

Comparaison de structures de machines synchrones à aimants permanents vis-à-vis des critères compacité-rendement

H. BOUKER*, L. VIDO**, H. BEN AHMED***

*ENS Cachan – Laboratoire SATIE, Université de Cergy-Pontoise, SATIE ** ENS Rennes – SATIE

RESUME - Dans cet article nous nous proposons de comparer diverses structures de machines synchrones à aimants permanents à même spécification. Le domaine applicatif est l'automobile pour des machines hautes vitesses (vitesse périphérique supérieure à 150 m.s^{-1}). Les structures comparées sont optimisées pour un cahier des charges dans lequel la vitesse de base n'est pas fixée. Nous décrivons sommairement les modèles utilisés, puis la stratégie d'optimisation envisagée. Celle-ci repose sur la recherche d'une vitesse de base qui permet de minimiser les pertes sur la caractéristique maximale en zone de puissance constante. Nous présentons les résultats d'optimisation pour quatre structures de machines synchrones à aimants permanents avec différentes architectures.

Mots-clés— machines électriques, haute vitesse, aimants permanents, optimisation bi-objectif, compacité.

1. INTRODUCTION

Pour les véhicules hybrides, les constructeurs demandent d'intégrer des machines électriques toujours plus performantes et avec des fonctionnalités nouvelles dans le même encombrement qu'un alternateur. Les puissances mises en jeu pourraient atteindre 15kW voire plus alors que les alerno-démarrateurs actuels ont une puissance maximale de 4kW [1]. Le passage à de nouvelles technologies a permis de doubler la puissance massique de la machine : par exemple, le passage d'un alerno-démarrateur « StARS » associé à une électronique de type pleine onde à un alerno-moteur associé à une électronique de type Modulation de Largeur d'Impulsion. Le quadruplement de la puissance est un but plus difficile à atteindre. Certains constructeurs envisagent même pour des véhicules 4x4 de remplacer une transmission mécanique par un moteur électrique. La place disponible est encore plus réduite et la puissance demandée peut aller jusqu'à 20 kW.

Pour les véhicules électriques, les constructeurs souhaitent récupérer le maximum de place pour l'espace habitacle sans augmenter le volume extérieur du véhicule (une augmentation de la puissance volumique s'avère le déficit à relever). D'autre part l'autonomie du véhicule électrique dépend directement de la masse embarquée, le poids du moteur électrique devient non négligeable (Exemple de moteur seul : puissance continue : 30kW poids : 35kg), une réduction de masse pour cette application est bienvenue (problème d'allègement véhicule).

Par ailleurs, le coût des systèmes hybrides est un frein évident à leur introduction. Le prix des matières premières (cuivre, aimants terres rares,...) impacte notamment de manière significative le coût de ces systèmes [2].

L'une des voies empruntée pour accroître la compacité des machines électriques est l'augmentation de la fréquence de conversion [3][4]. Cependant, les machines hautes fréquences, cumulent des difficultés d'ordre électromagnétique, mécanique et thermique [5]. Les matériaux mis en œuvre doivent en effet offrir une bonne résistance aux forces centrifuges, ainsi qu'aux échauffements considérablement augmentés par rapport aux machines conventionnelles. En outre, les fonctionnements en mode générateur sur charge non linéaire non commandée ou commandée ainsi qu'en moteur en vitesse variable ont introduit de nouvelles contraintes notamment celles liées aux pertes harmoniques, au bruit d'origine magnétique et à la capacité de défluxage électrique et/ou électronique de la machine. Ces contraintes ont une incidence directe sur le choix des matériaux magnétiques bien sûr et les modèles correspondants mais aussi sur l'architecture même de la machine et sur la stratégie de son contrôle [6].

Dans ces conditions, le choix de l'architecture de la machine électrique est fondamental. L'objectif de cette étude est de présenter une méthodologie de comparaison de diverses architectures de machine vis-à-vis des critères de compacité et de rendement et d'analyser les résultats obtenus.

2. ARCHITECTURES DE MACHINES ETUDIÉES

Pour leur qualité intrinsèque de couple massique et de rendement élevés, nous ne nous intéressons qu'aux machines à aimants permanents [7][8][9]. La Figure 1 présente les architectures étudiées.

Ainsi, 4 types de rotors (aimants en surface, aimants insérés, à concentration de flux, aimants en V) sont considérés (Figure 1.b à Figure 1.e). Le stator est à bobinage dentaire (Figure 1.a).

