



HAL
open science

Application de l'analyse de sensibilité locale à la réduction de modèles thermiques des machines électriques

Bassel Assaad, Khadija El Kadri Benkara, Stéphane Vivier, Guy Friedrich,
Antoine Michon

► **To cite this version:**

Bassel Assaad, Khadija El Kadri Benkara, Stéphane Vivier, Guy Friedrich, Antoine Michon. Application de l'analyse de sensibilité locale à la réduction de modèles thermiques des machines électriques. Symposium de Genie Electrique, Jun 2016, Grenoble, France. hal-01361559

HAL Id: hal-01361559

<https://hal.science/hal-01361559>

Submitted on 7 Sep 2016

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Application de l'analyse de sensibilité locale à la réduction de modèles thermiques des machines électriques

B. Assaad

*Technocentre Renault, 1 avenue du Golf, 78280 Guyancourt Cedex, France (bassel.assaad@renault.com).

K. El kadri Benkara, S. Vivier and G. Friedrich

Sorbonne universités, Université de technologie de Compiègne, EA 1006 Laboratoire Electromécanique, Centre de recherche Royallieu - CS 60 319 - 60 203 Compiègne cedex, France (khadija.el-kadri-benkara@utc.fr; stephane.vivier@utc.fr et guy.friedrich@utc.fr).

A. Michon

Centre technique des industries mécaniques CETIM, 52 av Félix Louat, BP 80067, 60304, Senlis Cedex, France (antoine.michon@cetim.fr).

RESUME—Cet article propose une démarche méthodologique de réduction de modèles thermiques des machines électriques par analyse de sensibilité locale. Ces modèles sont basés sur l'approche nodale, où un circuit à constantes localisées est construit pour la machine avec plusieurs paramètres qui caractérisent les différents échanges thermiques. L'analyse locale quantifie l'impact des petites variations de ces paramètres autour de leurs valeurs initiales sur les températures du modèle. La méthodologie proposée est appliquée sur une machine synchrone à aimants permanents internes destinée à une application de type alterno-démarrreur intégré – ADI. Après avoir quantifié, par analyse de sensibilité, les paramètres thermiques d'influence significative dans le modèle thermique de la machine, des hypothèses de réduction de modèle sont proposées. Les résultats sur les modèles réduits, obtenus par cette démarche, sont ensuite comparés et validés par rapport à ceux obtenus par le modèle initial; ce dernier étant recalé par rapport aux relevés expérimentaux des températures de l'ADI.

Mots-clés—Modélisation thermique, analyse de sensibilité, indice de sensibilité, réduction de modèles thermiques, machine électrique, alterno-démarrreur intégré.

1. INTRODUCTION

Les contraintes thermiques jouent un rôle important dans la conception des machines électriques de plus en plus petites et performantes. Dans un premier temps, un concepteur de machine trouve une difficulté dans l'identification des paramètres de conception les plus influents qui peuvent affecter les performances thermiques. Il peut également se concentrer sur des zones dans la machine et des aspects qui ont peu d'importance au niveau thermique. Ainsi, l'analyse de sensibilité devient fondamentale dans ces cas et permet

l'identification des zones cruciales de conception et des paramètres d'influence importante dans la thermique.

Un modèle thermique fiable et représentatif d'une machine électrique dépend de certains paramètres thermiques critiques [1] [2] tels que les coefficients de convection [3, 4], les conductances de contact [5], les conductivités équivalentes des matériaux hétérogènes comme le bobinage [6],.... Afin d'observer l'influence des incertitudes liées à l'évaluation de ces paramètres sur les températures du modèle d'une machine électrique, une analyse de sensibilité est entreprise. En effet, différentes études dans la littérature s'intéressent à des analyses de portée locale [7]. Ces études se basent sur la variation des paramètres incertains d'un certain pourcentage fixe autour de leurs valeurs de référence et observent l'influence sur les températures [8, 9, 10, 11, 12]. En général, ces études sont menées sur un nombre réduit de paramètres incertains et l'analyse est appliquée sur des machines classiques et isolées de leur contexte d'application.

Dans notre étude, un modèle thermique basé sur la méthode nodale est établi pour caractériser la variation de la température dans l'ADI. Ce modèle est validé par rapport aux mesures de températures relevées d'un banc de test de la machine. Ensuite, nous appliquons une analyse de sensibilité locale sur un ensemble de 21 paramètres clés du modèle thermique contenant des dizaines de nœuds et d'éléments [13]. Dans cette partie, les différentes températures de la machine (12 températures) sont observées.

Ensuite, en se basant sur les résultats de cette sensibilité, nous proposons la réduction du modèle thermique initial en un modèle plus rapide contenant moins de nœuds et d'éléments. Les objectifs et avantages principaux de cette réduction sont :

(1). Intégration d'un modèle thermique réduit dans une approche d'un système mécatronique complet – Approche système.

(2). Implémentation temps-réel afin de surveiller les températures critiques de la machine avec un nombre réduit de nœuds et d'éléments.

(3). Utilisation du modèle thermique réduit et rapide dans des démarches d'optimisation multiphysique des machines électriques.

2. MACHINE ELECTRIQUE ET MODELE THERMIQUE

2.1. Description de la structure de la machine et son banc d'essai

L'ADI est une machine synchrone à aimants permanents internes de puissance de 6 kW, un couple maximal de 150 N.m. et une vitesse maximale de 6000 tr/min. Cette machine possède huit aimants disposés transversalement sans concentration de flux et 48 encoches statoriques. Dans son contexte réel d'application, cette machine est totalement fermée avec l'absence de toute source de ventilation externe. Le stator est muni d'ailettes qui assurent un refroidissement par convection naturelle par air. L'ADI est monté sur un banc de caractérisation des machines électriques où des essais thermiques ont été effectués (essais en statique, à vide et en charge) (Figure 1). Des thermocouples de type k de précision 1.5°C permettent ainsi de relever les températures sur les différentes parties de la machine.

