OPTIMISATION MULTIPHYSIQUE D'ALTERNO-DEMARREURS SYNCHRONES A AIMANTS ENTERRES PAR COMBINAISON DE MODELES ANALYTIQUES ET ELEMENTS FINIS

LEGRANGER Jérôme¹, FRIEDRICH Guy², VIVIER Stéphane², MIPO Jean Claude¹

¹Valeo Equipements Electriques Moteur, 2 Rue André Boulle, 94046 Créteil Cedex - France

²Université de Technologie de Compiègne, EA 1006 Laboratoire Electromécanique de Compiègne, 60205

Compiègne Cedex- France

Email: jerome.legranger@valeo.com, guy.friedrich@utc.fr, stephane.vivier@utc.fr, jeanclaude.mipo@valeo.com

<u>Résumé</u>

Un des principaux problèmes des méthodes de conception optimale de machines électriques repose sur la précision et le temps de calcul des modèles utilisés au cours de l'optimisation. Cet aspect est amplifié par la nature multiphysique (magnétique, électrique, mécanique et thermique) de la modélisation de machines, spécialement pour le domaine automobile sujet à de fortes contraintes thermiques avec des températures sous capot supérieures à $100\,$ °C.

Le présent papier propose un modèle de dimensionnement optimal multiphysique couplé de machines à aimants enterrés simple couche à bobinage réparti fonctionnant en tant qu'alterno-démarreur (ISG) automobile basé sur l'association de modèles analytiques et éléments finis. La détermination des flux dans la machine est déléguée à un modèle éléments finis 2D non-linéaire associé à la théorie de Park. Cette méthode permet également d'estimer les formes d'onde des inductions dans le stator et d'en déduire de facto les pertes fer de la machine. Ces flux sont ensuite injectés dans un modèle électrique à base de circuit équivalent fondé sur l'hypothèse de premier harmonique pour les courants. Les températures sont déterminées par l'intermédiaire d'une approche nodale 3D en régime permanent et transitoire. Finalement, un modèle mécanique analytique permet de vérifier la résistance des ponts magnétiques rotoriques aux forces centrifuges au travers d'un calcul de résistance des matériaux.

Ces modèles ont été incorporés dans une boucle d'optimisation utilisant conjointement des optimiseurs de type Simplex Séquentiel (SSq) et Sequential Quadratic Programming (SQP) et donc évalués automatiquement à chaque itération.

Une comparaison entre un dimensionnement optimal d'ISG utilisant un modèle thermique simplifié à base de densités de courant et un modèle thermique nodal conclura l'article.

Mots Clés. Modèles Multiphysiques, Alterno-démarreur, Automobile, Thermique, Otpimisation, Machine à aimants enterrés

1 - INTRODUCTION

Les machines à aimants permanents enterrés à bobinage réparti (IPM) sont des candidats attractifs pour les applications alterno-démarreurs automobiles [1] notamment dans le cadre du projet PREDIT ANR Machines électriques et électronique intégrée (M2EI) [2] ou des véhicules comme la Toyota Prius en raison de leur rendement important (pertes rotoriques faibles), leur aspect brushless, leur fort couple massique et enfin leur grande plage de défluxage [4][5].

Cependant, le dimensionnement optimal d'ISG IPM est sujet à des spécifications contraignantes voire contraires [6], comme un fort couple de démarrage dans un volume limité ou des puissances importantes en mode générateur avec des températures sous capot de plus de 100℃.

De ce fait, les méthodes d'optimisations sont obligatoires afin de déterminer la meilleure machine satisfaisant toutes ces exigences. Ces méthodes impliquent les choix stratégiques de variables d'optimisation, fonction objectif et contraintes [9] mais également le type d'optimiseur utilisé et enfin les modèles multiphysiques associant un faible temps de calcul, une grande robustesse et une bonne précision.

