

Dimensionnement optimal de machine à aimants permanents internes sur cycle de fonctionnement pour des applications de véhicules hybrides

Sullivan KÜTTLER*, Khadija EL KADRI BENKARA, Guy FRIEDRICH, Abdenour ABDELLI†, Franck VANGRAEFSCHÈPE

*LEC : Laboratoire d'Électromécanique de Compiègne, UTC, BP 20259, 60205 Compiègne Cedex,
†IFPEN : 1-4 avenue de Bois-Préau, 92852 Rueil-Malmaison

sullivan.kuttler@irt-systemx.fr, kelkadri@utc.fr, guy.friedrich@utc.fr, abdenour.abdelli@ifpen.fr, franck.vangraefschep@ifpen.fr

RÉSUMÉ – Le dimensionnement optimal de machines électriques sur cycles de fonctionnement variable reste délicat et est un enjeu dans le domaine automobile où il est important de réduire le volume des matériaux utilisés pour des raisons de place limitée sous le capot et de compétitivité. La minimisation de ce volume est limitée par deux phénomènes physiques que sont la saturation magnétique et l'élévation de la température au niveau des enroulements ou des aimants permanents. Ainsi, un dimensionnement optimal en termes de volume doit s'appuyer sur un modèle multi-physique électromagnétique-thermique couplé. L'article propose une démarche de dimensionnement optimal originale s'appuyant sur deux modèles : un modèle électromagnétique rapide dans lequel la température est prise en compte de manière indirecte à travers des densités de courant. Ce modèle est utilisé dans un optimiseur SQP. Un modèle électromagnétique-thermique couplé permettant de déterminer l'évolution thermique en différents points de la machine lors de l'application d'un cycle de fonctionnement connu. Ce modèle plus complexe que le précédent conduit à des temps de calculs très importants, particulièrement lors des cycles de fonctionnement de longue durée. L'article propose de décrire la stratégie d'utilisation conjointe de ces deux modèles dans le cadre d'une réduction du volume extérieur des parties actives d'une machine à aimants permanents. Les deux modèles seront décrits et les résultats d'optimisation seront donnés et commentés.

Mots-clés—Cycle, réduction de volume, modélisation multi-physique, couplage thermique-électromagnétique.

1. INTRODUCTION

Dans le cadre d'application de véhicules hybrides, l'intégration du cycle de fonctionnement de la machine électrique est un enjeu majeur dans le but de minimiser le volume de la machine électrique. En effet, les sollicitations qui lui sont demandées sont particulièrement intermittentes voir impulsionnelles comme nous pouvons l'observer à travers des profils de conduite type comme les cycles Artémis comme décrit sur la Fig.1. Les températures au sein de la machine peuvent alors varier fortement. Ses températures internes n'étant pas établies, ses limites de fonctionnement doivent donc être déterminées par simulation thermique du cycle entier afin de connaître les points chauds à l'instant le plus critique du cycle.

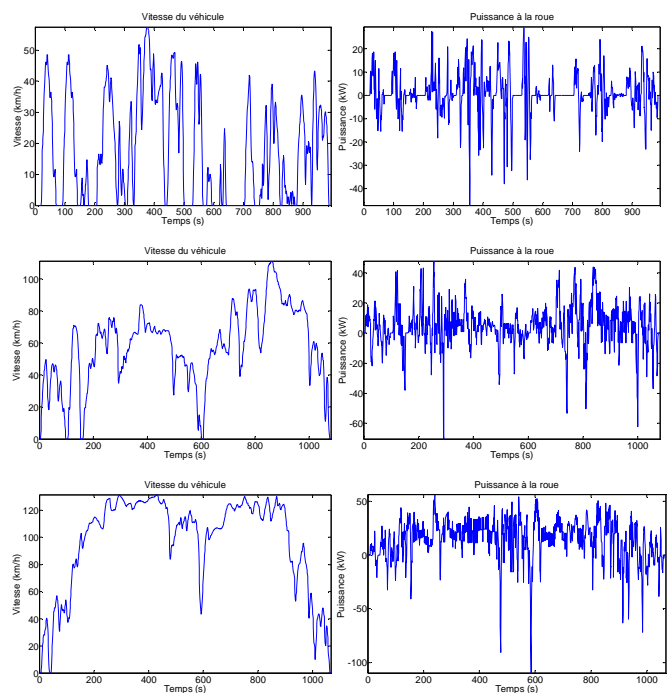


Fig.1 : Cycle Artémis en zone urbaine (haut), sur route (milieu) et sur autoroute (bas).