3. METHODOLOGIE DE COMPARAISON

Deux critères de comparaison sont adoptés. Le critère de compacité ainsi que le critère de rendement. Ces deux critères étant fondamentalement contradictoires, une optimisation du dimensionnement bi-objectif est nécessaire.

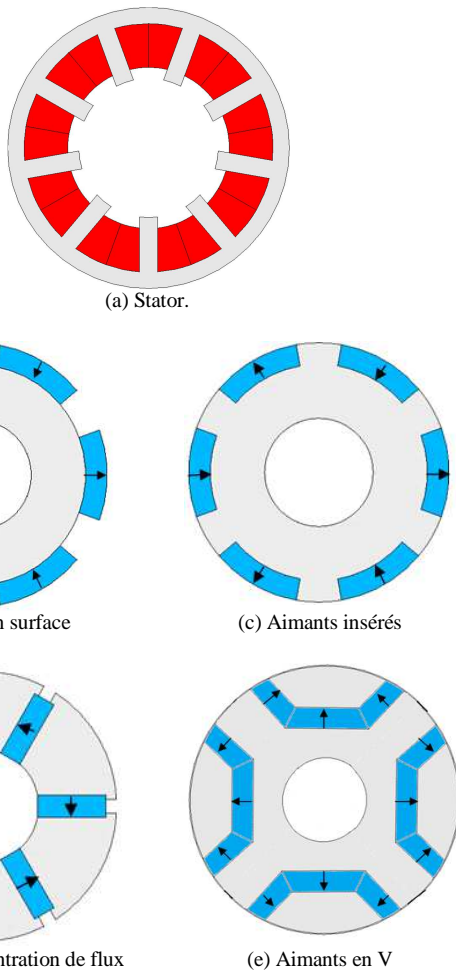


Figure 1 : Architectures de machines étudiées, tôles en gris, bobinages en rouge et aimants en bleu.

Par ailleurs, la comparaison s'effectue pour un cahier des charges spécifique néanmoins relativement « ouvert » (Figure 2). Il s'agit de rechercher les géométries optimales des diverses machines maximisant les deux critères précités sous un certain nombre de contraintes et permettant de satisfaire un fonctionnement à puissance constante de valeur imposée (notée P_{\max}) entre une vitesse de base (notée Ω_b) et k_Ω fois cette vitesse de base. La vitesse de base est un paramètre d'optimisation au même titre que le nombre de paires de pôles, la géométrie de la machine et son alimentation. Dans un premier temps, nous définissons la méthodologie d'optimisation adoptée afin de trouver la vitesse de base optimale. Ensuite, nous présentons le synoptique de l'optimisation avec un algorithme génétique choisie. Enfin, les modèles multi-physiques voire les modèles électromagnétiques, modèles des pertes et autres modèles sont détaillés tout en précisant les hypothèses prises en compte.

3.1. Problème d'optimisation bi-objectif

Nous définissons dans ce qui suit les fonctions coût du problème d'optimisation bi-objectif que nous voulons résoudre.

Le critère de compacité consiste ici à minimiser le volume extérieur V_{ext} de la machine considérée où R_{ext} est le rayon

extérieur statorique de la machine et L_{ext} sa longueur extérieure (comprenant les têtes de bobine).

$$V_{\text{ext}} = \pi R_{\text{ext}}^2 L_{\text{ext}} \quad (1)$$

Nous choisissons le critère de rendement qui consiste à minimiser les pertes sur la caractéristique maximale en zone de puissance constante P_{\max} . Les pertes p_{\min} obtenues sont définies ci-après.

$$p_{\min}(\Omega_b) = \frac{1}{(k_\Omega - 1)\Omega_b} \int_{\Omega_b}^{k_\Omega \Omega_b} P_t(\Omega) d\Omega \quad (2)$$

Il est essentiel de noter que ces pertes dépendent de la vitesse de base choisie. Ce critère permet donc de déterminer également la vitesse de base qui est celle qui minimise p_{\min} . Ces pertes sont calculées à partir des pertes totales P_t pour chaque vitesse de fonctionnement. Les pertes totales sont la somme des pertes Joule P_j , des pertes fer P_f et des pertes aérodynamiques P_a . Les consignes appliquées à la commande en courant sont calculées afin de minimiser ces pertes en chaque point de fonctionnement (C, Ω) de la Figure 2 pour une machine donnée.