2.2. Modèle thermique de l'ADI

La méthode de modélisation thermique adoptée dans notre étude est basée sur la méthode nodale [14] [15] où un circuit à constantes localisées est construit pour la machine d'étude. Ce circuit, présenté dans la Figure 2, est composé de 27 nœuds et de 67 résistances thermiques modélisant les phénomènes

d'échange de chaleur. Pour les simulations en régimes transitoires, une capacité thermique est ajoutée à chaque nœud.

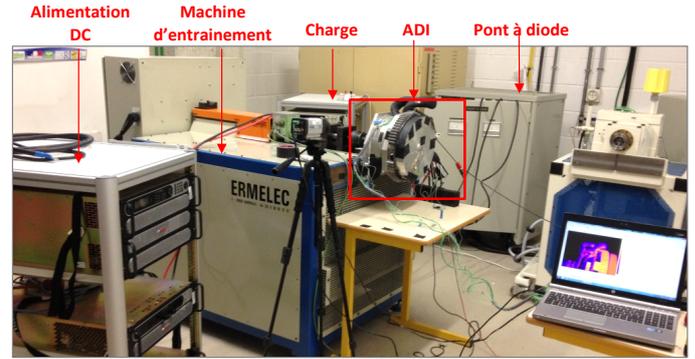


Figure 1 Alterno-démarreur intégré sur banc d'essai

Plusieurs hypothèses sont considérées pour construire ce modèle, citons :

1. Les pertes sont distribuées uniformément sur les volumes où elles sont générées,
2. Les pertes au niveau du rotor et les pertes aérauliques dans l'entrefer et les cavités sont négligées.
3. La température du bobinage dans les encoches et les têtes de bobine est considérée uniforme due à la faible longueur de la machine (33 mm),
4. Les trois modes de transfert de chaleur (conduction, convection et rayonnement) sont considérés selon les trois dimensions de l'espace.
5. Les paramètres thermiques critiques cités auparavant sont identifiés par des essais expérimentaux [16] et des méthodes d'identifications par algorithmes d'optimisation [17].

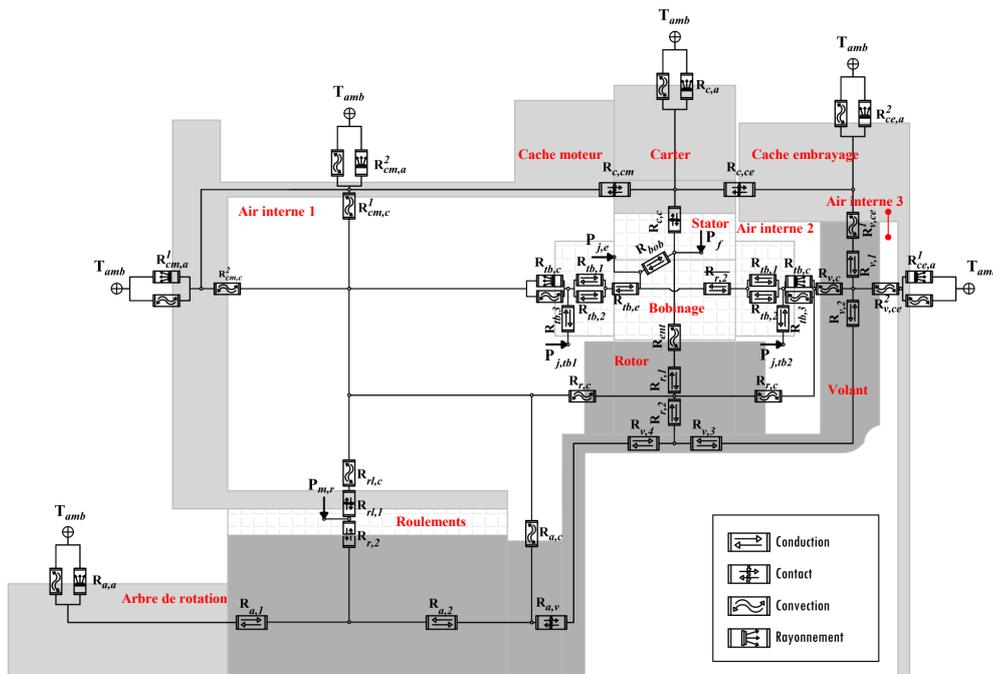


Figure 2 Modèle thermique en régime permanent de l'ADI.

2.3. Validation expérimentale

Les températures du modèle thermique de l'ADI sont comparées à celles relevées expérimentalement du banc d'essai sur des points de fonctionnement couvrant son espace de fonctionnement couple-vitesse, en régime permanent ainsi qu'en régime transitoire. La Figure 3 montre la comparaison des températures simulées et expérimentales pour un fonctionnement en particulier de la machine à une densité de courant de 4.5A/mm² et une vitesse de 4000 tr/min. Les résultats de la Figure 3 montrent une bonne cohérence entre le modèle et l'expérimental en régime permanent et en transitoire, en particulier, dans les zones du bobinage et du rotor. Il est à noter qu'en absence de mesures directes au rotor, la température en cet endroit peut être comparée à celle la plus proche, au niveau du volant d'embrayage.

