a un impact significatif sur la puissance maximale, qui varie de 189 kW à 152 kW lorsque la tension passe de 800 V à 600 V. Pour atteindre la puissance requise de 100 kW, la tension batterie ne doit pas descendre en dessous de 400 V. Le couple maximal ne dépend pas de la tension de la batterie, mais la vitesse de base varie, ce qui influence la puissance. Le tableau 4 résume les performances magnétiques atteintes par la machine à 800V_{DC}. La modification de la forme du pied de dent diminue légèrement la puissance massique.

Tableau 4 : Performances magnétiques de la machine à 800 V_{DC}

Point de fonctionnement	Nominal	Maximal
Couple électromagnétique (N.m)	98,7	183,5
Puissance électromagnétique (kW)	102,4	189,1
Puissance massique (kW/kg)	8,3	15,4

3.4. Réduction des pertes par courants induits

Les pertes par courants induits affectent toutes les parties actives des machines à aimants, en particulier à haute fréquence. Trois méthodes principales permettent de les limiter :

- L'utilisation de tôles fines pour réduire les pertes fer ;
- La segmentation des aimants pour limiter les pertes dans les aimants ;
- L'emploi de conducteurs en brins pour réduire les effets de peau et de proximité dans le bobinage.

Cette partie se concentre sur la réduction des pertes dans les aimants et le bobinage.

3.4.1. Segmentation des aimants

La segmentation permet de réduire les pertes dans les aimants des machines synchrones à aimants en surface. Différentes segmentations ont été analysées selon les directions radiale, tangentielle et radiale-tangentielle combinée, comme montré à la Figure 7. L'objectif est de choisir la solution la plus performante, en tenant compte de sa faisabilité industrielle.

Une segmentation variant de 1 à 10 morceaux est analysée. Le nombre maximal de segments est limité par la dimension minimale que peuvent fabriquer les fournisseurs d'aimants. La Figure 8 présente les pertes dans les aimants en fonction du nombre de segments, pour les différents types de segmentation, pour un couple de 98 N.m et une vitesse de 10000 tr/min.

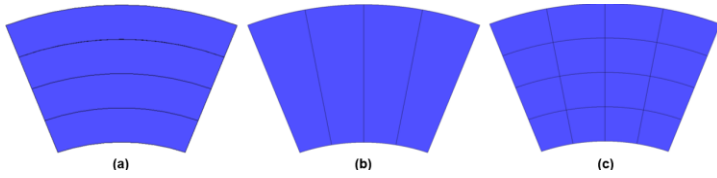


Figure 7 : Segmentation : a) Radiale, b) Tangentielle, c) Radialo-tangentielle.

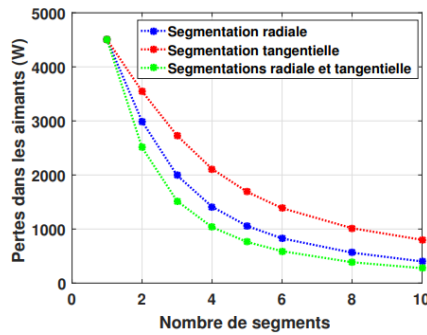


Figure 8 : Pertes dans les aimants en fonction du nombre de segments pour différents types de segmentation

La segmentation des aimants réduit significativement les pertes. Cette réduction peut atteindre 94 % pour la segmentation radiale-tangentielle combinée. Le meilleur type de segmentation est la segmentation combinée, suivie de la radiale, puis de la tangentielle. Par exemple, pour 8 segments, les pertes passent de 4502 W (cas sans segmentation) à respectivement 386, 563 et 800 W. Ce résultat est logique, car la segmentation combinée multiplie le nombre de segments par deux par rapport aux segmentations simples. Cependant, afin de réduire la complexité de fabrication, nous avons retenu une segmentation radiale à 8 morceaux, correspondant à la dimension minimale de 5 mm que le fournisseur peut réaliser

3.4.2. Utilisation de conducteurs en brins

Les pertes Joules constituent les principales contributrices aux pertes totales de la machine. Le fonctionnement à hautes fréquences entraîne une augmentation des pertes dans le cuivre, en raison de divers phénomènes physiques ayant un impact non négligeable sur la répartition de la densité de courant : effet de peau, effet de proximité et champ magnétique externe.

Dans notre cas, on compte 15 spires par dent. Le rayon du conducteur doit être inférieur à l'épaisseur de peau pour éviter l'effet de peau. Pour une fréquence maximale étudiée de 666,66 Hz, le rayon du conducteur doit être inférieur à 2,56 mm, ce qui est respecté.