La notion de cycle a été introduite dans l'optimisation du dimensionnement de la machine pour un véhicule électrique dans [1] dont le but est de minimiser les pertes sur cycle ainsi que le courant efficace au point de base. La simulation sur cycle est particulièrement rapide pour être intégrée au processus d'optimisation du fait que la thermique est limitée indirectement par la densité de courant ; une forte réduction de modèles a alors été appliquée dans le but de réduire le temps du processus. La machine est alors dimensionnée pour un régime permanent et répond aux contraintes de rendement et d'autonomie liées à la problématique des véhicules électriques. Dans [2], le cycle, relativement riche, a été simplifié par une méthode de pondération appelée classification par partitionnement. Ainsi ce cycle simplifié a été pris en compte dans le dimensionnement

de la machine électrique. Dans notre cas, nous ne ferons pas de simplification du cycle ni des modèles pour être au plus juste de la réalité ce exige une modélisation électromagnétique-thermique trop fine et trop longue pour être intégrée au processus d'optimisation. C'est pourquoi nous effectuerons dans une première étape un dimensionnement optimal utilisant un modèle électromagnétique rapide de la machine électrique minimisant son volume par une réduction de son volume de fer en travaillant avec saturation des matériaux magnétiques et par une réduction de son volume de cuivre (et donc des encoches et des dents) en autorisant des densités de courant élevées. Comme la thermique n'est pas vérifiée à cette étape, une simulation électromagnétique-thermique sur cycle permet de réajuster la densité de courant autorisée de l'étape l'optimisation jusqu'à obtenir une machine minimisée en fer et en cuivre et dont les températures critiques sur cycle sont proches des limites fixées. Cet article présente le bilan des travaux de thèse de [3].

Dans un premier temps, cet article présentera l'état de l'art sur les modélisations multi-physique électromagnétique-thermique couplés. Dans un second temps, la qualité des résultats dépendant de la qualité des modèles, une description des modèles électromagnétique rapide et électromagnétique-thermique fin sera donnée. Ensuite, une présentation de la méthode de dimensionnement utilisant conjointement les deux modèles sera détaillée. Pour finir, cette méthode sera appliquée pour exemple au dimensionnement de la machine électrique d'un véhicule hybride de type Kangoo. Les résultats en termes de réduction de volume extérieur, de réduction de masse et de performances sur cycle seront analysés et commentés par rapport à une machine initiale optimisée pour un régime permanent.

2. ÉTAT DE L'ART SUR LA MODELISATION MULTI-PHYSIQUE

Les performances de la machine sont estimées sur tout son espace de fonctionnement de par les cycles de fonctionnement sur une large plage de vitesse. Il est alors nécessaire d'implanter des lois de contrôle optimal tenant compte des non-linéarités de certains phénomènes électriques, magnétiques et thermiques ainsi que des limites de fonctionnement (limite en tension, courant et puissance) imposées par les équipements électriques que sont la batterie et l'onduleur [4]. Bien entendu, afin d'estimer au mieux les performances de la machine, les modèles développés nécessitent d'être couplés étant donné que de nombreuses caractéristiques sont dépendantes de la thermique et réciproquement. [6] résume le couplage électromagnétique-thermique à partir de caractéristiques physiques non-linéaires dans la machine qui sont la résistivité du cuivre et l'induction rémanente des aimants :

$$\begin{aligned} \rho(T) &= \rho_0 \cdot [1 + \alpha_{Cu} \cdot (T - T_0)] \\ B_r(T) &= B_{r0} \cdot [1 + \alpha_{Br} \cdot (T - T_0)] \end{aligned} \quad (1)$$

Avec ρ_0 la résistivité électrique à 20°C [$\Omega \cdot m$],
 α_{Cu} le coefficient de température [$10^{-3} \cdot K^{-1}$],
 B_{r0} l'induction rémanente à 20°C [T],
 α_{Br} le coefficient de température [$10^{-3} \cdot K^{-1}$].

Pour entrer plus dans les détails, il existe un fort couplage entre le modèle thermique et électrique car les sources de chaleur dues aux pertes Joule sont dépendantes de la température par l'intermédiaire de la résistance non-linéaire du cuivre. Le changement de cette résistance implique également un changement des lois de contrôle. Il existe également un fort couplage entre le modèle thermique et magnétique car les flux Ψ_d et Ψ_q sont dépendants de la température des aimants. Cela implique également un changement des lois de contrôle. De plus, les pertes fer, source de chaleur dans le modèle thermique, dépendent également des lois de contrôle et créent un lien entre le modèle thermique et électromagnétique [9]. Elles sont également dépendantes de la température d'aimant dans une moindre mesure. Des travaux sur le développement de modélisation multi-physique tenant compte de la thermique peuvent être cités comme [6] pour régime permanent et [7]-[9] pour le régime transitoire. Les travaux de [8] ont permis la simulation thermique de la machine sur un cycle de fonctionnement.

3. DESCRIPTION DES MODELES UTILISES

3.1. Modèle électromagnétique rapide

Les grandeurs physiques nécessaires au calcul des performances de la machine électrique peuvent se résumer pour une machine à flux radial et bobinages répartis aux équations de Park en régime sinusoïdal établi.

Tableau 1. Modélisation de la machine électrique.