L'objectif de cet article est de présenter un modèle multiphysique associant ces critères pour une machine électrique à aimants enterrés simple couche et bobinage réparti, même si la méthode de conception optimale est applicable à d'autres types de machines avec de légères modifications des modèles. En effet, une cartographie de flux de la machine incluant la saturation croisée est obtenue par éléments finis 2D et la théorie de Park. Les pertes fer sont estimées au travers de la formule de Bertotti et de la forme de l'induction dans l'entrefer obtenue au travers du calcul précédent. Ensuite,

un modèle tridimensionnel thermique à constantes réparties estime des températures clés comme celles des bobinages. Finalement, un modèle mécanique à base de résistance des matériaux vérifie que les ponts magnétiques rotoriques sont suffisamment épais pour résister aux forces centrifuges. Ces modèles sont validés par comparaison avec des mesures expérimentales ou des modèles de référence.

Ces modèles multiphysiques couplés associés à des optimiseurs de type Simplex Séquentiel (SSq) et Sequential Quadratic Programming (SQP) sont exercés sur le cahier des charges d'un ISG de berline afin de démontrer l'intérêt d'un modèle thermique nodal par rapport à un modèle thermique simplifié à base de densités de courant.

2 - APPROCHE DE CONCEPTION OPTIMALE

L'approche de conception optimale proposée combine une modélisation multiphysique avec des optimiseurs de type SSq puis SQP afin de satisfaire le cahier des charges d'un alterno-démarreur automobile avec pour fonction objectif la minimisation de la longueur du paquet de tôle de la machine.

Le choix de ces algorithmes déterministes repose sur un compromis entre le temps de calcul, la recherche d'un optimum global et la facilité de satisfaire les contraintes [7]. En effet, il résulte, d'une part, du fait que la fonction objectif envisagée est mono-objectif (ce qui limite l'intérêt d'utiliser des algorithmes génétiques) et, d'autre part, que le temps de calcul des modèles multiphysiques couplés mis en jeux est long. L'utilisation successive des deux méthodes permet de pallier les problèmes de globalité des algorithmes SQP en positionnant leur solution initiale aussi proche que possible de l'optimum global tout en gardant un temps de calcul raisonnable.

Cette méthode de conception totalement implémentée sous MATLAB est appliquée à une structure de machine radiale à aimants enterrés à plat simple couche.

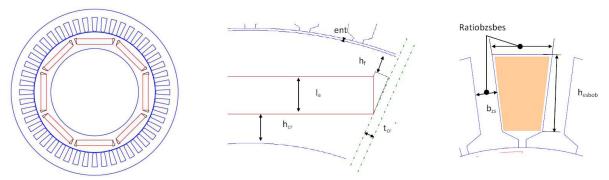


Figure 1 : Coupe de la machine synchrone étudiée avec paramétrage

Plus spécifiquement, l'optimisation est basée sur trois catégories de variables de conception :

- Variables rotoriques: la (hauteur de l'aimant), hcr, tcr, hf (positionnement aimant rotorique)
- Variables statoriques: ent (hauteur d'entrefer), R_{is} (rayon d'entrefer), ratiobesbzs (rapport entre la largeur des dents et des encoches), h_{esbob} (hauteur bobinable d'encoche) et N_{cond} (Nombre de conducteurs en série par encoche)
- Variable commune : L_{zs} (longueur du paquet de tôles)

Le modèle de conception multiphysique regroupe 4 modèles: magnétique, thermique électrique et mécaniques. Le choix des types de modèles (différenciés en analytiques, numériques, semi-numériques selon la granulométrie ou degré de prise en compte de la géométrie exacte de la machine) ainsi que du mode de couplage résulte d'un compromis entre le temps de calcul et la précision.

Selon la figure 2, le modèle analytique mécanique fondé sur un calcul statique de résistance du pont magnétique au dessus des aimants rotoriques aux forces centrifuges est totalement découplé des autres modèles en considérant les effets de magnétostriction et de dilatation comme secondaires.

Les modèles semi-numériques thermique, consistant en un réseau de résistances thermiques 3D, et électrique, basé sur la théorie de Park, sont couplés en raison de la dépendance des résistances avec la température. Ce calcul est répété pour chacun des points de fonctionnement du cahier des charges.