Une simulation est réalisée en mode magnéto-transitoire 2D, à une température de 100 °C et avec une densité de courant nominale de 15 A/mm². La figure 9 montre la répartition de la densité de courant dans le conducteur. À très basse fréquence (6,66 Hz), la densité de courant est uniforme dans la section des conducteurs (15 A/mm²). À haute fréquence (666,66 Hz), le courant se concentre davantage en périphérie, même si la condition sur le rayon du conducteur est respectée. Cela

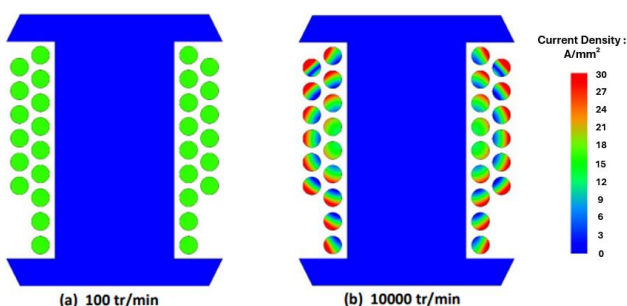


Figure 9 : Distribution de la densité de courant dans les conducteurs pour 2 vitesses différentes et pour un couple de 98 N.m

s'explique par l'effet de proximité et le champ externe qui provoquent encore des pertes supplémentaires.

Pour réduire ces effets, une solution consiste à utiliser plusieurs conducteurs en parallèle, sous forme de conducteurs en brins ou de fils de Litz. L'évolution des pertes Joules a été analysée en fonction de la fréquence et du nombre de brins. Les configurations étudiées comprennent 2, 4, 6 ou 10 brins, pour des fréquences allant de 0 à 666,66 Hz, correspondant à une vitesse de 10000 tr/min. La Figure 10 présente les pertes Joules en fonction de la fréquence, pour différents nombres de brins. Les pertes Joules obtenues en 2D sont corrigées en prenant en compte les têtes de bobines.

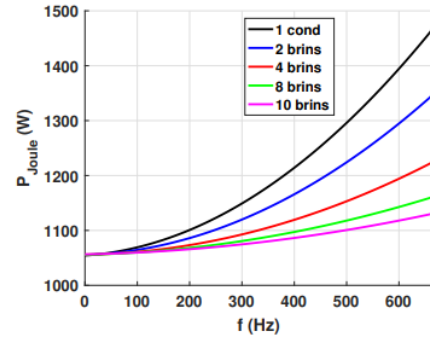


Figure 10 : Évolution des pertes Joule selon la fréquence et le nombre de brins

On observe que l'augmentation du nombre de brins entraîne une réduction des pertes Joules en fonction de la fréquence. Les pertes obtenues avec 8 ou 10 brins sont quasiment équivalentes. Le choix du nombre de brins dépend des diamètres de conducteurs disponibles sur le marché. Dans notre cas, nous avons opté pour 8 brins par conducteur.

3.5. Performances du moteur dans le plan couple-vitesse

Les performances de la machine ont été évaluées sur une plage de vitesse et de charge définie comme suit :

- Le couple varie entre 0 et 183,5 N.m, et la vitesse entre 0 et 10 000 tr/min ;
- Les performances ont été générées pour deux zones de fonctionnement : la zone MTPA (Maximum Torque Per Ampere) et la zone de défluxage.

La figure 11 montre le rendement dans le plan couple-vitesse.

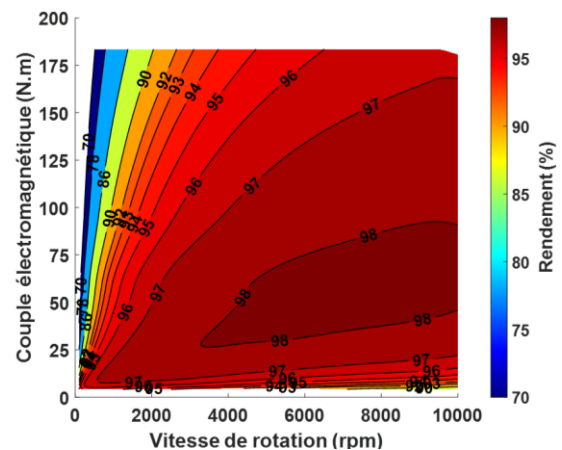


Figure 11 : Cartographie de rendement

Le rendement est faible à basse vitesse et fort couple, ce qui est logique car la puissance électromagnétique est faible dans ces conditions, alors que les pertes Joule sont élevées. Un rendement élevé, supérieur à 97 %, est atteint pour des vitesses comprises entre 1300 et 10 000 tr/min et des couples compris entre 7,7 et 168,3 N.m. Le rendement de la machine est globalement élevé sur une large plage de couple et de vitesse, grâce à une conception optimisée qui limitent les pertes, notamment les pertes Joule. Le rendement maximal atteint 98,21% pour

plusieurs points de fonctionnement, par exemple à un couple de 65 N·m et une vitesse de 8650 tr/min.