Équations de Park en régime sinusoïdal établi	
Grandeurs électromagnétiques	$\begin{cases} v_d = R_s \cdot i_d - \omega_e \cdot \Psi_d \\ v_q = R_s \cdot i_q - \omega_e \cdot \Psi_q \\ \Gamma_{em} = p \cdot (\Psi_d \cdot i_q - \Psi_q \cdot i_d) \\ P_e = v_d \cdot i_d + v_q \cdot i_q \end{cases}$
Grandeurs électromécaniques	$\begin{cases} P_{méca} = \Gamma_{em} \cdot \omega_m - P_{fer} - P_{roul} \\ \Gamma_{fer} = \frac{P_{fer}}{\omega_m} \\ \Gamma_{roul} = \frac{P_{roul}}{\omega_m} \\ \Gamma_{utile} = \Gamma_{em} - \Gamma_{fer} - \Gamma_{roul} \end{cases}$

Bien que ces équations soient relativement simples, elles nécessitent au préalable les calculs plus complexes des flux magnétiques Ψ_d et Ψ_q et des pertes fer P_{fer} qui sont particulièrement sensibles aux lois de contrôle i_d - i_q du fait de la saturation magnétique pour les flux et de la forme des inductions magnétiques pour les pertes fer. Pour l'optimisation du dimensionnement, une température d'aimant est fixée pour le calcul des flux et la résistance de bobinage est calculée à partir d'une température moyenne de bobinage fixée elle aussi. Nous avons alors les relations suivantes :

- $\Psi_d = f(i_d, i_q)$, flux magnétique direct [Wb].
- $\Psi_q = f(i_d, i_q)$, flux magnétique en quadrature [Wb].

$$- P_{\text{fer}} = f(i_d, i_q, \omega_e), \text{ pertes fer statorique [W].}$$

Pour ce faire, un modèle magnétique par réseau de réductances non-linéaires composé de 70 éléments et de 48 nœuds a été développé afin de calculer rapidement les tables de flux en fonction des courants i_d - i_q pour une température d'aimant donnée. À partir des formes d'induction dans le fer établies par le modèle magnétique, un modèle de pertes fer a également été développé et permet de prendre en compte l'impact de la commande machine en régime de défluxage. Les pertes fer au rotor, essentiellement dues aux harmoniques des encoches statoriques et des modulations d'onduleur sont négligées et faibles pour ce type de machine. Ces pertes sont placées dans les équations de la mécanique étant donné qu'elles sont dépendantes en partie de la vitesse de la machine bien qu'elles soient aussi dépendantes des lois de contrôle (i_d, i_q). Ces modèles sont détaillés dans [3] et ont été validés par rapport à une approche par éléments finis. Une optimisation des lois de contrôle intègre l'autopilotage de la machine électrique avec les différentes limitations des équipements électriques (courant efficace de phase maximal I_{max} ou courant limite de l'onduleur I_{ond} , tension délivrée par la batterie modélisée par un réseau E-R et limite de puissance imposée par la batterie) et les non-linéarités des modèles (flux magnétiques et pertes fer). Elles permettent de calculer le couple maximal à une vitesse donnée. Le calcul des lois de contrôle est formalisé dans le tableau ci-dessous :

Tableau 2. Modélisation de la machine électrique.

Optimisation des lois de contrôle ($i_d^{\text{opt}}, i_q^{\text{opt}}$)	
Fonction objectif	$f = \min(-\Gamma_{\text{utile}}^*)$
Contraintes	$\begin{cases} I_{\text{eff}}^* < \min(I_{\text{max}}, I_{\text{ond}}) \\ V_{\text{eff}}^* < V_{\text{disp}}^*(P_e^*) \\ P_e^* < P_{\text{bat}} \end{cases}$

Ainsi elle est utilisée pour vérifier les limites de l'espace de fonctionnement de la machine sur deux points couple-vitesse, c'est-à-dire le point de base N_b et le bon défluxage à la vitesse maximale N_c . La vérification de ces deux points de fonctionnement permet de valider l'espace de fonctionnement comprenant tous les points couple-vitesse du cycle en mode moteur (le mode générateur est moins contraint du fait que la récupération d'énergie au freinage peut être limitée par les freins mécaniques).

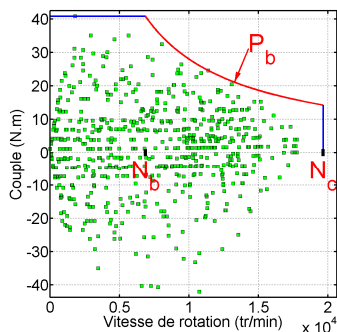


Fig.2 : Définition de l'espace de fonctionnement pour l'optimisation du dimensionnement de la machine.