Nous présentons dans la suite le synoptique d'optimisation (Figure 3) qui comprend donc une boucle d'optimisation bi-objectif externe utilisant un algorithme métaheuristique de type Essaims Particulaires (MOPSO : Multi-Objective Particle Swarm Optimization) [10] pour déterminer les dimensions optimales et une boucle d'optimisation interne résolue par une énumération exhaustive pour optimiser la commande, déterminer ainsi les pertes minimales sur la caractéristique de fonctionnement maximale et la vitesse de base correspondante.

3.2. Modélisation multi-physique

Nous indiquons ici les hypothèses des modèles multi-physiques que nous avons utilisés. Les modèles sont eux même décrits dans [11] excepté le modèle de pertes aérodynamiques qui est issu de [4].

3.2.1. Modèle magnétique :

Il s'appuie sur les hypothèses du modèle de Park linéaire (perméabilité du fer infinie) avec une butée en induction magnétique et du 1^{er} harmonique. Selon la théorie de Park, 3 grandeurs sont nécessaires pour évaluer les performances électromagnétique des différentes machines : le flux à vide, la perméance d'axe d et la perméance d'axe q.

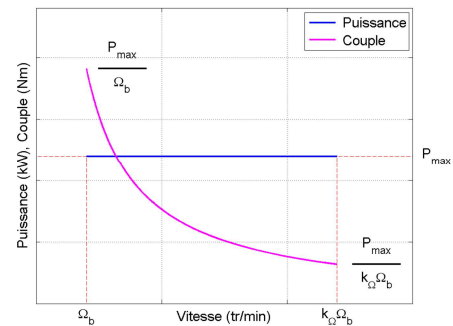


Figure 2. Spécifications mécaniques

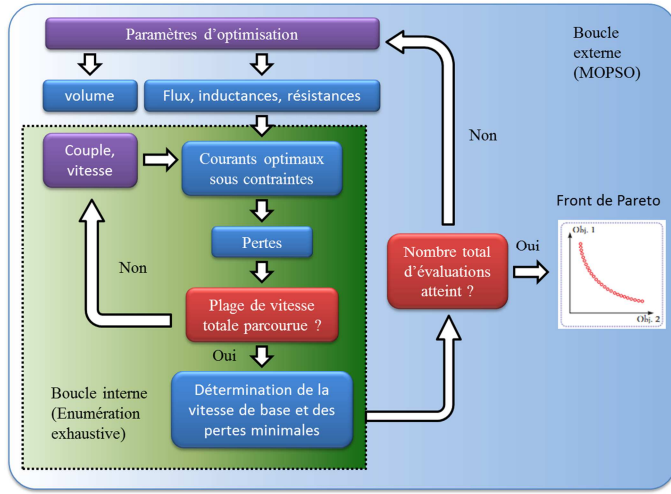


Figure 3. Synoptique d'optimisation

Nous présentons par exemple dans la Figure 4 les flux à vide respectivement pour la machine à aimants insérés (MSAI), la machine à concentration de flux (MSCF), la machine à aimants en V (MSAV) et la machine à aimants en surface (MSAS).

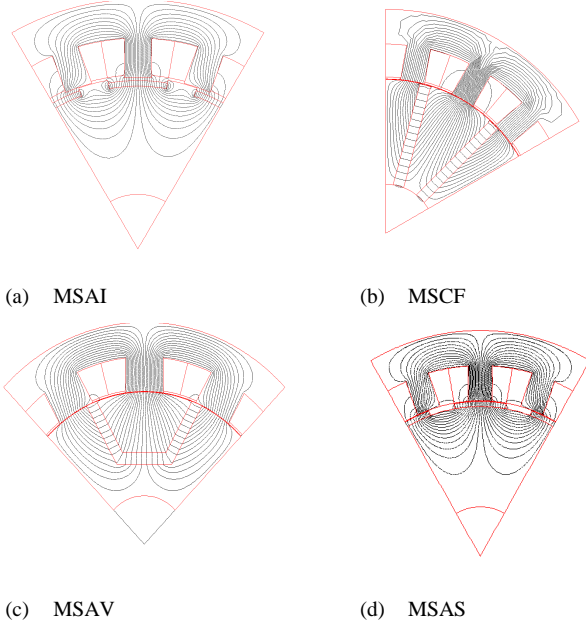


Figure 4. Flux à vide pour les 4 machines

Nous prenons dans ce cas de figure le schéma réductant décrivant le trajet des lignes de flux pour la machine en V (Figure 4); la symétrie du trajet est un facteur important de la simplification du modèle. Ainsi, la réductance de l'aimant central par exemple se calcule en se basant sur la formule suivante :

$$R_{aim1} = \frac{l_{aim11} - l_{aim12}}{\mu_0 e_{aim} \ln \left(\frac{l_{aim11}}{l_{aim12}} \right)} L_a \quad (3)$$

Où :

- μ_0 est la perméabilité magnétique de l'air.
- l_{aim11}, l_{aim12} sont respectivement la grande et la petite longueur de l'aimant central.
- e_{aim} est l'épaisseur de l'aimant.
- L_a est la longueur active de la machine.