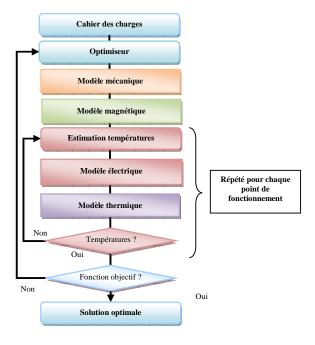


Figure 2 : Organigramme de l'optimisation

Enfin, bien que le modèle numérique magnétique, fondé sur une cartographie de flux calculés par éléments finis, soit couplé au modèle électrique par l'intermédiaire de la non linéarité des courbes de première aimantation des matériaux, il est calculé en dehors de la boucle thermique électrique. Ce choix permet de prendre en compte la saturation et la saturation croisée tout en limitant le temps de calcul.

3 - MODELE MAGNETIQUE

3.1 - Cartographie de flux

Le modèle magnétique est une cartographie de flux associant un modèle de Park (modèle dq) [8]- [11] et une méthode de calcul par éléments finis statiques 2D (logiciel MATLAB SEF de [10]).

Le modèle repose sur l'hypothèse que les flux d'axe d et q sont indépendants de la position rotorique. De ce fait, il prend en compte la saturation et la saturation croisée.

$$\Psi_{d} = \Psi_{d}(i_{d}, i_{q}) \text{ et } \Psi_{q} = \Psi_{q}(i_{d}, i_{q})$$
Eq. 1

La cartographie de flux consiste, en effet, à définir une grille de courants dans les axes d et q afin de calculer les flux principaux d'axe d et q. Ces courants sont ensuite injectés dans un modèle éléments finis 2D statique [10] qui détermine les flux dans les trois phases, puis les flux magnétisants d'axe d et q par une transformée de Park inverse.

Le phénomène de saturation simple est illustré par la cartographie de flux d'axe q tandis que la saturation croisée est plus visible dans l'axe d.

Les inductances de fuite de tête de bobines sont calculées à partir des formules de [12].

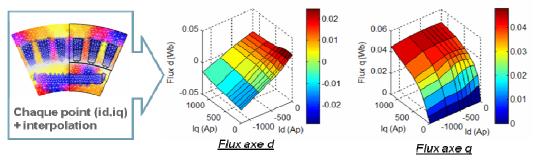


Figure 3: Principe du calcul des cartographies de flux dans les axes d et q

Outre un couplage avec le modèle électrique, ce modèle permet d'estimer le couple par l'intermédiaire de la formule :

$$C_{em} = \frac{3}{2} p\left(\Psi_{d}(i_{d}, i_{q})i_{q} - \Psi_{q}(i_{d}, i_{q})i_{d}\right)$$
 Eq. 2

La figure 4 démontre l'intérêt de la prise en compte de la saturation croisée en comparant le modèle précédent avec un modèle sans saturation croisée et une méthode de travaux virtuels du logiciel FLUX 2D, considérée comme référence.

La précision du modèle avec saturation croisée est en effet de plus de 90 % quelque soit l'angle de couple alors qu'elle n'est que de moins de 50 % pour le modèle sans saturation croisée pour la machine de référence de [9].

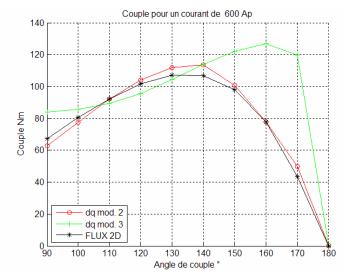


Figure 4 : Calcul de couple à paramètres identiques avec dq mod 2 : sans saturation croisée, dq mod 3 : avec saturation croisée, FLUX 2D : travaux virtuels

3.2 - Cartographie de pertes

Un grand nombre de méthodes différentes permettent de prédire les pertes fer dans les machines électriques de manière empirique (Bertotti) ou par éléments finis (Preisach, Modèle LS...). Elles diffèrent selon le choix de :

- la forme d'onde d'induction : hypothèse de variation trapézoïdale ou calcul par éléments finis temporels...
- précision: hypothèse du premier harmonique, prise en compte des champs pulsants, des cycles d'hystérésis mineurs...
- temps de calcul...