Le modèle électromagnétique rapide complet est donné sur la figure suivante :

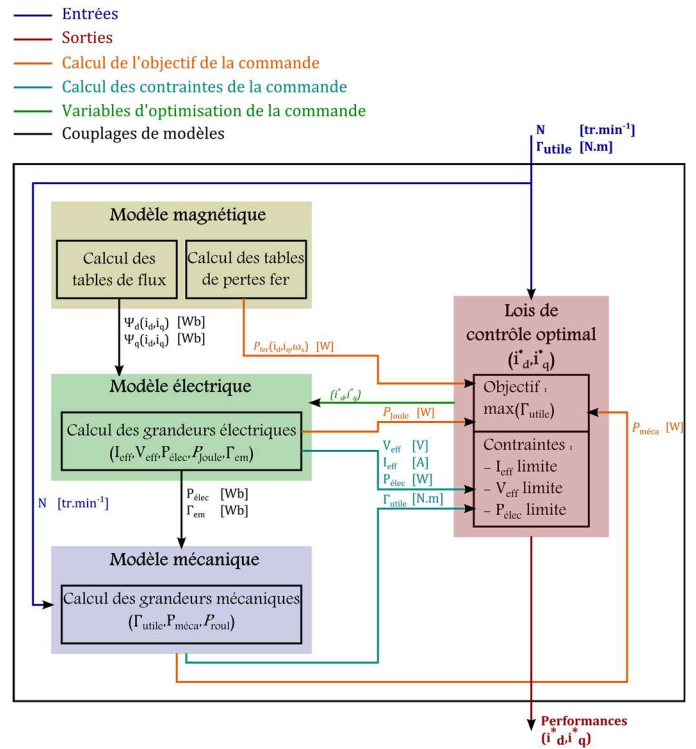


Fig.3 : Modèle électromagnétique rapide.

3.2. Modèle électromagnétique-thermique fin couplé

Un modèle thermique fin par réseau de résistances, capacités thermiques et sources toutes non-linéaires composé de 258 éléments et 145 nœuds a été développé et validé à partir d'essais expérimentaux [3]. Les pertes Joule ayant un impact sur la température des conducteurs et cette température sur la valeur de la résistivité du cuivre, le calcul de ces pertes est alors traité directement sur 12 points du réseau correspondant aux encoches et têtes de bobines lors de la résolution du réseau thermique à chaque pas de temps. La résistance moyenne des bobinages peut alors être réévaluée à chaque pas de temps pour être réintégrée dans le modèle de Park. Le réseau permet également le calcul de la température des aimants et ainsi de réaliser le couplage électromagnétique-thermique dû à la variation de l'induction de l'induction rémanente des aimants. Pour ce faire, avant l'étape de simulation les tables de flux et de pertes fer, cette fois-ci localisées et adaptées à la discrétisation du réseau thermique, sont établies pour plusieurs couples de courants i_d - i_q et différentes températures d'aimant T_{aim} . Nous avons alors les modèles suivants :

- $\Psi_d = f(i_d, i_q, T_{\text{aim}})$
- $\Psi_q = f(i_d, i_q, T_{\text{aim}})$
- $P_{\text{fer}} = f(i_d, i_q, \omega_e, T_{\text{aim}})$ localisées dans la culasse et les dents.

L'optimisation des lois de contrôle minimise les pertes dans la machine et assure l'autopilotage du cycle à simuler, c'est-à-dire, le respect à chaque pas de temps des points couple-vitesse et tient compte de la température des aimants dans le calcul des

flux et pertes fer, de la variation de la résistance de bobinage et des non-linéarités des modèles liées à la commande.

Tableau 3. Modélisation de la machine électrique.

Optimisation des lois de contrôle (i_d^{opt}, i_q^{opt})	
Fonction objectif	$f = \min(Pertes^*)$
Contraintes	$\begin{cases} I_{eff}^* < \min(I_{max}, I_{ond}) \\ V_{eff}^* < V_{disp}^*(P_e^*) \\ P_e^* < P_{bat} \\ \Gamma_{utile}^* = \Gamma_{consigne} \end{cases}$

Le modèle électromagnétique-thermique fin couplé est détaillé dans la figure suivante :

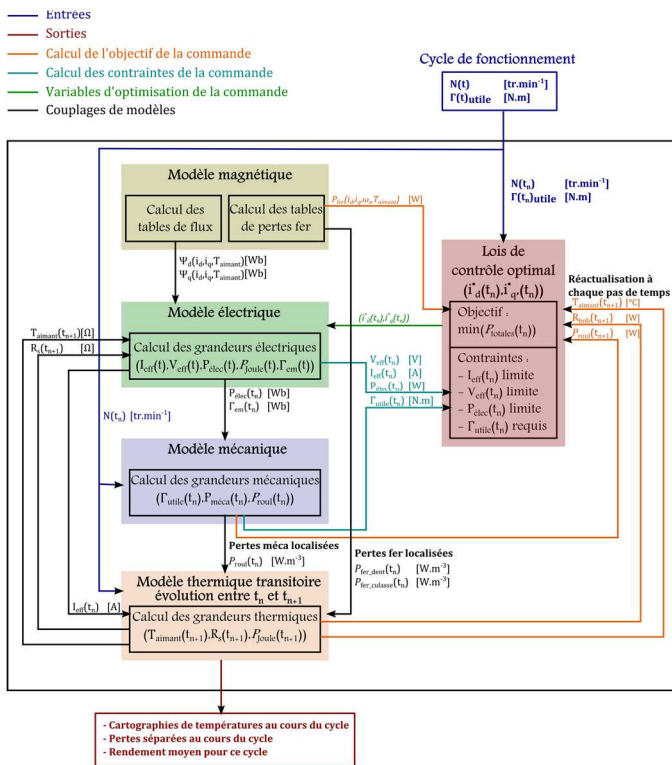


Fig.4 : Modèle électromagnétique-thermique fin couplé.