Une première approche comparative entre les calculs analytiques s'appuyant sur les schémas réductants et les calculs E.F a été élaborée (voir Tableau 1). Ce tableau présente des erreurs relatives allant de 0 à 18 %. Dans notre étude on considère seulement les fuites dans les encoches, l'écart est ainsi expliqué par la non prise en compte des fuites supplémentaires indiscrètes comme celles dans les aimants par exemple. De ce fait, ces écarts sont maximaux lors de l'évaluation des perméances.

Tableau 1: Comparaison performances magnétiques EF 2D-Analytique

	MSAI			MSCF		
	Ana.	EF	Ecart	Ana.	EF	Ecart
Φ_{exc} (mWb)	16	15	6,2%	33,5	29,5	11,9%
P_d (μ H)	5,37	5,35	0,4%	17	15	11,8%
P_q (μ H)	10,2	8,45	17,2%	34	30	11,8%
	MSAS			MSAV		
	Ana.	EF	Ecart	Ana.	EF	Ecart
Φ_{exc} (mWb)	22,6	21,5	4,9%	19,1	19,1	0,0%
P_d (μ H)	5,6	4,9	12,5%	12,7	13	2,3%
P_q (μ H)	5,6	5,1	8,9%	43	39	9,3%

3.2.2. Modèle de pertes

3.2.2.1 Pertes Joules

Les pertes dans les enroulements se manifestent sous forme des pertes par effet Joule. Elles se sont représentées par une approche analytique classique ; dans l'état actuel de l'étude nous calculons les pertes Joules sans pertes supplémentaires (c.-à-d.) les pertes dues aux phénomènes pelliculaires et les phénomènes liés au courant de circulation. Les caractéristiques sont exprimées par rapport à la densité surfacique totale de courant J et le volume de cuivre V_{Cu} .

$$P_J = 3p\rho_{cu} V_{cu} J^2 \quad (4)$$

Où :

- p est le nombre de paires de pôles,
- ρ_{Cu} est la résistivité du cuivre de valeur $2.39.10^{-8} \Omega.m$,
- V_{Cu} est le volume de cuivre,
- J est la densité surfacique totale expression des densités surfaciques de courant dans les axes d et q J_d et J_q avec

$$J = \sqrt{\frac{J_d^2 + J_q^2}{3}}$$

3.2.2.2 Pertes fer

Afin de calculer les pertes fer, il est nécessaire de calculer les inductions dans la machine à partir de la relation générale donnant le flux par spire en fonction de l'induction et de la section. En particulier, pour obtenir les inductions dans la machine, il faut déterminer le flux résultant qui la traverse au niveau de chaque pôle. Le flux résultant $\phi_{résultant}$ de l'axe d et de l'axe q est donc donné par l'équation suivante :

$$\Phi_{\text{resultant}} = \frac{\sqrt{(J_q P_q S_{\text{cu}})^2 + (\sqrt{3}\phi_v + J_d P_d S_{\text{cu}})^2}}{\sqrt{6p}} \quad (5)$$

Où :

- P_d, P_q sont respectivement les perméances d'axe d et d'axe q,
- ϕ_v est le flux à vide,
- S_{cu} est la section du cuivre.

Par exemple, nous obtenons les inductions au niveau de la dent statorique et de la culasse statorique de la machine en s'appuyant sur les équations (6) et (7).

$$B_{\text{dent_max}} = \frac{\Phi_{\text{resultant}}}{S_d} \quad (6)$$

$$B_{\text{culasse_max}} = \frac{\Phi_{\text{resultant}}}{2S_{\text{culasse}}} \quad (7)$$

- S_d est la section de la dent centrale,
- S_{culasse} est la section de la culasse.

Les hypothèses prises en compte afin d'obtenir les pertes ferromagnétiques sont les suivantes :

- la courbe P_{fer}/f , à induction maximale constante, est quasiment une droite ;
- la pente représente l'énergie dissipée par courants de Foucault ;
- nous négligeons l'apparition de cycles mineurs.

