Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou
Faculté de Génie Electrique et d'Informatique
Département d'Electrotechnique

Thèse

Présenté par

M^r BOUHERAOUA MUSTAPHA

Pour l'obtention du diplôme de

Doctorat

En électrotechnique

Thème

Contribution à la modélisation thermique d'un Moteur asynchrone à Cage

Messieurs :

Rachid Ibtiouen	Professeur à L'E.N.P	Président
Nacereddine Benamrouche	Professeur à L'U.M.M.T.O	Rapporteur
Amar Bousbaine	Maître de conférences à l'université de Derby U.K	Examinateur
Mimoun Souri M^ed	Professeur à L'U.M.K.Biskra	Examinateur
Salah Haddad	Professeur à L'U.M.M.T.O	Examinateur
Said Makhlouf	Maître de conférences à L'U.M.M.T.O	Examinateur

AVANT- PROPOS

Le travail que nous présentons dans cette thèse à été réalisé au laboratoire d'électrotechnique, faculté de génie électrique à l'université Mouloud-Mammeri de Tizi-ouzou.

Je suis heureux d'exprimer à Monsieur le professeur **N.Benamrouche**, Vice recteur chargé de la poste graduation et de la recherche à l'université Mouloud-Mammeri de Tizi-ouzou, ma gratitude pour la confiance qu'il m'a accordée. Je le remercie d'avoir accepté la direction de ce travail ainsi que pour ses conseils éclairés.

Que Monsieur **R.Ibtiouen**, Professeur à L'E.N.P, trouve ici l'assurance de mon respect pour l'honneur qu'il me fait en acceptant la présidence du jury de ma thèse.

Mes remerciements vont également à Monsieur **S.Haddad**, professeur à l'U.M.M.T.O, pour le soutien qu'il m'a apporté ainsi que pour son aide précieuse et d'avoir accepter de consacrer une partie de son temps pour analyser cette thèse et de faire partie de Jury.

J'adresse mes sincères remerciements et ma grande reconnaissance à Monsieur **A.Bousbaine**, Maître de conférences à l'université de Derby et Monsieur **Mimoun Souri Mohamed**, Professeur à l'université de Biskra, qui ont accepté de se déplacer pour participer à mon jury et d'avoir examiner mon travail.

Que Monsieur **S.Makhlouf**, Maître de conférences à L'U.M.M.T.O, trouve ici l'assurance de mon respect pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de faire partie du Jury de ma thèse.

Aussi, je remercie mes collègues **Y.Boutora et M.Zaouia** du département d'électrotechnique pour leurs aides et leurs soutiens qu'ils m'ont apporté.

A ma femme Dalila
A mon fils Anis
A mes parents
A mes frères et soeurs

Sommaire

SOMMAIRE

Chapitre V : Résultats et validation expérimentale

Chapitre VI : Elaboration d'un modèle thermique simplifié d'un moteur asynchrone à cage

Chapitre VII : Elaboration d'un modèle thermique par éléments finis d'un moteur asynchrone à cage

Nomenclature

NOMENCLATURE

Symboles	Désignations	Unités
P_{supp}	Pertes supplémentaires	W
P_{JS}	Pertes Joule statoriques	W
P_{JR}	Pertes Joule rotorique	W
P_{tot}	Pertes totales	W
P_{mec}	Pertes mécaniques	W
P_{fer}	Pertes fer	W
θ	Températures	°C
$\left(\frac{d\theta}{dt}\right)_{\to 0}$	Pente à l'origine de la caractéristique temps-température lors du refroidissement	°C/s
S	Surface	m^2
e	épaisseur	m
L	Longueur	m
e_i	Epaisseur de la couche i	m
S_i	Surface de la couche i	m^2
S_{moy}	Surface moyenne	m^2
λ	Conductivité thermique	W/m°C
λ_i	Conductivité thermique de la couche i	W/m°C
λ_{eq}	Conductivité thermique équivalente	W/m°C
h	Coefficient d'échange convectif	$W/m^2°C$
θ_s	Température de surface	°C
θ_m	Température moyenne du fluide	°C
N_u	Nombre de Nusselt	-
P_r	Nombre de Prandtl	-
R_e	Nombre de Rynolds	-
G_r	Nombre de Grashof	-
R_a	Nombre de Rayleigh	-
C_p	Chaleur massique à pression constante	J/Kg°C
μ	Viscosité dynamique	Kg/m.s
ν	Viscosité cinématique	m^2/s
β	Coefficient de dilatation	$°C^{-1}$
σ	Constante de Stephan-Boltzman ($5.67*10^{-8}$)	$W/m^2°C^4$
$\varepsilon_1, \varepsilon_2$	Emissivité moyenne du fluide	-
$F_{1\to 2}, F_{2\to 1}$	Facteur d'angle	-
T	Température	°C
L_c	Longueur de contact avec le solide	m
g	Accélération de la pesanteur	m/s^2
u	Vitesse d'écoulement du fluide	m/s
h_r	Coefficient d'échange pour le rayonnement	$W/m^2°C$
P_H	Pertes massiques par hystérésis	W/m^3
P_F	Pertes fer massique	W/m^3
f	Fréquence	Hz
B	Induction	T
R	Résistance	Ω