4. STRATEGIE DE DIMENSIONNEMENT

Finalement, l'idée est alors de traiter le problème de dimensionnement général en le divisant en deux sous-problèmes. Le premier étant un problème inverse permettant d'obtenir une machine minimisée et fonctionnant au-delà de son régime permanent. Nous vérifierons dans le processus d'optimisation de la machine qu'elle pourra répondre magnétiquement aux points de fonctionnement transitoires du cycle. Cela-dit, la thermique lors du cycle ne sera pas prise en compte mais les phénomènes complexes tels que la saturation et les pertes fer dans la machine seront pris en compte de manière précise. Le second étant un problème direct permettant cette fois-ci de tenir compte de l'évolution des températures dans la machine pour un cycle type. La stratégie globale vise à réajuster le seul paramètre thermique n'étant pas optimisé dans la phase

d'optimisation afin de minimiser au mieux le volume de la machine. Nous pouvons comparer la stratégie globale avec la technique du space-mapping où le modèle fin vise à corriger la densité de courant qui est un des paramètres de l'optimiseur utilisant le modèle rapide. Cela-dit dans notre cas, ce paramètre est laissé au choix du concepteur.

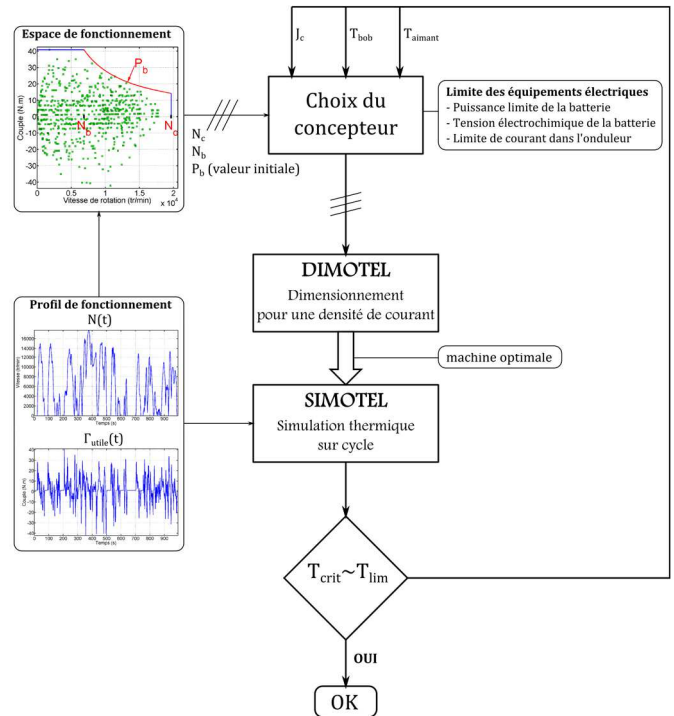


Fig.5 : Présentation de la méthode de dimensionnement.

L'algorithme d'optimisation étant déterministe, le dimensionnement nécessite dans un premier temps le calcul d'une machine initiale. Celle-ci est alors calculée à partir des règles de l'art que nous pouvons retrouver dans [10].

5. RESULTATS

Le cahier des charges correspond au démonstrateur de véhicule hybride de type Kangoo et la machine électrique comprend un système de refroidissement par eau autour de la culasse. La machine finale, dimensionnée au plus juste thermiquement sur cycle peut travailler avec une densité de courant dans les conducteurs pouvant atteindre 65 A.mm^{-2} . Nous nous sommes fixés une température limite sur cycle de l'ordre de $100 \text{ }^\circ\text{C}$ aux extrémités des têtes de bobines. Une machine initiale a été également dimensionnée plus classiquement pour intégrer tous les points de fonctionnement du cycle en régime permanent, c'est-à-dire pour une température établie de $100 \text{ }^\circ\text{C}$ aux extrémités des têtes de bobines au point de fonctionnement le plus critique ; la densité de courant à ce point atteint 14 A.mm^{-2} .

5.1. Définition du cahier des charges

Le véhicule a les caractéristiques suivantes :

- Masse : 1572 kg.
- Rapport de pont : 0,2203.

- Rapport de boîte : 0,2927 – 0,5526 – 0,7805 – 1,0256 – 1,3030.
- Rapport machine électrique – arbre primaire : 4,5.

Nous avons intérêt à augmenter le rapport machine électrique – arbre primaire pour augmenter la vitesse de rotation de la machine et ainsi sa puissance massique. Cela-dit, celui-ci est limité pour de plus haute vitesse par la technologie et le coût.

Les efforts à la roue ont été calculés au cours de ce cycle et le choix a été fait d’assurer le mode tout électrique en deuxième vitesse. Ce mode sera le plus contraignant en termes de dimensionnement.