En prenant en compte ces hypothèses, les pertes fer sont calculées en considérant le modèle de Steinmetz. Elles sont présentées comme suit :

$$\begin{cases} P_h = (k_{h1}\Delta B_{pp} + k_{h2}\Delta B_{pp}^2)f \\ P_{ec} = \alpha_p \frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{dB}{dt}\right)^2 dt \end{cases} \quad (8)$$

Où:

- ΔB_{pp} est la variation de la densité de flux,
- k_{h1} [A/m], k_{h2} [A.m/V.s] sont des coefficients qui dépendent du matériau, dans notre cas $k_{h1} = 5\text{A/m}$ et $k_{h2} = 40\text{A.m/V.s}$,
- α_p [A.m/V] est un coefficient qui dépend de l'épaisseur de la tôle et des propriétés du matériau, $\alpha_p = 0.022\text{A.m/V}$,
- f est la fréquence de la tension ou du courant.

3.2.2.3 Pertes aérodynamiques

Les pertes aérodynamiques sont déterminées grâce à une formulation empirique (équation 9) pour prendre en compte les écoulements laminaires et turbulents dans le cas de rotor à entrefer lisse (d'un point de vue mécanique).

$$P_{\text{aero}} = \gamma_{\text{air}} \frac{kS_e}{2\left(\frac{e_{\text{fer}}}{v}\right)^n} (V_p)^{3-n} \quad (9)$$

Où :

- γ_{air} est la masse volumique de l'air (égale à 1.3kg.m^{-3} à la pression atmosphérique),
- V_p est la vitesse périphérique du rotor,
- R_r est le rayon du rotor,
- L est la longueur du rotor,
- S_e est la surface d'entrefer et est égale à $2\pi R_r L$,
- v est la viscosité cinématique de l'air (égale à $17.10\text{m}^2\text{s}^{-1}$),
- e est l'entrefer,
- V_r est le volume du rotor en $[\text{m}^3]$ et est égal à $\pi R_r^2 L$.

D'une manière générale, la nature de l'écoulement du fluide est caractérisée par le nombre de Reynolds. Il présente un rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses.

$$R_e = \frac{eV_p}{v} \quad (10)$$

Dans le cas où l'écoulement est :

- Laminaire : $R_e > 1\ 000$, $k=0.0012$ et $n=0.24$, les pertes évoluent en $\Omega^{2.76}$,
- Turbulent : $R_e < 1\ 000$, $k=2$ et $n=1$, les pertes évoluent en Ω^2 .

3.2.2.4 Autres modèles

- Modèle thermique : la limitation de la densité de courant à 10A/mm^2 présente une solution primaire afin de vaincre l'insuffisance de ce modèle. Compte tenu du refroidissement prévu, il s'agit d'une hypothèse restrictive.
- Modèle mécanique : il est traduit par la limitation de la vitesse périphérique à 160m.s^{-1} ainsi que le rayon extérieur rotorique;
- Modèle de calcul des consignes : modèle de Park avec prise en compte des pertes Joule ;
- Modèle de l'onduleur : modélisation MLI au premier harmonique sans pertes.

4. RESULTATS ET ANALYSES

Nous présentons ici un front de Pareto (volume, pertes) obtenu pour 100 machines après 400 itérations (Figure 5) pour les 4 machines optimisées. Pour chaque machine, une étude sur les domaines de variations des paramètres géométriques a été élaborée. Les contraintes ainsi que les constantes ont été décrites dans les sessions précédentes.

Le front le plus approché de « l'utopie (0,0) » est celui de machine à aimants en V. Cette machine semble être une bonne candidate pour suivre des études approfondies. La Figure 6 présente les rendements de machines issues des fronts de Pareto (machine P, machine D et machine V) en fonction de la vitesse. La machine dite P est celle qui minimise les pertes et qui possède le volume le plus élevé. Les paramètres qui limitent cette machine sont les dimensions extérieures maximales allouées pour le problème posé. A l'autre extrémité, la machine V est la machine qui minimise le volume. La

limitation sur la densité de courant (contrainte thermique) la vitesse limite et la plage de vitesse exigée (rapport 4 entre la vitesse de base et la vitesse limite) expliquent principalement les raisons qui empêchent cette machine d'avoir un volume plus faible. Enfin, la machine D est la machine dominante. Elle représente le meilleur compromis entre les deux objectifs. Les rendements de toutes les machines restent optimistes. Une amélioration des modèles de pertes (pertes Joule, intégration des pertes harmoniques et des pertes dans l'onduleur) devrait permettre de trouver des rendements plus réalistes.