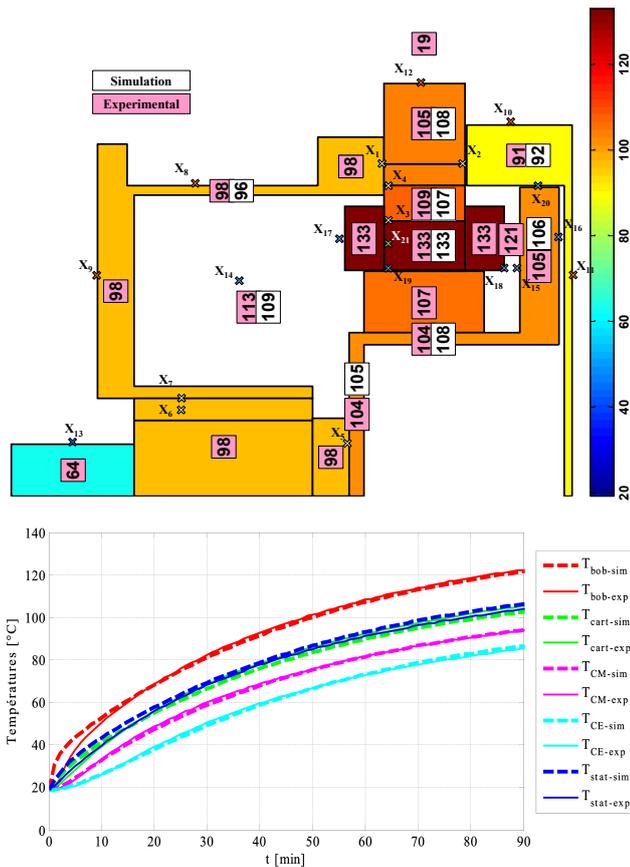


Figure 3 Comparaison des températures (simulées et expérimentales) du modèle thermique de l'ADI et présentation des facteurs X_i du modèle thermique. [bob : bobinage, cart : carter, CM : cache moteur, CE : cache embrayage, stat : stator, sim : simulation, exp : expérimentale]

3. ANALYSE DE SENSIBILITE LOCALE

3.1. Principe et état de l'art

L'analyse de sensibilité locale étudie l'impact des petites variations des facteurs autour de leurs valeurs initiales sur les sorties d'un modèle. Cette analyse repose sur le calcul des dérivées partielles des sorties par rapport aux facteurs. L'analyse locale utilise l'approche classique intitulée "One-factor-at-a-time" qui consiste à faire varier un facteur et de maintenir les autres constants. Cette méthode suppose la linéarité du modèle localement autour des valeurs initiales (x_1^0, \dots, x_n^0). L'indice de sensibilité $S_{i,j}$ d'un facteur x_i sur une sortie y_j associé à cette étude est défini par l'équation 1 [7]; plus la valeur absolue de l'indice est grande, plus le facteur est important vis-à-vis de la variation de sortie.

$$S_{i,j} = \frac{\partial y_j}{\partial x_i} (x_1^0, \dots, x_n^0) \quad (1)$$

Puranen [9] réalise une étude de sensibilité des paramètres d'un modèle thermique d'un servomoteur asynchrone de puissance 4 kW de type TEFC (totally enclosed fan-cooled). L'objectif essentiel est de réduire son modèle et de surveiller la température des têtes de bobines. L'auteur impose une augmentation de 20% des résistances thermiques, des pertes, du taux de remplissage, et autres paramètres en regardant l'effet sur la variation de la température des têtes de bobines. Il déduit que le coefficient de convection forcée entre la machine et l'air ambiant ainsi que le contact culasse-carter ont une influence significative sur cette température. L'auteur de [9] applique ensuite son analyse de sensibilité pour réduire son modèle thermique de 39 à 10 résistances thermiques. L'auteur observe que les températures des têtes de bobines en régime permanent pour les deux modèles (fin et réduit) sont cohérentes, alors qu'un écart entre ces modèles est observé en régime transitoire. Les résultats sur la température du carter et celle du stator sont différents entre les deux modèles en régime permanent, contrairement aux résultats en régime transitoire.

L'analyse de sensibilité menée également par [10] sur une machine asynchrone de type TEFC montre que la variation de $\pm 50\%$ du coefficient d'échange entre la machine et l'air ambiant influe d'une manière significative sur la distribution des températures dans la machine. Cette étude montre que la variation de la conductance de contact entre la culasse et le carter de 350 W/m²/K à 550 W/m²/K présente une influence majeure sur les températures des dents, de la culasse et du bobinage. Plusieurs autres études de sensibilité avec les mêmes approches sont présentées dans la littérature [8] - [12].

Par conséquent, pour une compréhension approfondie des phénomènes thermiques dans la machine électrique, nous proposons d'appliquer une analyse locale sur un ensemble beaucoup plus important de paramètres sur le modèle thermique nodal fin de l'alternateur intégré (Figure 2). La particularité de cette machine intégrée dans son environnement est la présence d'une multitude de phénomènes complexes, en particulier en ce qui concerne la conduction à travers les contacts et les phénomènes de convection interne et externe. En effet, l'utilisation d'un modèle analytique est un point critique et important dans l'analyse de sensibilité puisque ce modèle permet de réaliser un nombre important de simulations dans un temps court (par rapport aux méthodes numériques).

3.2. Définition des facteurs et des réponses

Un ensemble de 21 facteurs thermiques jugés incertains est défini ; 12 températures couvrant les différentes parties de la machine constituent les réponses du modèle (Tableau 2).