Le cahier des charges est donc le suivant :

- Puissance au point de base P_b : 29,328 kW.
- Vitesse de base : 6 865 tr.min⁻¹.
- Vitesse maximale : 19 661 tr.min⁻¹.

La vitesse maximale est fixée afin de continuer à assurer le fonctionnement de la machine à 150 km.h⁻¹ en 5^{ème} vitesse.

Nous fixons les autres paramètres d’entrée aux valeurs suivantes :

- Nombre de paires de pôle p : 3.
- Nombre d’encoche par pôle et par phase q_s : 2.
- Température moyenne du cuivre T_{cu} : 130°C.
- Température des aimant T_{aim} : 60°C.
- Courant efficace limité par l’onduleur I_{ond} : pas de limite.
- Tension électrochimique de la batterie : 300 V.
- Puissance limite de la batterie : 70 kW.
- Induction maximale dans la culasse B_{cul} : pas de limite particulière.
- Facteur de puissance minimal au point de base : 0,9.
- Température de l’eau : 22,7 °C.
- Température ambiante : 20 °C.

Aucune contrainte n’est imposée sur la longueur de la machine ou sur son diamètre extérieur.

5.2. Résultats

Le Tableau 4 montre les comparatifs en termes de volume extérieur et de masses de parties actives, de rendement global sur cycle et de température maximal au cours du cycle au niveau des extrémités des têtes de bobines entre la machine initiale et la machine finale. Les variations de températures lors des cycles de fonctionnement s’établissent dans un temps de l’ordre de 30 à 50 minutes c’est pourquoi nous avons enchaîné douze cycles Artémis urbain représentant au total 191 minutes dans l’étape de simulation pour connaître les réelles températures maximales au moment le plus chaud. La durée du calcul d’un pas de simulation est de l’ordre de 0,25 seconde. Les points de cycle étant discrétisés à la seconde, le calcul d’un cycle de simulation dure alors d’environ 4 minutes sachant qu’il faut en enchaîner au minimum 4 ou 5 représentant un temps de 15-20 minutes ce qui justifie la stratégie de dimensionnement en deux étapes.

Tableau 4. Bilan sur le dimensionnement sur cycle de MAPI des deux machines extrémum.

	Machine initiale	Machine finale
Densité de courant [A.mm ²]	14	65
Volume extérieur des parties actives [dm ³]	1,57	0,82
Masse des parties actives [kg]	13,29	5,46
Rendement global sur cycle [%]	90,03	89,30
Température maximale sur cycle dans les bobinages [°C]	50,6	105,7

Nous pouvons constater que nous avons réduit le volume extérieur des parties actives de la machine de 48 % comme le montre la Fig.6 donnant la géométrie des deux machines extrémum, c’est-à-dire la machine optimisée en régime permanent et la machine optimisée thermiquement sur cycle. Cette réduction est principalement due à la réduction de la hauteur des encoches et par conséquent du diamètre extérieur du stator.

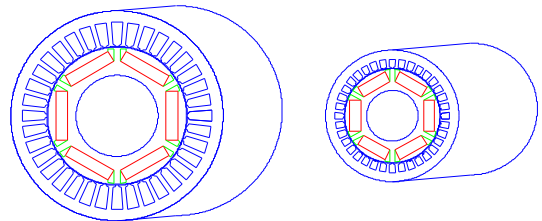


Fig.6 : Dimensions de la machine initiale (à gauche) et finale (à droite).

La Fig.7 montre les évolutions de masse des parties actives entre les deux machines. Une réduction de masse d’environ 10 kg est à noter entre la machine initiale et finale ; cela est dû principalement à la réduction de la masse du cuivre qui passe de 6,26 kg à 1.16 kg. Les encoches sont alors moins hautes ce qui réduit d’autant le volume de fer dans les dents.

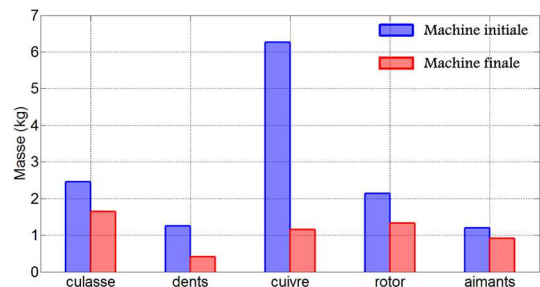


Fig.7 : Comparaison des masses des parties actives entre les deux machines extrémum.

5.3. Analyse des résultats

La Fig.8 montre les températures aux extrémités des têtes de bobines au cours du 12^{ème} cycle Artémis.