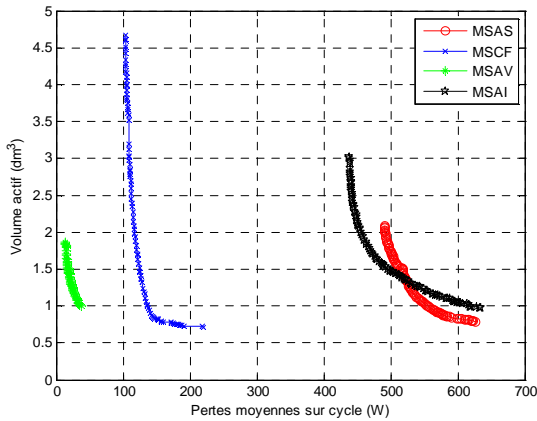
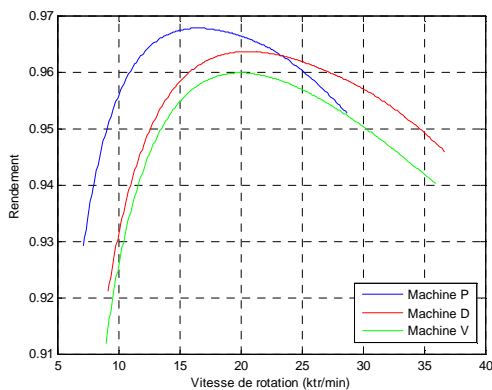
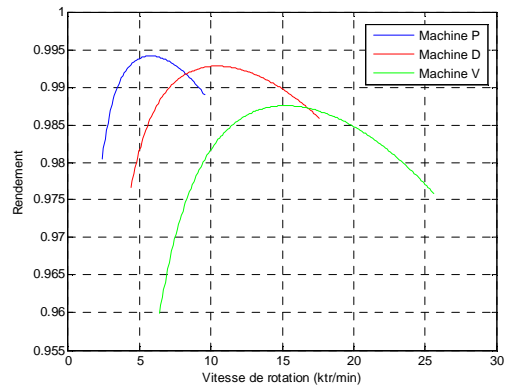


Figure 5. Front de Pareto volume – pertes moyenne sur cycle pour les MSAS:machine synchrone à aimants en surface, MSCF:machine synchrone à concentration de flux, MSAV: machine synchrone à aimants en V et MSAI: machine synchrone à aimants insérés.

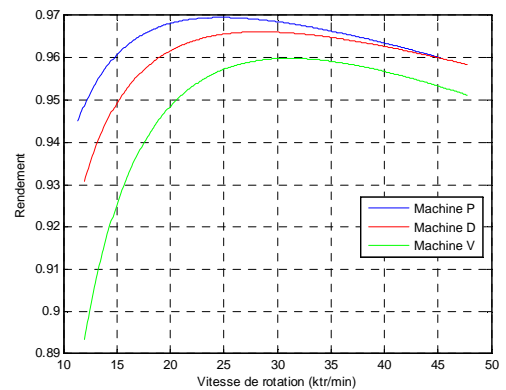
Une remarque particulière sur la machine à aimants en V s'impose en tenant compte de la plage étendue de la vitesse parcourue. Ainsi, La vitesse la plus faible correspond à la vitesse de base choisie pour minimiser les pertes sur la caractéristique maximale à puissance constante. Les pertes Joule sont prépondérantes à basse vitesse, les pertes fer et aérodynamique (dans une moindre mesure) sont les plus importantes à haute vitesse.



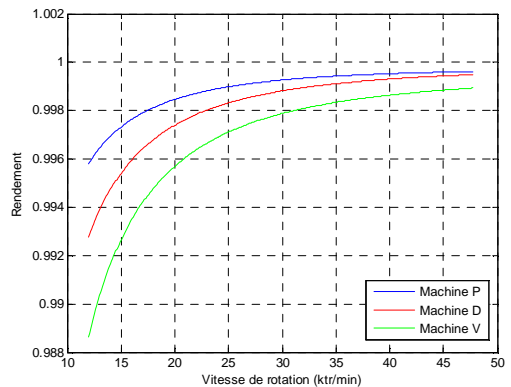
(a) MSAS



(b) MSCF



(c) MSAI



(d) MSAV

Figure 6. Rendement pour les 4 machines ; Machine P : machine qui minimise les pertes ; Machine D : machine dominante ; MachineV :machine qui minimise le volume.