Les 21 facteurs sont regroupés comme suit (voir Figure 3) :

- 7 coefficients de contact entre les différentes zones de la machine (conductances et lame d'air équivalente) (X_1 - X_7)
- 5 coefficients de convection naturelle (X_8 - X_{12}),
- 8 coefficients de convection mixte (X_{13} - X_{20}),
- 1 conductivité équivalente au niveau du bobinage (X_{21}).

A titre d'exemple, les conductances de contact critiques adoptées dans le modèle thermique nodal sont :

- Contact carter-cache moteur (aluminium-aluminium) : $x_1=2704$ W/m²/K
- Contact encoches-stator : $x_3=100$ μ m,

- Contact culasse-carter : $x_4=880 \text{ W/m}^2/\text{K}$.

Les valeurs des coefficients d'échange convectif utilisées dans le modèle peuvent être extraites de [18]. Nous avons choisi de faire varier les valeurs de ces paramètres autour de $\delta=\pm 50\%$ de leurs valeurs initiales. Il est à noter que certains paramètres peuvent être incertains dans de plus larges intervalles et que des interactions entre paramètres peuvent avoir lieu. Cependant, dans cette étude nous nous limitons à une simple variation locale sans interaction.

L'indice de sensibilité S_i est ainsi évalué par la formule suivante :

$$S_{i,j} = \frac{T_j(x_1^0, \dots, (1+\delta)x_i^0, \dots, x_n^0) - T_j(x_1^0, \dots, (1-\delta)x_i^0, \dots, x_n^0)}{(1+\delta)x_i^0 - (1-\delta)x_i^0} \quad (2)$$

$$= \frac{\Delta T_{j; 0.5x_i^0 \rightarrow 1.5x_i^0}}{x_i^0}$$

Etant donné que nous réalisons une normalisation sur les valeurs des facteurs par leurs valeurs initiales, l'indice S_{ij} revient à calculer la différence de températures entre les deux états d'un facteur. Ceci est réalisé en considérant la linéarité des températures entre ces deux états.

Les températures en °C des deux points de fonctionnement considérés dans notre étude sont données dans le Tableau 2: le premier point (**Point 1**) est à vitesse nulle et une densité de courant de 5A/mm^2 alors que le deuxième (**Point 2**) est à une vitesse de 2500 tr/min et pour la même densité de courant. Il est à noter que ces températures simulées sont validées expérimentalement.

Tableau 1. Description des coefficients

N°	Zone 1	Zone 2	Mode d'échange
X1	Carter	Cache moteur	Contact
X2	Carter	Cache embrayage	Contact
X3	Encoches	Stator	Contact
X4	Stator	Carter	Contact
X5	Arbre	Volant	Contact
X6	Bagues internes	Bagues externes	Contact
X7	Roulements	Cache moteur	Contact
X8	Cache moteur (dir radiale)	Air Ambient	Convection ext
X9	Cache moteur (dir axiale)	Air Ambient	Convection ext
X10	Cache embrayage (dir radiale)	Air Ambient	Convection ext
X11	Cache embrayage (dir axiale)	Air Ambient	Convection ext
X12	Carter	Air Ambient	Convection ext
X13	Arbre de rotation	Air interne	Convection ext
X14	Air interne 1	Cache moteur	Convection int
X15	Air interne 2	Volant	Convection int
X16	Volant	Cache embrayage	Convection int
X17	Chignons	Air interne 1	Convection int
X18	Chignons	Air interne 2	Convection int
X19	Rotor	Stator	Convection int
X20	Volant	Cache embrayage	Convection int
X21	Conductivité radiale équivalente du bobinage		Conduction

*int : interne
*ext : externe
*dir : direction

Tableau 2. Températures mesurées dans la machine et valeurs sur les deux points de fonctionnement

N°	Température	Point 1	Point 2
1	Bobinage	116	133
2	Stator	85	109
3	Carter	82	105
4	Rotor	82	107
5	Volant	82	105
6	Cache moteur	76	98
7	Cache embrayage	71	91
8	Air interne 1	81	113
9	Air interne 2	107	121
10	Air interne 3	76	98
11	Arbre	72	64
12	Roulements	75	104

3.3. Résultats de l'analyse de sensibilité

Les résultats de l'analyse de sensibilité sont donnés sous forme d'une matrice rectangulaire dont chaque colonne j correspond à une température et chaque ligne i à un facteur; l'intersection entre les deux représente l'indice de sensibilité S_{ij} . Cette matrice permet de quantifier l'influence de chaque facteur sur les différentes températures de la machine. Nous pouvons tout d'abord remarquer que les coefficients d'échange convectif externe (X_8 - X_{13}) sont les facteurs qui ont le plus d'impact sur les températures de la machine. Ce premier résultat valide et donne des valeurs numériques sur l'impact des coefficients d'échange convectif entre la machine et l'air environnant, en particulier pour l'échange par les ailettes de refroidissement (facteur X_{12}). Pour les deux points de fonctionnement, l'indice S_{ij} est de l'ordre de 30°C en valeur absolue.

Par rapport à l'échange convectif par l'arbre de rotation, facteur X_{13} , celui-ci impacte les différentes températures de la machine pour un fonctionnement en charge de la machine. En général, la variation de S_{ij} , augmente d'une manière proportionnelle avec la vitesse de rotation du rotor.