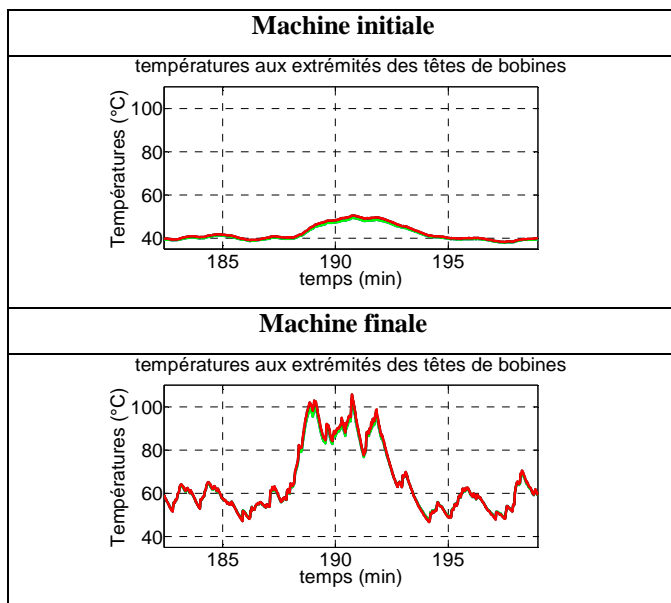


Fig.8 : Évolution des températures au niveau des extrémités des têtes de bobines pour les deux machines extrénum.

La minimisation du volume de la machine par la diminution de la section des conducteurs entraîne une augmentation de la densité de perte Joule et des pertes Joule en générale lors des demandes en couple lors du cycle, c'est-à-dire lors des phases d'accélération. La machine finale est alors plus sensible aux échauffements et un écart de température d'une cinquantaine de degrés au niveau des extrémités des têtes de bobines est à noter sur le 12^{ème} cycle.

Le bilan des pertes ainsi que le bilan énergétique sur cycle de la machine est donné sur la Fig.9.

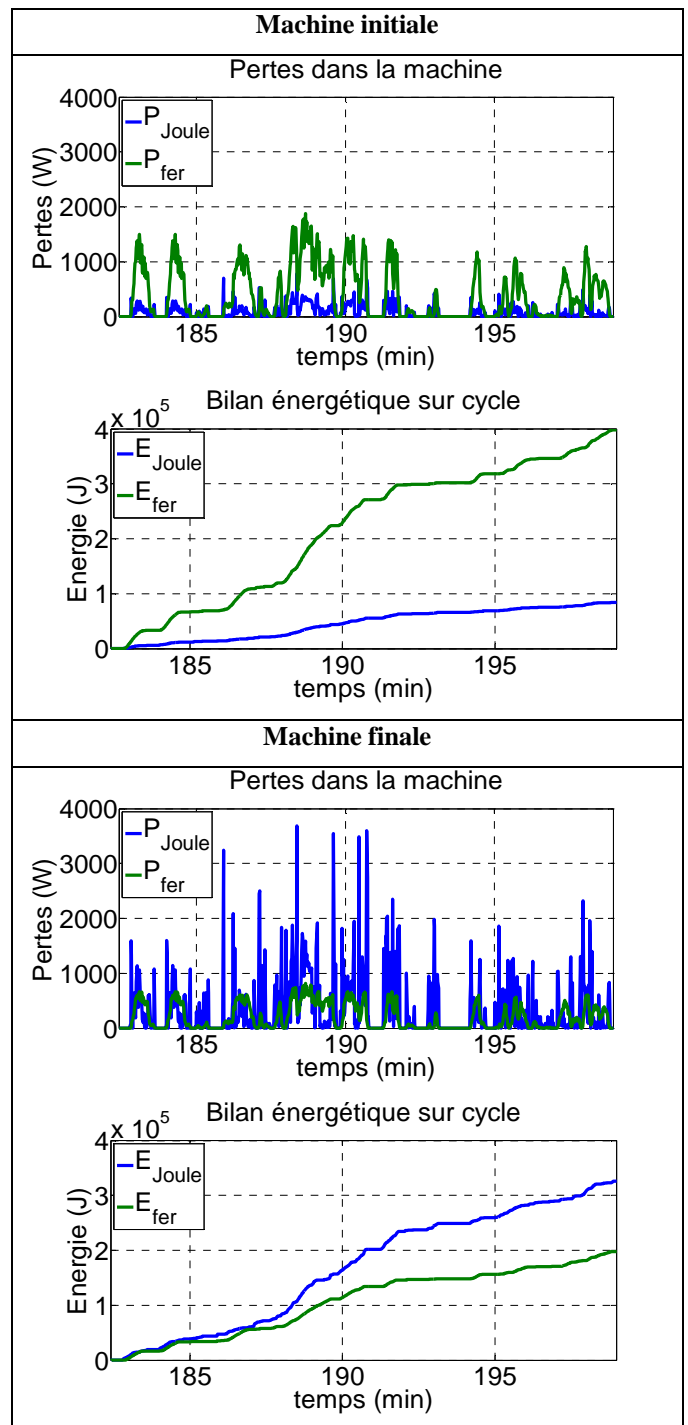


Fig.9 : Bilan énergétique sur cycle pour les deux machines extrénum.

Nous pouvons observer le niveau très important des pertes Joule pour la machine finale qui sont multipliées par presque 5 par rapport à la machine initiale du fait de l'augmentation de la résistance de phase. Les pertes fer ont quant à elles été divisées par un peu plus de 2 du fait de la réduction du volume de fer. Cela-dit, d'un point de vue énergétique sur la durée du cycle, l'énergie que représentent les pertes Joule est modérée du fait qu'elles n'apparaissent que ponctuellement lors du cycle alors que les pertes fer apparaissent de manière permanente dès que le véhicule est en mouvement. Par conséquent, bien que les

perles Joule aient fortement augmenté, la diminution même plus modérée des pertes fer permet de conserver un bon rendement sur cycle.