La Figure 7 montre la puissance volumique pour toutes les machines des fronts de Pareto. Si nous nous adressons à la machine à aimants en V qui minimise le volume, nous constatons que celle-ci possède une puissance volumique de l'ordre de 12.5 MW/m^3 (celle des machines hautes vitesses sont de l'ordre 10 MW/m^3). Enfin, toutes les machines minimisant le volume issues du front de Pareto sont données par le logiciel de conception Ansys (Figure 8.a à Figure 8.d) Afin de minimiser aussi les pertes, les MSAV, MSCF et MSAS

cherchent à augmenter la section de passage du flux magnétique et donc diminuer l'induction. Les limitations que rencontre la MSCF par exemple, c'est qu'elle cherche à augmenter le nombre de paires de pôles afin d'assurer la concentration du flux comme nous pouvons le constater sur la Figure 8 (b) ; $p=5$ alors que pour les autres machines $p=3$ dans le cas des machines MSAI et MSAS et $p=4$ pour la MSAV. Cette augmentation du nombre de paires de pôles engendre une augmentation de la fréquence qui conduit à une valeur importante des pertes fer surtout lorsqu'il s'agit d'une application à grande vitesse.

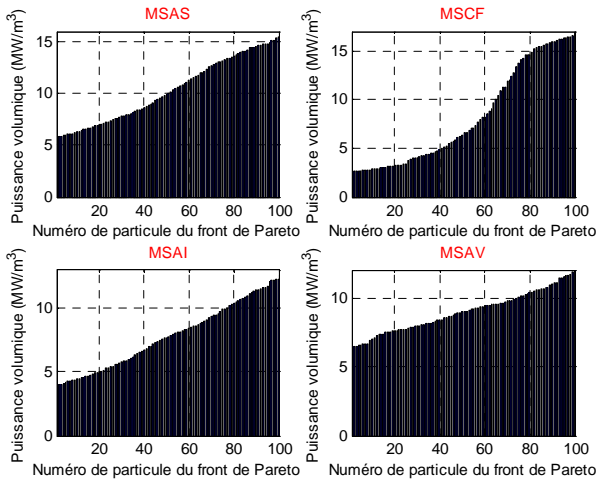
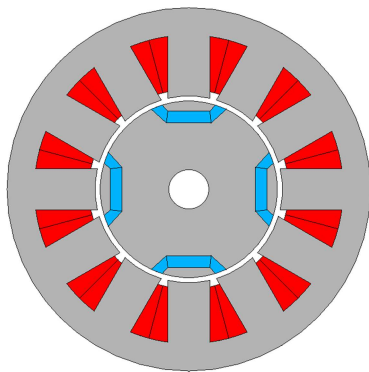
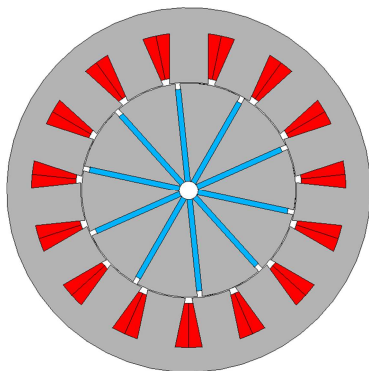


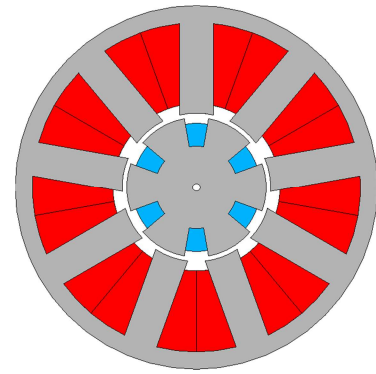
Figure 7. Puissance volumique pour les 4 machines.



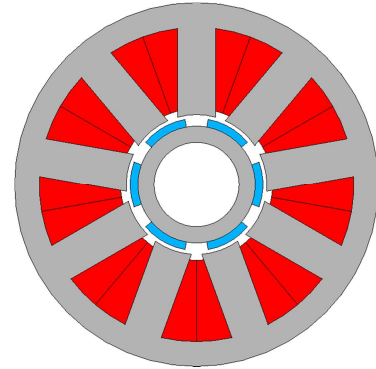
(a) MSAV : rayon extérieur 60,5 mm, longueur active 85 mm



(b) MSCF : rayon extérieur 120 mm, longueur active 12,7 mm



(c) MSAI : rayon extérieur 80,5 mm, longueur active 40,1 mm



(d) MSAS : rayon extérieur 94,5 mm, longueur active 22,1 mm

Figure 8. Représentation des 4 machines issues du front de Pareto minimisant le volume ; (a) : machine à aimants en V, (b) : machine à concentration de flux, (c) : machine à aimants insérés, (d) : machine à aimants en surface.