Les facteurs modélisant les contacts entre la culasse et le carter ainsi qu'entre ce dernier et les deux caches ont une influence non-négligeable (X_1 , X_2 et X_4); alors que ceux des contacts au niveau de l'arbre de rotation, du volant, et des roulements (X_5 - X_7) n'ont pas d'influence sur les différentes températures de la machine. Ces derniers chemins peuvent être considérés comme « passifs » dans le modèle réduit.

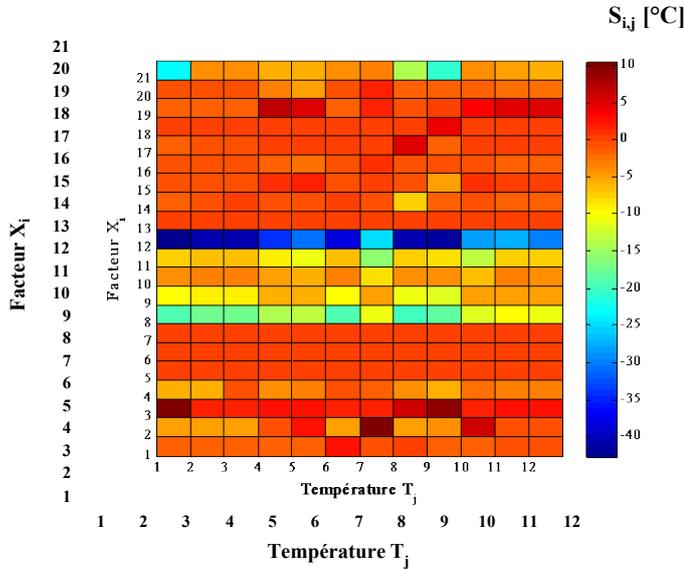
Les coefficients d'échange convectif (X_{14} - X_{20}) à l'intérieur des cavités de la machine ont peu d'influence sur la distribution des températures; néanmoins l'incertitude liée au calcul analytique de ces coefficients peut être plus importante que $\pm 50\%$.

L'intersection entre la ligne 21 de la matrice caractérisant la conductivité radiale équivalente du bobinage (X_{21}) et les températures du bobinage et des cavités voisines (colonnes 1, 8 et 9) montre une variation importante de l'indice S_{ij} (de plus de 15°C en valeur absolue). En effet, cette conductivité dépend principalement du coefficient de remplissage et des propriétés thermophysiques des matériaux (cuivre et résine). Cette conductivité impacte plus ces températures pour le fonctionnement en statique de la machine, alors que l'effet de

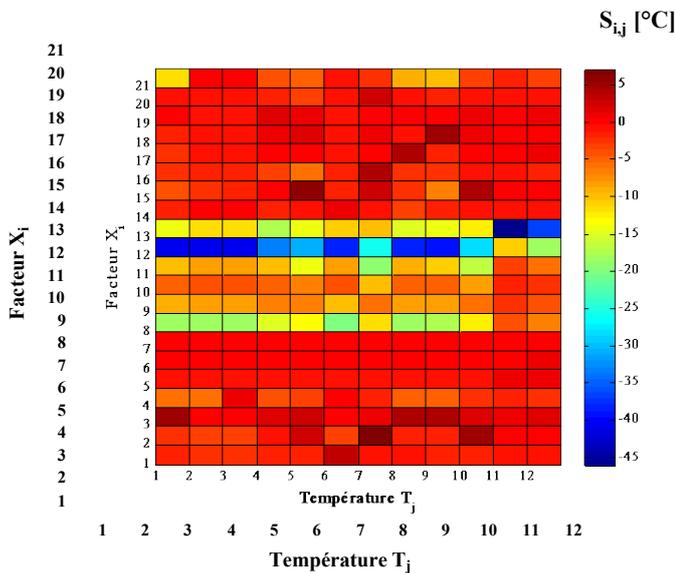
variation de ce paramètre est moins important pour le fonctionnement en charge (de l'ordre de -10°C). La différence entre la variation de l'indice associé à X_{21} revient au fait de l'amélioration des échanges dans les cavités due à la rotation du volant d'embrayage et du rotor ; cette amélioration des échanges convectifs favorise la transition de la chaleur des chignons vers les cavités et par conséquent, un poids moins important de la conductivité radiale du bobinage.

2. Simplification structurelle du circuit (calcul de composants équivalents du fait de leur couplage en série ou en parallèle,
3. Élimination des résistances dont l'analyse de sensibilité a montré leurs faibles contributions dans le modèle thermique.

Afin d'appliquer ces voies de réduction sur le modèle thermique fin présenté dans la Figure 2, nous considérons les éléments suivants :



(a)



(b)

Figure 4 Représentation des valeurs des indices de sensibilité (la matrice d'influence des facteurs sur les températures de la machine) (a) **Point 1** : à une densité de courant $J=5 \text{ A/mm}^2$ et $\Omega=0 \text{ tr/min}$ (b) **Point 2** à une densité de courant $J=5 \text{ A/mm}^2$ et $\Omega=2500 \text{ tr/min}$

4. REDUCTION DE MODELE

4.1. Principe et application

La réduction d'un modèle nodal consiste à diminuer le nombre de nœuds et d'éléments. L'objectif principal de cette opération est de réduire le temps de calcul des températures du modèle. Les trois voies adoptées pour cette réduction sont :