I	Courant	A
P_{abs}	Puissance absorbée	W
g	Glissement	**%**
λ_a	Conductivité thermique dans la direction axiale	W/m°C
λ_r	Conductivité thermique dans la direction radiale	W/m°C
λ_{can}	Conductivité thermique du caniveau d'encoche	W/m°C
λ_{air}	Conductivité thermique de l'air	W/m°C
r	rayon	m
r_1	Rayon interne d'un cylindre	m
r_2	Rayon externe d'un cylindre	m
L_e	L'épaisseur de l'entrefer	m
d_1,d_2	Diamètre	m
δ_{can}	Epaisseur du caniveau d'encoche	m
δ_C	Epaisseur de contact	m
x_{moy}	Position moyenne	m
A	Surface	m^2
S_{cu}	Surface du cuivre dans l'encoche	m^2
$Ra,R_b,R_c,R0,R_1,R_2,R3,Rm$	Résistances thermiques	°C/W
$R_{1a}, R_{2a}, R_{3a}, R_{1r}, R_{2r},R_{3r}$	Résistances thermiques	°C/W
R_{th1}……………………R_{th41}	Résistances thermiques	
R_{ct}	Résistance thermique de contact	°C/W
R_c	Résistance convective	°C/W
P_c	Pression de contact	N/m^2
α	Angle	Rd
N_Z	Nombre d'encoche	-
K_{remp}	Coefficient de remplissage	-
T_a	Nombre de Taylor	-
ω_r	Vitesse de rotation du rotor	Rd/s
h_P	Coefficient d'échange de l'air emprisonné	$W/m^2°C$
h_{amb}	Coefficient d'échange du milieu ambiant	$W/m^2°C$
$h_{entrefer}$	Coefficient d'échange de l'entrefer	$W/m^2°C$
a	La moitié du stator	m
b	Rayon de l'interface dos du stator-carcasse	m
c	Diamètre de la carcasse	
E_s	Module d'élasticité du fer statorique	N/m^2
E_f	Module d'élasticité de la carcasse	N/m^2
μ_s	Rapport de poisson pour le dos du stator	-
μ_f	Rapport de poisson pour la carcasse	-
r_m , r_{m1} ,r_{m2}	Rayon moyen	m
r_1……………………………r_8	Rayons	m
$\lambda_{r1}, \lambda_{r2}$	Conductivités thermiques dans la direction radiale	W/m°C
$\lambda_{a1}, \lambda_{a2}$	Conductivités thermiques dans la direction axiale	W/m°C
λ_{al}	Conductivité thermique de l'aluminium	W/m°C
λ_{arb}	Conductivité thermique de l'arbre	W/m°C
λ_v	Conductivité thermique du vernis	W/m°C

$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$	Angles	Rd
Z_d	Nombres de dents statoriques	-
L_{tet}	Longueur de la tête de bobine (géométrie cylindrique)	m
N_c	Nombres de conducteurs dans l'encoche	-
L_0	Longueur de l'extension entre encoche et têtes de bobines	
r_0	Rayon d'un conducteur dans l'encoche	m
h_P	Coefficient d'échange de l'air emprisonné	$W/m^2 °C$
$S_1 \ldots\ldots\ldots\ldots S_4$	Surfaces	m^2
L_{acc}	Longueur de l'anneau de court circuit	m
r_{acc}	Rayon interne de l'anneau de court circuit	m
L_{roul}	Longueur du roulement	m
R_1	Résistance électrique du stator	Ω
R'_2	Résistance électrique du rotor ramenée au stator	Ω
X_m	Réactance de magnétisation	Ω
R_m	Résistance de magnétisation	Ω
$X_{s/c}$	Réactance de fuite ramenée au stator	Ω
V_1	Tension d 'alimentation	Volt
I_1	Courant	A
P_{ferdos}	Proportions des pertes fer allouées au dos du stator	W
$P_{ferdents}$	Proportions des pertes fer allouées aux dents statorique	W
λ_{isol}	Conductivité thermique de l'isolant	W/m°C
$\{\theta_i\}$	Vecteur température	°C
$\Delta\theta$	Ecart de température	°C
[C]	Matrice capacités	-
G	Conductance thermique	W/°C
[G]	Matrice conductances	-
h_{amb}	Coefficient d'échange du milieu ambiant	$W/m^2 °C$
F	Fonctionnelle	-
A	Potentiel Vecteur	
B	Induction Magnétique	Tesla
J	Densité de courant	A/m^2
I_s	Courant	A
q_{Joule}	Densité de pertes par effet Joule	W/m^3
q_{fer}	Densité de pertes fer	W/m^3
ε_0	Permittivité du vide	$F.m^{-1}$
ε_r	Permittivité relative	$F.m^{-1}$
μ_0	Perméabilité du vide	$H.m^{-1}$
μ_r	Perméabilité relative	$H.m^{-1}$
σ_E	Conductivité électrique	$\Omega^{-1}.m^{-1}$
J_s	Densité de courant	A
A	Potentiel vecteur	T.m
μ_C	Perméabilité du cuivre	$H.m^{-1}$