Le dimensionnement électromagnétique permet d'atteindre les objectifs fixés en termes de densité de puissance en régime continu et transitoire. Cependant, il est nécessaire de vérifier la tenue thermique et mécanique de ce design, à la fois pour éviter la détérioration des matériaux isolants et la démagnétisation des aimants, et pour s'assurer que les contraintes mécaniques restent admissibles pour les composants qui seront utilisés dans la machine.

4. MODELISATION THERMIQUE

L'étude du comportement thermique a été réalisée par les ingénieurs de l'IFPEN, partenaire du projet ANR intitulé RedHat. Les principales hypothèses consistent à négliger les transferts thermiques par rayonnement. Les pertes mécaniques ont été négligées (pertes par frottement et pertes aérodynamiques). Les enroulements du stator et la culasse du rotor sont refroidis par eau-glycolée. Les débits de refroidissement du stator et du rotor sont, en première approche, fixés à 12 L/min et 6 L/min. L'approche consiste à évaluer le comportement thermique avec les hypothèses de densité de courant et de débit de liquide de refroidissement. Les pertes dans chaque partie de la machine sont indiquées dans le Tableau 5.

Tableau 5 : Pertes considérées dans chaque partie de la machine

Point de fonctionnement	Nominal	Maximal
Pertes Joule (W) pour 8 brins	1161	4644
Pertes fer dans le stator (W)	432	484
Pertes fer dans les rotors (W)	10	32
Pertes dans les aimants (W)	563	1141

Ces simulations reposent sur le cas où chaque conducteur ne contient qu'un seul brin, soit le cas le plus défavorable.

4.1. Fonctionnement continu

Les Figures 12 et 13 présentent respectivement les distributions de la température dans les rotors et le stator. L'analyse thermique montre que les températures restent acceptables dans les différentes parties de la machine au point

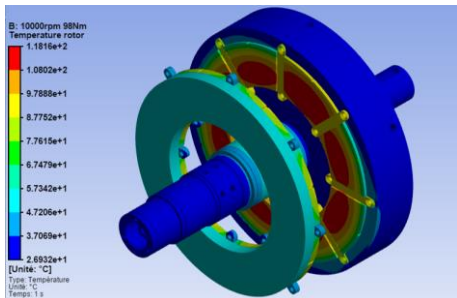


Figure 12 : Distribution de la température aux rotors

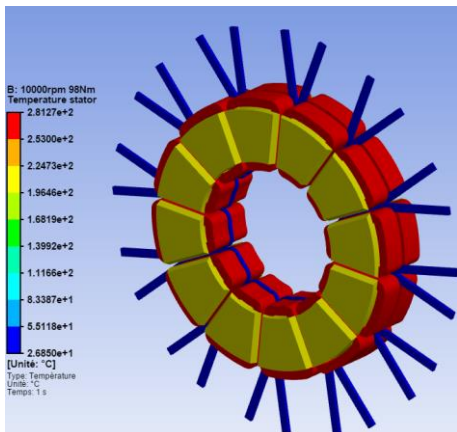


Figure 13 : Distribution de la température au stator

nominal. Les aimants atteignent une température maximale de 118°C, bien inférieure à leur limite de 300°C, grâce à un système de refroidissement performant. La température maximale de 288°C est observée dans le bobinage du stator, justifiant l'utilisation d'une isolation inorganique capable de résister jusqu'à 500°C en continu. Les températures maximales des dents statoriques, de la culasse rotorique, de la carcasse et de l'arbre sont respectivement de 219°C, 50°C, 37°C et 54°C. Cette analyse confirme que le système de refroidissement protège efficacement les composants critiques et permet un fonctionnement normal de la machine.

4.2. Fonctionnement transitoire

Une étude transitoire est nécessaire pour identifier la durée pendant laquelle la machine peut fonctionner dans ce régime. Les conditions initiales de température jouent un rôle important sur la température atteinte lors du fonctionnement transitoire. Cette température dépend à la fois de la durée du fonctionnement transitoire et des conditions de départ (machine froide ou déjà en fonctionnement).