1. Élimination des chemins de transfert de chaleur non significatifs,

1. L'étude de sensibilité locale a montré que les roulements sont « découplés » thermiquement de leur environnement ; leur température dépend principalement du contact entre les bagues internes/externes et les éléments roulants (facteur X_6). En effet, la température maximale à ce niveau impose des contraintes thermiques sévères sur le dimensionnement ainsi que sur le bon fonctionnement des roulements, d'où la nécessité de garder ce nœud dans le modèle réduit,
2. Le chemin de transfert de chaleur entre les roulements et la cavité air interne 1 est également négligé par le fait de l'influence négligeable du contact entre les roulements et le cache moteur (facteur X_7) ainsi que le faible flux de chaleur passant par ce contact,
3. Le contact entre l'arbre de rotation et le volant a une influence négligeable sur la distribution des températures de la machine (facteur X_5). Ce qui fait que le flux de chaleur passant à travers ce contact est négligeable par rapport au bilan de flux à l'intérieur de la machine. La résistance qui modélise ce contact est ainsi éliminée du modèle réduit. Dans la même zone, nous éliminons également la résistance $R_{a,c}$ de convection entre l'arbre de rotation et la cavité interne 1; ceci est dû à la faible surface exposée à la cavité ainsi qu'à une faible différence de température entre l'arbre et cette cavité,
4. La faible différence de températures entre le rotor et les cavités voisines entraîne un faible transfert de chaleur entre ces zones de la machine. Dans le modèle réduit, ces chemins de transfert de chaleur sont considérés non-significatifs et sont, par conséquent, éliminés,
5. L'analyse de sensibilité a montré l'importance des contacts entre les encoches et le stator, ainsi que le contact entre la culasse du stator et le carter. Cette importance se traduit par un chemin privilégié des flux de chaleur des encoches vers l'air ambiant à travers ces contacts. De l'autre côté du stator, les simulations du modèle thermique ainsi que l'analyse de sensibilité locale ont montré qu'un faible flux de chaleur est transmis vers le rotor. En conséquence, les faibles niveaux de transfert de chaleur à travers le rotor ainsi que par l'arbre de rotation vers le volant nous amènent à considérer ces deux éléments de réduction : le chemin de transfert de chaleur à travers le rotor vers le volant du côté du cache embrayage est négligeable et nous considérons également que nous avons un rotor passif.

6. Les résultats sur le modèle fin ainsi que les relevés expérimentaux ont confirmé l'hypothèse d'homogénéité de la température au niveau du bobinage et des têtes de bobines. Cela revient au fait de la faible longueur de la machine. En conséquence, une seule source de chaleur est injectée au niveau des encoches, les résistances thermiques de conduction axiale entre les têtes de bobine et les encoches peuvent être éliminées du réseau.

Ces éléments de réduction sont illustrés dans la Figure 5, en précisant les chemins de flux de chaleur et les résistances

éliminés du circuit ainsi que le groupement des résistances (série ou parallèle).

4.2. Modèle thermique réduit

La démarche de réduction par analyse de sensibilité, dont les éléments et hypothèses ont été présentés ci-dessus, permet le passage d'un modèle thermique de 27 nœuds et de 67 résistances (modèle fin – Full) à un modèle à 9 nœuds et 14 résistances (modèle réduit – Red1). Ce dernier est présenté dans la Figure 6 avec ses différentes sources de chaleur et résistances thermiques équivalentes. Ce modèle réduit se

concentre sur les températures critiques dans la machine électrique, précisément les températures du bobinage, du rotor à aimants permanents et des roulements.

Finalement, pour 400 minutes de fonctionnement, le temps de simulation pour atteindre le régime permanent passe respectivement pour les deux modèles (fin et réduit) de 1.5 sec à 0.5 sec. Il est à noter qu'à chaque nœud, une capacité thermique est insérée pour les simulations dynamiques du modèle.