μ_i	Perméabilité de l'induit	$H.m^{-1}$
T_{ref}	Température de référence	°C
h_C	Coefficient d'échange par convection	$W/m^2°C$
N_i, N_j	Fonction de forme	-
h_{co}	Coefficient de contact	$W/m^2°C$

Résumé :

Dans le cadre de ce travail, nous nous sommes intéressés à la modélisation thermique d'un moteur asynchrone à cage de puissance 2.2 kW. Un état de l'art où les différentes manières d'aborder les problèmes de modélisation thermique du moteur à induction sont discutés. Nous avons aussi présenté les lois générales des divers modes de transferts de chaleur rencontrés dans un moteur asynchrone à cage. La troisième partie est consacrée à l'analyse des pertes de la machine asynchrone à cage. Un modèle thermique à paramètres localisés suivant l'approche de Mellor est élaboré. Nous avons ensuite abordé l'analyse de la sensibilité du modèle aux variations des différentes résistances constituant le réseau thermique équivalent. Ce qui nous a amené à développer un deuxième modèle thermique simplifié basé sur deux approches différentes. Pour valider les résultats obtenus par la simulation, nous avons réalisé un banc d'essais qui permet de mesurer la température dans les différents endroits de la machine. Enfin, une étude de sensibilité du modèle aux variations des différents paramètres et aux différentes pertes est établie. La dernière partie du travail est dédiée à l'élaboration d'un modèle thermique par éléments finis de la même machine.

Mots clés :

Moteur asynchrone à cage, éléments finis, méthode à paramètres localisés, température, échauffement.

Abstract :

The work presented in this thesis deals with the thermal modelling of 2.2 kW squirrel cage three phase induction motor. The state of the art discusses different approches to solve thermal modelling of induction machines problems. We have also presented the general laws of differents types of heat transfer existing in the induction motor. The analysis of the power losses in induction motor is presented in the third part.

A lumped parameter thermal model based on approche presented by Mellor is developped. We have studied thereafter the analysis of the sensitivity of the model to different resistance variation constituting the equivalent thermal network. We have then developped a simplified thermal model based on two different approches. To validate the simulation results, an experimental divice permitting to measure the temperature in different places in the machine has been achieved. Finaly, a study of the sensitivity of the model to different parameters and loss variations is undertaken. The last part of this work is dedicated to the developpment of a finite element thermal model of the studied machine.

Keywords

Induction motor, finite elements, lumped parameter method, temperature, heat

INTRODUCTION GENERALE

Introduction générale

Les entraînements électriques utilisent de plus en plus les moteurs asynchrones à cage grâce à leur robustesse, à leur puissance massique et à leur coût. Toutes ces qualités justifient l'intérêt permanent de l'industrie vis à vis à ce type de machines. De plus, le développement récent de l'électronique de puissance et de la commande ont permis aux moteurs asynchrones à cage d'avoir les mêmes performances que celles des machines à courant continu. Ceci explique leur développement dans l'industrie et leur substitution progressive aux machines à courant continu. Ces machines quoi que de construction très robuste, fonctionnent près de leur limite thermique. De ce fait, il peut en résulter une dégradation de l'isolation de l'enroulement statorique ou une fatigue et une distorsion mécanique de la structure rotorique. L'étude du comportement thermique des machines électriques a de tout temps constitué une préoccupation majeure tant pour les constructeurs que pour les utilisateurs. L'intérêt de cette étude est évident car ce sont principalement les contraintes thermiques qui fixent les limites de fonctionnement des machines électriques [1].