Dans le cadre d'un modèle de conception optimale nécessitant un faible temps de calcul, l'approche proposée consiste premièrement à utiliser la formulation empirique de pertes fer de Bertotti en négligeant les cycles mineurs d'hystérésis ainsi que l'aspect pulsatoire des inductions. Les pertes sont de facto séparées en pertes par hystérésis et par courant de Foucault :

$$P_{\text{hyst\acute{e}r\acute{e}sis}} = K_h B^n f \text{ et } P_{\text{courant foucault}} = \frac{ep^2}{12 \rho} \frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{dB}{dt}\right)^2 dt$$
 Eq. 3

où K_h et n sont des cœfficients de pertes par hystérésis, B l'induction, f la fréquence, ep l'épaisseur des tôles et ρ la résistivité des tôles.

Ensuite, pour le stator, la forme d'onde d'induction dans l'entrefer à vide et en charge est obtenue à partir des calculs éléments finis du modèle magnétique précédent. L'induction dans les dents (ou culasses) statoriques s'en déduit en estimant que le flux d'entrefer passe intégralement dans les dents (ou les culasses) sans fuite.

Par exemple pour la denture, elle est exprimée en fonction de la position θ par :

$$B_{dent} = \frac{1}{b_{zs}} \int_{\theta}^{\theta + \tau_s} B_{ent} R_{is} d\alpha$$
 Eq. 4

avec τ_s le pas dentaire, b_{zs} la largeur de dent, B_{ent} la composante radiale de l'induction dans l'entrefer et R_{is} le rayon d'entrefer.

Cette démarche aboutit finalement à la création d'une cartographie de pertes en fonction des courants d'axe d et q de manière similaire à la cartographie de flux.

Elle dispose d'une précision de 90% par rapport à un calcul de pertes par éléments finis (FLUX 2D) [7] associé au modèle de Bertotti et met en exergue l'augmentation des pertes fer totales avec le défluxage pour la machine de référence de [9].

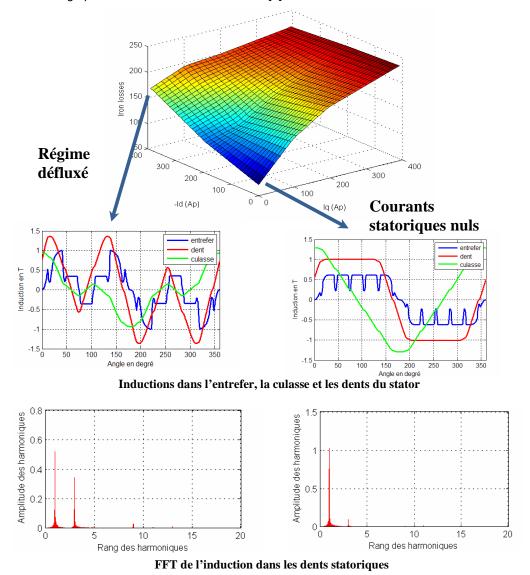


Figure 5 : Comparaison des pertes à vide et en régime défluxé

En effet, le défluxage permet certes de réduire le fondamental de l'induction dans l'entrefer et de facto le fondamental de l'induction dans les dents du stator, passant de 1 à 0.5 T. Toutefois, il s'accompagne d'une augmentation du taux d'harmoniques en particulier du 3 ^{ième} et 9 ^{ième} dû en partie à une augmentation de la composante zig-zag du flux statorique [14]. Ces harmoniques engendrent la part la plus importante des pertes fer car celles-ci dépendent, en première approximation, de la fréquence des harmoniques au carré.

4 - MODELE THERMIQUE

Dans le cadre d'un dimensionnement optimal, un modèle 3D nodal (en régime permanent et transitoire) associé à des estimations des coefficients de convection par corrélations empiriques est le moyen le plus efficace de déterminer la température au sein de la machine en régime permanent ou transitoire. Comme l'environnement thermique exact de l'IPM n'est pas entièrement connu lors du dimensionnement, les deux hypothèses suivantes sont émises :

- La température de l'arbre sur lequel est montée la machine est une donnée du cahier des charges
- Les échanges thermiques entre le stator et l'air ambiant se font par convection naturelle au travers d'ailettes de refroidissement.