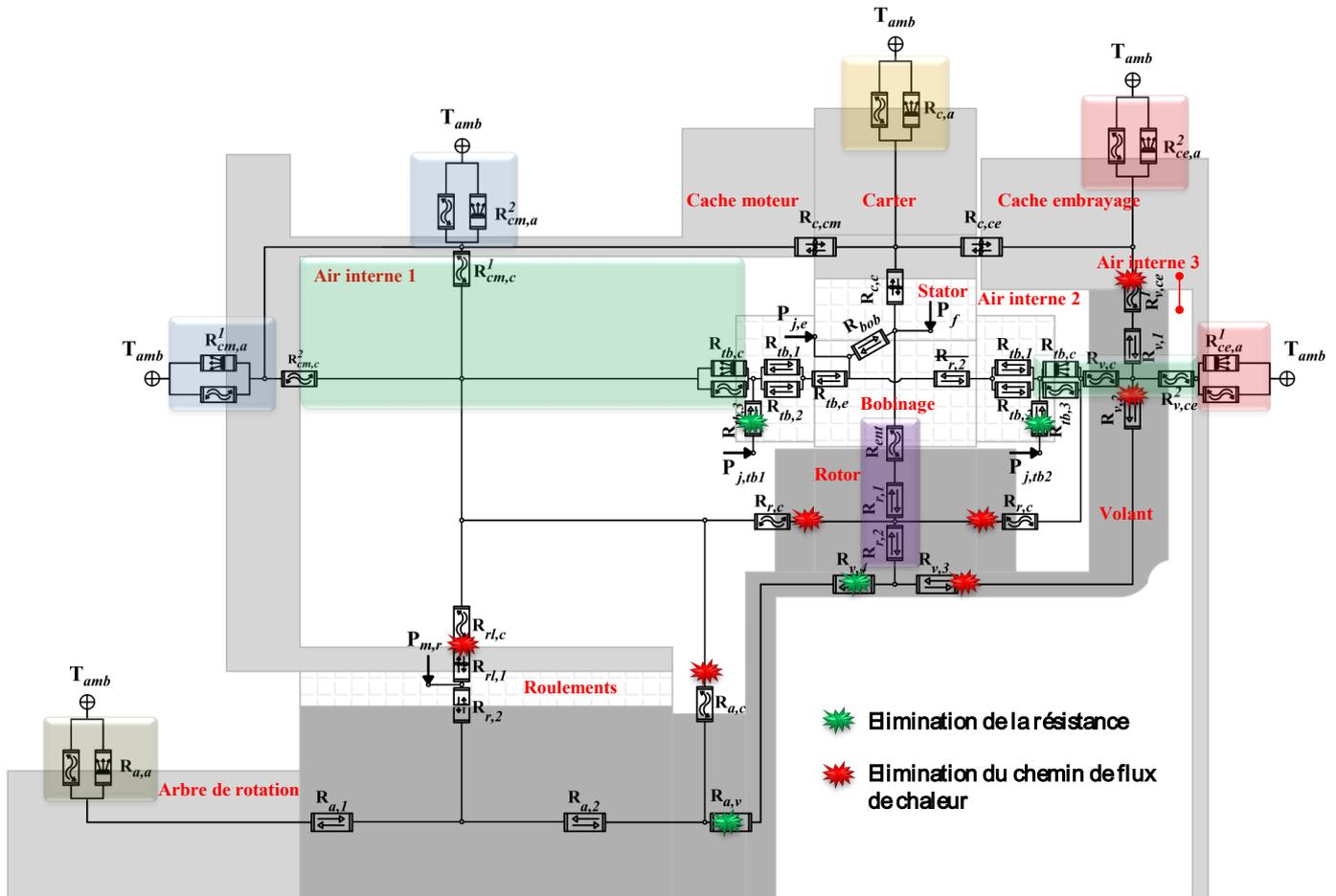


Figure 5 Représentation des éléments de réduction du modèle thermique de l'ADI

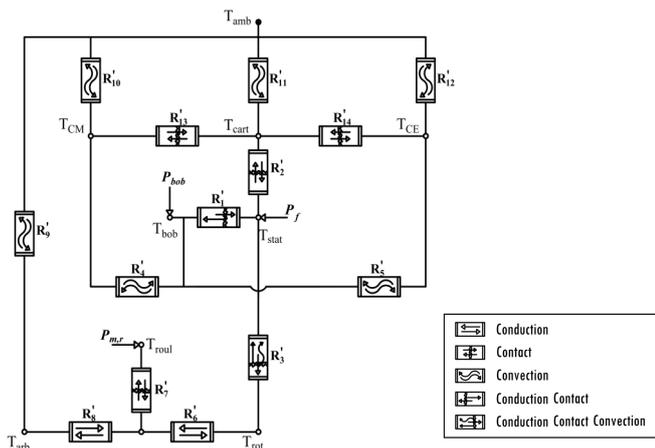
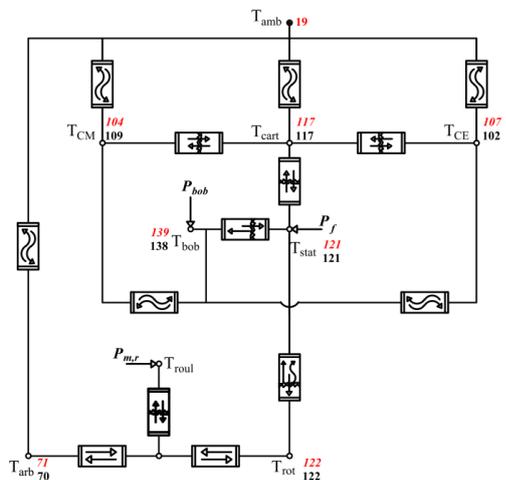


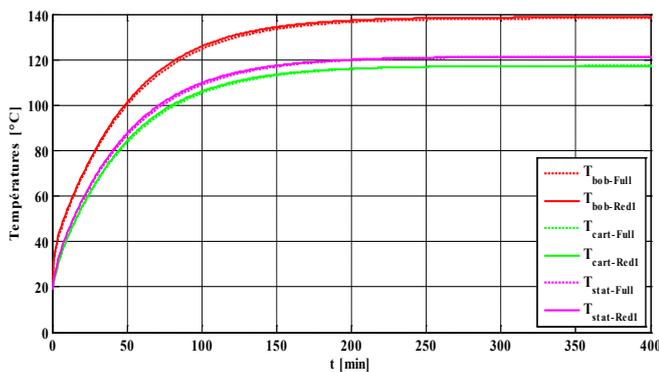
Figure 6 Modèle thermique réduit de l'ADI.

4.3. Résultats de réduction

Les résultats des deux modèles thermiques, fin et réduit sont comparés dans la Figure 7 pour un même point de fonctionnement (densité de courant de 4.5A/mm² et une vitesse de 4000 tr/min). La Figure 7a montre tout d'abord, qu'en régime permanent, l'écart maximal entre les deux modèles est de l'ordre de 5% au niveau des deux caches alors que cet écart est plus petit que 1% au niveau des différentes températures de la machine. En régime transitoire, les températures du modèle réduit montrent également une très bonne cohérence avec celles du modèle fin. Etant donné que le modèle thermique fin (Figure 2 et 3) est validé par les essais thermiques, nous constatons que le modèle réduit peut être considéré comme un modèle représentatif du comportement thermique de l'ADI.



(a)



(b)

Figure 7 Comparaison des températures en régime transitoire pour les deux modèles thermique fin (Full) et réduit (Red1) [bob : bobinage, cart : carter, stat : stator (culasse/dents)].