5. CONCLUSION

Dans cet article, nous avons présenté une comparaison de machines synchrones vis-à-vis du critère de compacité sous contraintes. La machine à aimants en V semble être la meilleure candidate en termes de compromis compacité-pertes pour ce cahier de charges en adoptant des modèles multi-physiques présentés. Cette machine reste sous dimensionnée vis-à-vis des pertes supplémentaires qui ne sont pas prises en compte dans notre cas et qui feront l'objet de travaux ultérieurs. Ces pertes sont : les pertes joules pelliculaires (effet de peau), les pertes harmoniques dans le rotor et les pertes onduleur (par conduction et par commutation). Enfin, nous avons réalisé une méthodologie d'optimisation qui permet de déterminer une vitesse de base sur des critères énergétiques.

6. REMERCIEMENTS

Nous tenons à remercier tous les partenaires du Groupe de recherche "e-MECA" ("électro-Mécanique Embarquée à compacité Améliorée») pour leur soutien technique et financier dans le cadre du projet ANR. Ce groupe associe des laboratoires de recherche universitaires dans le domaine du génie électrique (Tempo, Dynfluid, Satie) en collaboration avec d'autres industries (Valeo, IFP, SKF); l'objectif visé est de développer des machines innovantes qui répondent aux deux exigences : la haute densité de puissance et la compacité. Les chercheurs se sont impliqués pour développer les outils, modèles et méthodologies afin d'élaborer des procédures d'optimisation qui sont à la fois pertinentes et fiables. En outre,

les modèles fonctionnels seront mis en œuvre et validés expérimentalement.

7. REFERENCES

- [1] Projet ANR Transports Terrestres Durables, electro-Mécanique Embarquée à Compacité Améliorée (e-MECA).
- [2] On pourra trouver sur <http://www.metal-pages.com> l'évolution du prix des aimants permanents terres rares.
- [3] X. JANNOT, J.-C. VANNIER, C. MARCHAND, M. GABSI, J. SAINT-MICHEL, D.SADARNAC, Multiphysic Modeling of a High-Speed Interior Permanent Magnet Synchronous Machine for a Multiobjective Optimal Design, IEEE Transactions on Energy Conversion, 2011.
- [4] M. E. H. ZAIM, H. BEN AHMED, and N. BERNARD, "Machines électriques rapides," in Machines électriques non-conventionnelles, EGEM., Lavoisier, Ed. 2011, pp. 123-193.
- [5] LAMGHARI-JAMAL, "Modélisation magnéto-thermique et optimisation de machines rapides : application à la machine synchrone à réluctance variable," Thèse de doctorat de Université de Nantes, 2006.
- [6] X. JANNOT, "Modélisation et optimisation d'un ensemble convertisseur-machine. Application aux systèmes d'entraînement à haute vitesse," thèse de doctorat de SUPELEC, 2010.
- [7] N. BIANCHI, S. BOLOGNANI, and F. LUISE, "Analysis and design of a PM brushless motor for high-speed operations," IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 20, no. 3, pp. 629-637, 2005.
- [8] ARKKIO, T. JOKINEN, and E. LANTTO, "Induction and permanent-magnet synchronous machines for high-speed applications," Proceedings of the Eighth International Conference on Electrical Machines and Systems, vol. 2, pp. 871-876, 2005.
- [9] LOVELACE, T. JAHNS, T. KEIM, and J. LANG, "Mechanical design considerations for conventionally laminated, high-speed, interior PM synchronous machine rotors," IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 40, no. 3, pp. 806-812, 2004.
- [10] J. AUBRY, "Optimisation du dimensionnement d'une chaîne de conversion électrique directe incluant un système de lissage de production par supercondensateurs. Application au houlogénérateur SEAREV.," thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2011.
- [11] K. TIOUA, " Optimisation/Conception des actionneurs à très forte compacité et haute vitesse pour applications embarquées," Rapport de master recherche Physique et Ingénierie de l'Energie, Cachan, 2012