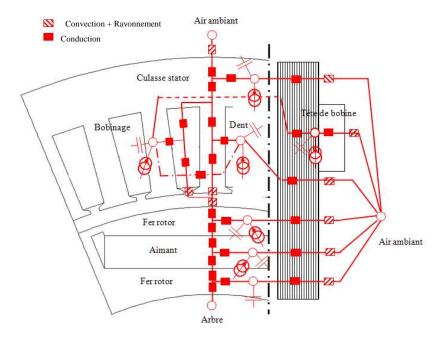


Figure 6 : Réseau de résistances et capacités thermiques

4.2 - Résistances de conduction

Les résistances de conduction permettent le calcul de la température moyenne au sein de chaque solide grâce à la résolution des équations de la chaleur en supposant les sources uniformément distribuées dans le volume, le flux de chaleur unidirectionnel et le matériau uniforme.

La détermination de la conductivité thermique équivalente du bobinage comprend le facteur de remplissage, la disposition des conducteurs dans l'encoche et le nombre de conducteurs par encoche [15] alors que la conductivité du fer est simplement anisotrope.

4.3 - Résistances de convection

Les coefficients de convection dépendent du type de convection (naturel, mixte ou forcé), de la nature des écoulements (laminaires ou turbulents) et de la température du fluide. Ces coefficients sont obtenus à partir de corrélations empiriques basées sur des nombres adimensionnels [16] :

1) Flanc du rotor : les parties frontales du rotor sont assimilables à des disques lisses soumis à de la convection forcée. Parmi l'ensemble des auteurs [15] qui traitent de ce sujet, nous choisissons la corrélation de Dorfmann et Kreith, qui stipule que le cœfficient de convection pour un flux laminaire et un nombre de Reynolds inférieur à 250 000 est :

$$h_{c} = 0.35 \lambda_{air} \left(\frac{\omega}{v}\right)^{1/2}$$
 Eq. 5

avec λ_{air} la conductivité thermique de l'air, ω la vitesse de rotation et υ la viscosité cinématique de l'air.

Pour un régime turbulent, avec un nombre de Reynolds supérieur à 250 000 :

$$h_{c} = 0.0195 \frac{\lambda_{air}}{R_{er}} \left(\frac{\omega R_{er}^{2}}{\upsilon} \right)^{0.8}$$
 Eq. 6

avec Rer rayon extérieur du rotor.

1) Surface extérieure du stator : le coefficient de convection est calculé en deux étapes. Premièrement, la surface extérieure est supposée lisse (sans ailettes). De ce fait, le nombre de Nusselt est estimé avec la corrélation de Churchill et Chu sur un cylindre horizontal :

$$Nu = \left(0.6 + 0.387 \left(\frac{R_{ad}}{\left(1 + \left(\frac{0.559}{\text{Pr}}\right)^{9/16}\right)^{16/9}}\right)^{1/6}\right)^{2}$$
 Eq. 7

avec le nombre de Rayleigh :

$$R_{ad} = \frac{g\beta \Pr}{v^2} D_h^3 (T - T_{air})$$
 Eq. 8

où g est la constante de gravité, T_{air} et T la température de l'air et du stator, β le coefficient d'expansion du fluide, P_r le nombre de Prandtl.

Dans un second temps, le coefficient de transfert précédent est augmenté par le coefficient m :

$$m = \xi \frac{S_{lisse}}{S_{ailettes}}$$
 Eq. 9

où S_{lisse} est la surface extérieure sans ailettes, S_{ailettes} la surface totale avec ailettes. Le cœfficient d'efficience d'ailettes est :

$$\xi = \frac{1}{n d} \frac{\frac{h}{n d} + \tanh(n d)}{1 + \frac{h}{n d} \tanh(n d)} \text{ et } n = \sqrt{\frac{2 h}{\lambda L}}$$
Eq. 10

où d est l'épaisseur de l'ailette, L sa longueur, h le cœfficient de transfert et λ le coefficient de conductivité thermique de l'ailette.