5. CONCLUSIONS

Dans cet article, nous avons présenté une démarche méthodologique intégrant une analyse de sensibilité locale sur un ensemble important de facteurs, en vue de la réduction d'un modèle thermique. Cette méthodologie est appliquée sur une machine électrique spécifique intégrée dans un environnement mécatronique complexe. Le modèle thermique initial de la machine est tout d'abord validé par rapport aux mesures expérimentales. Ensuite, l'analyse de sensibilité appliquée sur ce modèle a permis d'extraire les facteurs d'influence significative, et notamment les chemins de transfert de chaleur prépondérants dans la machine. En se basant sur ces résultats et des hypothèses simplificatrices, le nombre d'éléments du modèle thermique est passé de 67 à 14 éléments, et le temps de simulation de 1.5 sec à 0.5 sec. Ces réductions réalisées ont très peu affecté la précision du modèle thermique réduit dont l'écart maximal avec les mesures dans les zones du bobinage et du stator-carter est de moins de 1%. Le temps gagné d'1 sec par cette méthode de réduction s'avère important dans toute démarche d'intégration dans un système complet où la constante du temps du système peut être largement inférieure à 1 sec. Ce temps gagné est également intéressant dans toute démarche d'optimisation multiphysique des machines électriques intégrant le modèle thermique où un nombre très important de simulations peut être réalisé.

6. REMERCIEMENT

Les auteurs tiennent à remercier le CETIM et l'UTC dont les travaux présentés dans cet article sont issus d'une collaboration entre les deux parties.

7. REFERENCES

- [1] D. Staton, A. Boglietti et A. Cavagnino, «Solving the more difficult aspects of electric motor thermal analysis,» chez *Electric Machines and Drives Conference, 2003. IEMDC'03. IEEE International*, 2003.
- [2] A. Boglietti, A. Cavagnino et D. Staton, «Determination of Critical Parameters in Electrical Machine Thermal Models,» chez *Industry Applications Conference, 2007. 42nd IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2007 IEEE*, 2007.
- [3] D. Staton et A. Cavagnino, «Convection Heat Transfer and Flow Calculations Suitable for Electric Machines Thermal Models,» *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 55, n°110, pp. 3509-3516, Oct 2008.
- [4] F. Incropera et D. Dewitt, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, John Wiley & Sons, Ltd, 2011.
- [5] Y. Bertin, «Refroidissement des machines électriques tournantes,» *Techniques de l'ingénieur, Généralités sur les machines électriques tournantes*, vol. base documentaire : TIB250DUO., n°1 ref. article : d3460, 1999.
- [6] M. Idoughi, «Extraction de modèles thermiques simplifiés des machines électriques à partir d'un calcul du champ de températures,» 2011.
- [7] D. Hamby, «A review of techniques for parameter sensitivity analysis of environmental models,» *Environmental Monitoring and Assessment*, vol. 32, n°12, pp. 135-154, 1994.
- [8] A. Boglietti, A. Cavagnino et D. Staton, «TEFC induction motors thermal models: a parameter sensitivity analysis,» chez *Industry Applications Conference, 2004. 39th IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2004 IEEE*, 2004.
- [9] J. Puranen, «Induction motor versus permanent magnet synchronous motor in motion control. applications: a comparative study,» 2006.
- [10] Popova, «Combined electromagnetic and thermal design platform for totally enclosed induction machines,» 2010.
- [11] A. Grobler, «Thermal modelling of a high speed permanent magnet synchronous machine,» 2011.
- [12] A. Boglietti, A. Cavagnino et D. Staton, «Thermal sensitivity analysis for TEFC induction motors,» chez *Power Electronics, Machines and Drives, 2004. (PEMD 2004). Second International Conference on (Conf. Publ. No. 498)*, 2004.
- [13] B. Assaad, G. Friedrich, K. El Kadri Benkara, S. Vivier, R. Khliissa et A. Michon, «Détermination expérimentale des coefficients d'échange thermique en mode de convection naturelle: Application à une machine électrique intégrée dans son environnement,» chez *Symposium de Génie*

- Electrique, Cachan, France, 2014.*
- [14] A. Boglietti, A. Cavagnino, M. Lazzari et M. Pastorelli, «A simplified thermal model for variable-speed self-cooled industrial induction motor,» *Industry Applications, IEEE Transactions on*, vol. 39, n°14, pp. 945-952, July 2003.
- [15] P. Mellor, D. Roberts et D. Turner, «Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design,» *Electric Power Applications, IEE Proceedings B*, vol. 138, n°15, pp. 205-218, Sep 1991.
- [16] J.-F. Trigeol, «Identification des pertes d'une machine électrique par une approche thermique et à l'aide d'une technique inverse,» 2004.
- [17] B. Assaad, «Contribution à la prise en compte des aspects thermiques des machines électriques dans un environnement mécatronique,» 2015.
- [18] B. Assaad, K. El Kadri Benkara et G. Friedrich, «A new methodology for identifying external convection coefficients in electric machines,» chez *IEEE International Electric Machines and Drives Conference*, 2015.
- [19] G. Friedrich, S. Vivier, R. Khliissa, K. El kadri Benkara et B. Assaad, «Determination of rotor-stator heat exchange coefficients in the case of totally enclosed machines: Application to an integrated starter-generator,» chez *Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2013 IEEE*, 2013.
- [20] A. Boglietti, A. Cavagnino, D. Staton, M. Shanel, M. Mueller et C. Mejuto, «Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of Electrical Machines,» *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 56, n°13, pp. 871-882, March 2009.