La démarche expérimentale seule, même si elle paraît souvent la plus précise, ne peut suffire. La diversité des fonctionnements, la dispersion des caractéristiques, l'inaccessibilité de certaines informations, conduiraient alors à une procédure sans doute longue, onéreuse et incomplète. La simulation des comportements thermiques associée à des vérifications expérimentales présente une souplesse d'utilisation qui semble mieux adaptée à de telles investigations [2].

Afin de déterminer les températures dans les machines électriques, des modèles thermiques sont employés, qui peuvent être utilisés pour améliorer la conception de la machine ou pour déterminer la charge admissible durant les différentes conditions de fonctionnement.

Selon la bibliographie existante dans ce domaine, deux techniques sont classiquement proposées, à savoir :

- la première approche se base sur le développement des réseaux thermiques équivalents de la machine électrique connue sous l'appellation ''Méthodes à paramètres localisés'' (lumped parameter thermal models en termes anglo-saxons). Ces méthodes ont donnés des résultats satisfaisants pour l'évaluation de l'échauffement des machines électriques [1] à [3], [6,9] de [14] à [17] de [19] à [28] et [58].

- La seconde approche fait appel à la modélisation numérique et en particulier à la méthode des éléments finis. Elle est particulièrement bien adaptées à la résolution des problèmes complexes (problèmes non linéaires, géométrie complexe à une, deux et trois dimensions) [5,7] de [9] à [13] et de [33] à [38], [63,70,83,84,85].

L'approche systémique dite nodale ou à paramètres localisés est une méthode basée sur le principe de découpage en blocs isothermes d'un milieu solide. Elle est principalement appliquée pour modéliser le comportement thermique du moteur. Les travaux de Sreenivasan et Sengupta [14], Roye [2], ainsi que les travaux de Mellor [15] constituent les références essentielles de cette technique pour une modélisation complète d'un moteur électrique. Les modèles thermiques des petites machines, les plus fréquemment utilisées, sont basés sur la méthode d'analyse nodale (réseau thermique) [2,3,13] de [15] à [28], et [17]. Ces modèles thermiques basés sur un réseau thermique à paramètres localisés, sont simples et peuvent donner une représentation relativement exacte des conditions thermiques dans la machine. Ils sont basés sur l'analogie entre la loi d'Ohm pour la conduction électrique et la loi de Fourier pour la conduction de chaleur. Le principe de la méthode est de diviser la machine en régions interconnectées par des conductances thermiques, l'ensemble formant un réseau thermique équivalent. Chaque région donnant une température moyenne est modélisée comme ayant ou non une source de chaleur et une capacité thermique. Les difficultés liées à l'application de cette méthode sont de trois types :

- La détermination des conductivités thermiques des parties non homogènes (faisceaux de conducteurs) ainsi que les coefficients d'échange dans des géométries peu adaptées (entrefer et air interne près des chignons),

- La localisation des sources nécessairement discrètes alors que les pertes sont distribuées,
- La prise en compte de la ventilation (canaux de ventilation, ailettes).

En utilisant cette approche, des réseaux thermiques équivalents ont été employés pour représenter la machine entière [3,6,13,15,16,24,26,28]. D'autres chercheurs [29,30,31] introduisent des hypothèses simplificatrices afin d'alléger la complexité à modéliser les processus de conduction et de convection du volume réel. Récemment, des modèles thermiques plus sophistiqués ont été développés pour une large variété de configurations et pour différents régimes de fonctionnement [3,13,15,28,20,25, 26]. De tels modèles ont été appliqués aussi bien en régime permanent qu'en régime transitoire [3,13,15,28]. Mellor et al. [15] ont présenté une étude détaillée pour prédéterminer la distribution de la température d'une machine fermée auto-ventilée en régime permanent et en régime transitoire. Ces dernières années ce modèle a été une référence pour les chercheurs travaillant sur des problèmes de modèles thermiques. Bousbaine et al [20] ont développé des modèles dans le but d'identifier les coefficients thermiques.

L'étude locale de la distribution de la température fait souvent appel à l'utilisation de la méthode des éléments finis. L'étude du comportement thermique d'une machine électrique est un problème 3D d'une grande complexité. Une étude 3D s'avère être nécessaire pour la prise en compte des phénomènes réels (échange conductif, convectif et radiatif) ainsi que la prise en compte des effets d'extrémités (têtes de bobines et anneaux de court circuit). Néanmoins, un tel modèle est lourd à mettre en œuvre, particulièrement lors de l'étude des régimes transitoires ou lors des fonctionnements en régime variable. Ce qui a amené les chercheurs à développer des modèles 2D sur une vue radiale ou axiale en adoptant des hypothèses simplificatrices en fonction de l'objectif de leurs recherches [3 à 13].