La figure 14 illustre l'évolution de la température des enroulements et des aimants en fonction du temps :

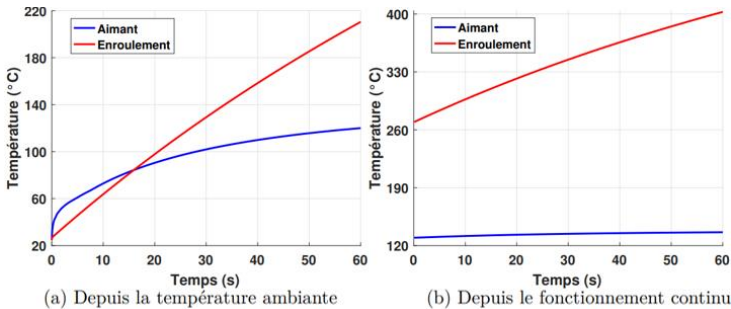


Figure 14 : Évolution de la température pour les aimants et les bobines en fonction du temps

- La figure 14.a montre qu'après 60 secondes, les températures maximales atteintes sont de 211 °C dans les enroulements et 120 °C dans les aimants, ce qui reste acceptable pour les matériaux isolants et les aimants choisis. La durée du régime transitoire pourrait même être prolongée ;
- La figure 14.b, représentant un cas plus sévère (démarrage après fonctionnement continu), montre que la température des aimants reste quasi stable, tandis que celle des enroulements augmente fortement pour atteindre 402 °C, contre 136 °C pour les aimants. Cette température élevée dans les enroulements devient critique.

Comme précisé, cette simulation correspond à un scénario extrême. Dans la conception finale, la machine utilisera 8 brins par conducteur, ce qui permettra une réduction significative des pertes Joule et donc une baisse notable de la température du stator.

5. MODELISATION MECANIQUE

Dans cette étude, nous considérons le cas le plus critique, avec un point de fonctionnement transitoire et des asymétries d'entrefer, pour un courant de 260 A_{RMS} et une vitesse de rotation de 10000 tr/min. La machine est conçue avec deux entrefers de 1,3 mm mais, pour analyser les effets d'asymétrie, nous avons réalisé des simulations avec des valeurs d'entrefer de 0,5 mm et 2,1 mm (tout en maintenant un entrefer total de 2,6 mm). Ce cas d'asymétrie est pris en compte afin de simuler d'éventuels défauts d'assemblage. Les Tableaux 6 et 7 présentent respectivement les forces appliquées aux différentes parties du circuit magnétique pour des entrefer de 0,5 mm et 2,1 mm. Les Figures 15 et 16 montrent les déformations radiales et axiales du rotor pour une vitesse de 10 000 tr/min. La déformation radiale maximale due à la force centrifuge est de 36,94 µm. Cette

déformation est principalement localisée au niveau des aimants et du support du rotor, dans les zones de grands rayons, proches du rayon extérieur. Ce résultat est logique, car la force centrifuge est proportionnelle au rayon. De plus, la déformation axiale maximale est observée au niveau des parties supérieures des aimants, atteignant 39,71 μm . Les déformations radiale et axiale peuvent être considérées comme faibles. Ces résultats numériques sont très encourageants quant au comportement du prototype.

Tableau 5 : Côté de l'entrefer de 0,5 mm

Elément	Force axiale
Dent	-527N
Culasse	911N
Aimant	735N

Tableau 6 : Côté de l'entrefer de 2,1 mm

Elément	Force axiale
Dent	398N
Culasse	-991N
Aimant	-496N

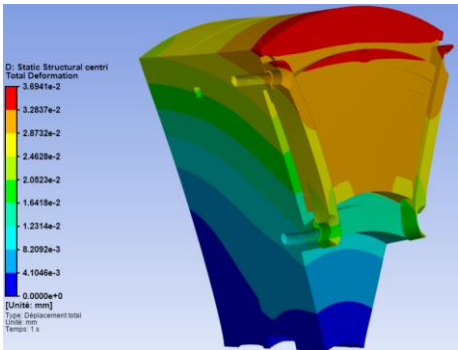


Figure 15 : Déformation radiale du rotor

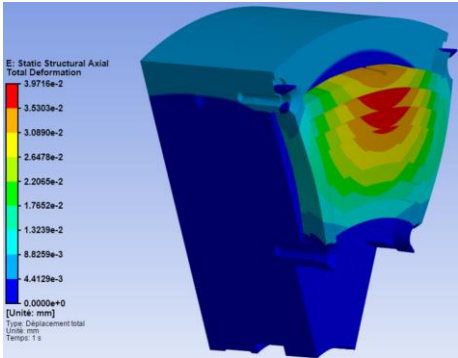


Figure 16 : Déformation axiale du rotor

6. CONCLUSIONS

Cet article a présenté la conception d'une machine synchrone à aimants permanents à flux axial à double rotor et sans culasse statorique d'une puissance nominale de 100 kW. Deux topologies ont été comparées, différenciées par la position des aimants : en surface (SPM) ou enterrés (IPM). Les résultats ont montré que la topologie SPM offre une meilleure densité de puissance, atteignant 7,90 kW/kg en régime nominal et 13,35 kW/kg en régime de pointe.