4.4 - Validation

La validation consiste à chauffer le stator de l'IPM de [9], mécaniquement fixe (sans rotation), par une source de pertes joules au moyen d'une alimentation de laboratoire.

Une fois le régime permanent atteint, le courant et la tension primaire sont mesurés afin de déterminer ces pertes Joule primaires.

L'écart entre les températures mesurées et calculées est inférieur à 6 %.



Température en ℃	Bobinage encoche	Bobinage chignon	Dent stator	Arbre	Air ambiant
Modèle	152	154	111	85	29
Mesures	145	146	110	85	29

Figure 7 : Températures machine pour des pertes Joule de 320 W

5 - MODELE ELECTRIQUE

Comme le modèle magnétique, le modèle électrique est basé sur la théorie des deux axes en régime permanent. Les tensions aux bornes des bobinages statoriques sont issues de la traduction de la loi d'ohm généralisée au moyen de la transformée de Park puis par l'ajout successif des pertes fer et mécaniques. De ce fait, la tension la tension aux bornes de la machine est de :

$$\begin{aligned} & v_{d} = R(T_{cu})i_{d} - \omega_{e} \; \psi_{q}(i_{d}, i_{q}) \\ & v_{q} = R(T_{cu})i_{q} + \omega_{e} \; \psi_{d}(i_{d}, i_{q}) \end{aligned}$$
 Eq. 11

La particularité du modèle consiste à intégrer une loi de commande en courant de la machine en déterminant les courants d'axe d et q optimaux afin de minimiser les pertes totales (fer et joules) de la machine pour chaque point de fonctionnement au moyen d'une optimisation SQP interne, sous contrainte de tension onduleur maximale et d'obtention du couple (ou de la puissance) requis.

6 - MODELE MECANIQUE

Le modèle mécanique est un modèle purement analytique basé sur un calcul statique de résistance des matériaux. Le modèle permet de vérifier que la hauteur du pont magnétique h_f est suffisante pour éviter que les forces centrifuges ne viennent projeter l'aimant dans l'entrefer dans le cadre d'un fonctionnement à haute vitesse.

La méthode issue de [13] consiste à assimiler l'aimant ainsi que la portion de tôle au dessus de l'aimant à une couronne de hauteur h_f et de densité équivalente, puis à vérifier que la contrainte résultante ne dépasse pas la limite élastique de la tôle moyennant un coefficient de sécurité.

7 - OPTIMISATION

L'objectif est de comparer la modélisation précédente basée sur un quadruple modèle mécanique, thermique électrique et magnétique couplés avec une autre modélisation dont le modèle thermique est limité au choix de densités de courant maximales. Les autres parties des modèles (mécanique, magnétique, électrique) restent inchangées entre les deux modélisations. Les deux approches sont exercées sur le même cahier des charges avec les mêmes optimiseurs.

7.1 - Cahier des charges

Le dimensionnement optimal des IPM consiste à vérifier la possibilité d'intégration mécanique de l'ISG entre la boite de vitesse et le moteur thermique. La fonction objectif consiste donc à minimiser la largeur L_{7S} du paquet de tôles de la machine. Les contraintes sont de 4 types.

Premièrement, un espace couple vitesse avec 3 points de fonctionnement :

- Un en régime démarreur : 180 Nm @ 100 tr/min
- Deux en régime générateur : 6 kW @ 1500 tr/min et 10 kW @ 6000 tr/min Ensuite, des contraintes dimensionnelles et mécaniques :
- Le diamètre extérieur est fixé à 255 mm au maximum et à 134 mm au minimum pour l'alésage rotorique
- Les ponts magnétiques du rotor doivent supporter la vitesse mécanique maximale de la machine soit 8000 tr/min
- L'entrefer minimal est fixé à 0.5 mm

Pour les contraintes électriques, la machine est alimentée par une batterie de 300 Vdc.