6. CONCLUSIONS

La stratégie de dimensionnement nous a donc fourni une machine dont la majeure partie des points de fonctionnement se situent dans la zone de fonctionnement transitoire comme le montre la Fig.10 où le ligne verte représente les limites de l'espace de fonctionnement en régime permanent. Le rapport entre le courant nominal correspondant à une température de 100°C au niveau des têtes de bobines et le courant maximal sur cycle est de 2,4.

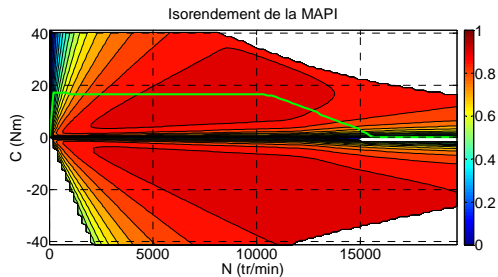


Fig.10 : Cartographie de rendement de la MAPI extremum.

La machine électrique a pu être largement minimisée en poussant les niveaux de saturation magnétique dans le fer et la densité de courant dans les conducteurs. La densité de courant dans les conducteurs peut alors atteindre $65 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$ tout en étant en dessous des températures limites au cours du cycle. Ainsi nous avons obtenu un gain d'environ 48 % sur le volume extérieur des parties actives et de presque 59 % sur ses masses actives par rapport à une machine dimensionnée pour un fonctionnement en régime permanent.

De plus, nous pouvons constater que les performances en termes de rendement global sur cycle sont conservées. En effet, bien que le niveau de pertes Joule ait augmenté fortement avec la diminution de la section des conducteurs, celles-ci n'interviennent que ponctuellement lors des accélérations. À contrario, le niveau des pertes fer a diminué, plus modérément avec la réduction du volume de fer notamment dans les dents. Cela-dit, sur cycle elles interviennent de manière plus

permanente dès que le véhicule est mobile. Par conséquent leur réduction compense en partie l'augmentation des pertes Joule.

Plus généralement, les résultats montrent que si le cahier des charges de la machine électrique exige qu'elle puisse tenir un profil transitoire tel qu'un cycle Artémis urbain, le reste du cahier des charges étant assuré par le moteur thermique, le gain en termes de volume est de coût est alors très significatif et permet de répondre mieux aux exigences actuelles de compétitivité de l'automobile.

7. REMERCIEMENTS

Les auteurs tiennent à remercier l'IRT SystemX pour l'intérêt que la structure a porté sur les travaux réalisés ainsi que pour le soutien et la continuité qu'elle a assuré sur ces activités.

8. REFERENCES

- [1] P-H. Nguyen, « Impact des modèles de pertes fer sur l'optimisation sur cycle d'un ensemble convertisseur – machine synchrone », Ph.D Thesis, Laboratoire SATIE, ENS Cachan, Novembre 2011.
- [2] B. Dagusé, « Modélisation analytique pour le dimensionnement par optimisation d'une machine dédiée à une chaîne de traction hybride à dominante électrique », STITS, Supélec, juin 2013.
- [3] S. Küttler, « Dimensionnement optimal de machines synchrones pour des applications de véhicules hybrides », Ph.D Thesis, LEC, UTC, Mai 2013.
- [4] L. Chédot, « Contribution à l'étude des machines synchrones à aimants permanents internes à large espace de fonctionnement. Application à l'alternateur-démarrreur », Ph.D Thesis, LEC, UTC, 2004.
- [5] T. Raminosa, « Optimisation des performances des machines synchro-réductances par réseau de perméances », Ph.D Thesis, Institut National Polytechnique de Lorraine (INPL), 2006.
- [6] X. Jannot, « Modélisation et optimisation d'un ensemble convertisseur-machine : Application aux systèmes d'entraînement à haute vitesse », Ph.D Thesis, ED STITS, Supélec, 2010.
- [7] M. I. Lamghari-Jamal, « Modélisation magnéto-thermique et optimisation de machines rapides : Application à la machine à réluctance variable », Ph.D Thesis, Laboratoire IREENA, Université de Nantes, 2006
- [8] A. Fasquelle, « Contribution à la modélisation multi-physique : électro-vibro-acoustique et aérothermique de machines de traction », Ph.D Thesis, École centrale de Lille, 2007.
- [9] J. Legranger, « Contribution à l'étude des machines brushless à haut rendement dans les applications de moteurs-générateurs embarqués », Ph.D Thesis, Laboratoire d'Électromécanique de Compiègne (LEC), Université de Technologie de Compiègne (UTC), Mai 2009.
- [10] J. Pyrhönen, T. Jokinen, V. Hrabovcovà, "Design of electrical machines", book, John Wiley & Sons, 2008.