Dans une étude antérieure, il a été démontré que la densité de puissance est fortement influencée par les dimensions des dents, des aimants et des culasses. Ces connaissances ont été exploitées dans le présent travail pour orienter les choix de conception. Le recours à une structure axiale s'est accompagné de l'utilisation de matériaux magnétiques performants, notamment le FeCo pour le stator et les rotors.

Grâce à ces choix technologiques, la machine a atteint des densités de puissance de 8,3 kW/kg en fonctionnement nominal et 15,4 kW/kg en régime transitoire. Les études sur la segmentation des aimants et l'utilisation de conducteurs en brins ont permis de réduire efficacement les pertes par courants induits, contribuant ainsi à un rendement maximal de 98,21 %.

Les températures simulées dans les aimants (118 °C) et le bobinage (288 °C) en fonctionnement continu restent compatibles avec l'utilisation d'aimants SmCo et d'une isolation inorganique. Même en régime transitoire, la machine conserve un fonctionnement normal après 60 secondes, grâce notamment au système de refroidissement retenu, qui assure un bon refroidissement des composants critiques.

Les analyses mécaniques ont confirmé la robustesse de la structure, avec des déformations radiale et axiale faibles (< 40 μm), y compris en présence d'asymétries d'entrefer.

Ces résultats, soutenus par une modélisation multiphysique rigoureuse, confirment la faisabilité technique et la viabilité de cette machine pour des applications de traction soumises à de fortes contraintes. Le prototype actuellement en construction permettra de valider expérimentalement les performances annoncées.

7. REMERCIEMENTS

Ce travail a été cofinancé par la Région Hauts-de-France et la Communauté d'Agglomération Béthune-Bruay Artois Lys Romane (CABBALR). Il s'inscrit également dans le cadre du projet RedHAT (Reliable electrical machines with very high torque and power densities), financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR).

8. REFERENCES

[1] D. Auverlot, N. Meilhan, B. Mesqui and A. Pommeret, Les politiques publiques en faveur des véhicules à très faibles émissions, France stratégie, 2018.

[2] M. A. Hebri, «Moteur électrique à ultra-haute puissances massique et volumique,» Thèse de Doctorat : Université d'Artois, Béthune, 2024.

[3] C. C. Chan, "The state of the art of electric and hybrid vehicles," Proceedings of the IEEE, vol. 90, no. 2, pp. 245-246, 2002.

[4] K. M. Cisse, S. Hlioui, Y. Cheng et M. Belhadi, «Etat de l'art des topologies de machines électriques utilisées dans les véhicules électriques et hybrides,» Symposium de Génie Electrique, 2018.

[5] R. Benlamine, «Etude et réalisation d'une machine électrique à forte densité de couple et fort rapport de sur-couple pour des applications de traction automobile,» Thèse de doctorat : Université de Franche-Comté, Franche-Comté, 2015.

[6] A. Laidoudi, «Machine électrique fonctionnant à haute température utilisant un fil de cuivre émaillé par voie sol-gel,» Thèse de Doctorat : Université d'Artois, Béthune, 2022.

[7] M. A. Hebri, "Etude comparative de la puissance massique pour différentes structures de MSAP à flux axial," in JCGE : Jeunes Chercheurs en Génie Electrique, Croisic, 2022.

[8] [En ligne]. Available: <https://vacuumschmelze.de/>

[9] M. A. Hebri, A. Rebhaoui, G. Bauw, J.-P. Lecointe, S. Duchesne, G. Zito, A. Abdenour, V. M. Santos, V. Mallard et A. Maier, «Power density improvement of axial flux permanent magnet synchronous motor by using different magnetic materials,» COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering, vol. 42, n°14, pp. 929-946, 2023.

[10] M. A. Hebri, G. Bauw, J.-P. Lecointe, S. Duchesne, G. Zito, A. Abdenour, C. Vandenginen et A. Maier, «Materials and design for a high-power density axial flux motor,» chez SIA POWERTRAIN, Lille, 2024.