Finalement, le moteur est refroidi par convection naturelle au moyen d'ailettes de refroidissement en aluminium (50 ailettes de refroidissement de 40 mm de hauteur). La température maximale des bobinages est de 230°C pour la résolut ion avec modèle thermique nodal. Les points en régime générateur doivent être tenus de manière permanente pour une température ambiante de 120°C, tandis que le point démarreur est dimensionn é afin de supporter 10 démarrages successifs à froid soit 30°C. Pour le modèle thermique avec des densités de courant, en régime démarreur la densité maximale est fixée à 40 A/mm² pour une température bobinage de 40°C et de 15 A/m m² avec 230°C en mode générateur.

Enfin, le même type de tôle Fer silicium (M45) et aimants permanents sont utilisés.

7.2 - Résultats optima

La figure 8 résume les principales dimensions et paramètres des IPM obtenus par optimisation SSq puis SQP.

	Modèle 1 : densités de courant	Modèle 2 : thermique
Coupe		
Temps de calcul SQP	12 H	30 H
Nombre de paire de pôles	4	4
Nombre d'encoches	48	48
Nombre de spires par phase	40	32
Rayon intérieur du rotor	67.0 mm	67.0 mm
Rayon intérieur du stator	92.0 mm	93.0 mm
Hauteur des aimants	11.0 mm	7.0 mm
Hauteur des encoches	24.0 mm	20.3 mm
Longueur paquet de tôles	26.0 mm	43.0 mm
Hauteur pont	3.0 mm	2.7 mm
Poids total	9.9 kg	13.6 kg
Poids aimants	0.9 kg	0.9 kg
Point démarreur 180 Nm 100 tr/min (courant, rendement, pertes joule/fer, thermique)	620 Aeff 11 % 15 kW / ~0 Kw 40 A/mm ²	400 Aeff 27.2 % 5 kW / ~0 kW 32 °C
Point générateur 2 10 kW 6000 tr/min (courant, rendement, pertes joule/fer, thermique)	56.4 Aeff 83.6 % 0.2 kW / 0.9 kW 3.7 A/mm ²	42.5 Aeff 81 % 0.1 kW / 1.3 kW 230°C

Figure 8 : Résultats optimaux sur les deux modèles

Le moteur dimensionné avec le modèle 1 (densités de courant) est presque deux fois moins large que le moteur dimensionné avec le modèle 2 (thermique nodal). Le gain observé en termes de largeur se concrétise par un gain similaire en termes de masse avec une 9.9 kg contre 13.6 kg.

Toutefois, l'impact est moins significatif sur les masses d'aimants seuls, avec respectivement 940 g et 910 g. Ce résultat est imputable à une hauteur d'aimant 1.5 fois plus grande pour le second moteur que le premier en raison des conditions de non démagnétisation des aimants en mode démarreur. Le flux magnétique démagnétisant est en effet supérieur pour la machine dimensionnée avec des densités de courant (courant axe d de -617 Ap avec 5 conducteurs par encoche pour le modèle 1 contre -428 Ap avec 4 conducteurs pour le modèle 2).

Pour ce point de fonctionnement, l'optimiseur a effectué un compromis entre le respect de la condition de production de couple et donc l'injection d'un plus fort courant (dans la limite des 40 A/mm²) pour une machine de faible largeur et la condition de non démagnétisation des aimants notamment en agissant sur le nombre de spires et la hauteur du pont magnétique. Les densités de courant en mode générateur sont inférieures à la limite de 15 A/mm².

Pour le second modèle, ce sont les températures maximales des bobinages en mode générateur de 230℃ qui contraignent l'optimiseur. Malgré le fort échauffement joule en mode démarreur avec 5 kW de pertes, la température de la machine reste basse en raison de la constante de temps thermique.

L'optimiseur minimise alors la largeur de la machine et ipso facto la surface extérieure d'échange thermique tout en produisant le moins de pertes fer possibles (ces pertes état majoritaires à 6000 tr/min) et en respectant la condition de production de puissance.

En effet, ce sont les pertes fer qui contribuent à un échauffement de la machine et non seulement les pertes joules que le modèle à base de densités de courant ne prend pas en compte.

8 - CONCLUSION

Un modèle multiphysique couplé avec des optimiseurs SQP et SSq a été présenté et validé. Les modèles analytiques et numériques sont un compromis entre le temps de calcul et la précision.

Le modèle magnétique combine une transformée de Park avec un calcul de flux en éléments finis afin de prendre en compte la saturation simple et la saturation croisée.

Le modèle de pertes fer consiste à estimer la forme d'onde de l'induction dans le stator par conservation du flux obtenue à partir des calculs éléments finis du modèle magnétique précédent et le modèle de Bertotti. Le contenu harmonique des inductions en régime défluxé est alors pris en compte.

Le modèle thermique 3D en régime transitoire prédit les températures en des points clés de la machine dont le cuivre.

L'exemple d'application a par ailleurs démontré l'utilité d'un modèle thermique par rapport à un modèle à base de densité de courant ne prenant pas en compte les échauffements fer particulièrement à haute vitesse.

Finalement, bien que la méthode soit présentée à titre d'exemple sur une machine à aimants à plat, elle est parfaitement utilisable pour d'autres types de machines synchrone à bobinage distribué avec aimants en V, ou à rotor bobiné.

REFERENCES

- [1] E. C. Lovelace, T. M. Jahns, J. L. Kirtley Jr. and J. H. Lang, *An interior PM starter/alternator for automotive applications*, Proc. Int. Conf. Elect. Mach., vol. 3, pp. 1802-08, 1998.
- [2] Présentation du projet M2EI, ww.predit.prd.fr/predit3/documentFo.fo?cmd=visualize&inCde=31496
- [3] S. Brisset, Démarches et outils pour la conception optimale des machines électriques, HDR Lille, 2007
- [4] R.F. Schiferl and T.A. Lipo, *Power capability of salient pole permanent magnet synchronous motors in variable speed drive applications*, IEEE Trans. on Indus. Appl., vol. 26, no. 1, pp. 115-123, Jan./Feb. 1990.
- [5] G. Friedrich, L. Chédot and J.M. Biedinger, *Comparison of two optimal machine design for integrated starter-generator applications*, in Proc. Int. Conf. Elect. Mach., Aug. 2002, CD-ROM.
- [6] B-H. Bae and S.K. Sul, *Practical design criteria of interior permanent magnet synchronous motor for 42V integrated starter-generator*, IEMD03 Conf., vol. 2, pp. 656-662, 2003
- [7] J. Legranger, Contribution à l'étude des machines brushless à haut rendement dans les applications de moteurs-générateurs embarqués, Thèse LEC, Mai 2009
- [8] L. Vido, Etude d'actionneurs électriques à double excitation destinés au transport. Dimensionnement de structures synchrones, Thèse SATIE, 2004
- [9] L. Chédot, G. Friedrich and J.M. Biedinger, *Integrated Starter Generator: The need for an Optimal Design and Control Approach. Application to a Permanent Magnet Machine*, IEEE Trans. on Ind. Appl., vol. 43, No.2,pp. 551-559, Mar./Apr. 2007.
- [10]S. Vivier, Notes de laboratoire concernant le codage d'un logiciel éléments finis 2D MATLAB, 2008.
- [11] Miller, T. J. E., et al., *Performance estimation of interior permanent magnet brushless motors using the voltage driven flux MMF diagram*, IEEE trans. on Magnetics, Vol. 42, 7, pp. 1867-1872, juillet 2006.
- [12] M. Liwschitz, Calcul des machines électriques, Book SPES Lausanne, 1969

- [13] Binder, A., Schneider, T. et Klohr, M., Fixation of buried and surface mounted magnets in high speed permanent magnet synchronous machines, IEEE trans on industry application, Vol. 42, 4, pp. 1031-1036, juillet 2006.
- [14] Zivotic-Kukolj, V, Soong, W. L. et Ertugrul, N., *Iron loss reduction in an interior PM automotive alternator, IEEE trans. on industry application*, 2006, Vol. 42, 6, pp. 1478-1486.
- [15] B. Renard, Etude expérimentale et modélisation du comportement thermique d'une machine électrique multifonction, application à un alterno-démarreur, Thèse ENSMA. 2003.
- [16] F.P. Incropera, D. P. Dewitt, *Introduction to heat transfer*, Third edition, John Wiley and Sons, 1996