Le présent travail entre dans la continuité des travaux effectués au laboratoire des technologies avancées, au département d'électrotechnique ,U.M.M.T.O. En effet, nous avons développé trois modèles thermiques basés sur la méthode à paramètres localisés. Un modèle thermique détaillé développé selon l'approche de Mellor et deux modèles thermiques simplifiés. Afin de valider les résultats de calcul obtenus par ces trois modèles, un banc d'essai a été réalisé. Les résultats de mesure sont confrontés à ceux obtenus par les trois modèles développés. Afin de déterminer la température locale dans les différents endroits de la machine, un couplage magnéto-thermique par élément finis est établi. Les grandeurs électromagnétiques calculées (densités de pertes) sont utilisées pour déterminer les températures des différents éléments constituant le moteur.

La présente thèse s'articule autour de cinq chapitres.

Dans le premier, nous nous intéressons, à travers une étude bibliographique, aux différentes manières d'aborder les problèmes liés à la modélisation thermique dans les moteurs à induction. Les méthodes d'analyse nodale et des éléments finis appliquées à la modélisation thermique des machines asynchrones sont abordées. Nous mettons l'accent sur l'apport considérable de l'expérimentation dans toute étude thermique en vue d'une détermination plus précise des paramètres d'un modèle.

Nous présentons, dans le deuxième chapitre, les lois générales des divers modes de transmission de chaleur. Puis, nous montrerons comment appliquer ces lois aux configurations rencontrées dans les petites machines tournantes fermées et auto-ventilées.

Le troisième chapitre, est consacré à l'analyse des pertes de la machine asynchrone, nous avons estimé nécessaire de rappeler les différentes composantes des pertes produites au niveau d'une machine asynchrone. Nous avons, à partir de notre étude bibliographique, dégagé quelques réflexions sur les pertes fer et sur les pertes supplémentaires. Ces dernières, demeurent assez complexes que ce soit dans leur définitions, dans leurs mesures ou dans leurs évaluation. Nous avons, surtout, mis en évidence que ce champ d'investigation est encore loin d'être épuisé par la bibliographie existante.

Nous abordons dans le quatrième chapitre, la modélisation thermique du moteur à induction. Un modèle thermique détaillé de la machine est développé. Nous avons présenté les règles de modélisation thermique par la méthode des paramètres localisés et nous avons développé un réseau thermique équivalent pour la totalité de la machine basé sur l'approche développé par Mellor et al [15].

Dans le cinquième chapitre, une maquette expérimentale pour la mesure de la température dans le moteur est réalisée. La machine est instrumentée par des thermocouples logés dans des différents endroits de la machine. Les résultats de simulation issus du modèle thermique détaillé sont comparés aux résultats de mesure. En fin, une étude de la sensibilité du modèle aux variations des différents paramètres et aux différentes pertes est établie.

Nous présentons dans le sixième chapitre deux modèles thermiques simplifiés basés sur deux approches différentes. La première approche consiste à développer un modèle thermique simplifié constitué seulement des résistances thermiques les plus influentes selon l'analyse de la sensibilité effectuée dans le chapitre IV. Dans la seconde, la machine est modélisée par des cylindres creux concentriques. La structure réelle de la machine est transformée en une structure équivalente simplifiée. Les résultats de calcul obtenus par ces deux modèles sont confrontés aux résultats de mesure et aux résultats obtenus par le modèle détaillé.

Le dernier chapitre est dédié à la modélisation thermique de la machine asynchrone en utilisant la méthode des éléments finis. La simulation numérique est effectuée sous environnement Matlab et rassemble les calculs électromagnétique et thermique. Les résultats obtenus en utilisant la méthode des éléments finis sont comparés d'une part à ceux obtenus par les méthodes à paramètres localisés et d'autres part à ceux obtenus expérimentalement.

Nous terminons notre thèse par une conclusion générale.

CHAPITRE I

Etat de L’art et objectifs

I.1 Introduction

La conversion de l'énergie électromécanique dans les machines électriques s'accompagne de pertes d'énergie électromagnétique et mécanique qui se transforment en énergie calorifique. Ceci se traduit par des élévations de la température à l'intérieur des éléments de la machine. L'influence de ces pertes sur l'élévation de la température des parties sensibles est le sujet principal de toute étude thermique des machines électriques.

Le calcul thermique des machines a fait l'objet de plusieurs investigations depuis des décennies [1 à 40]. Dans ce chapitre, nous présentons les principes des méthodes qui sont développées ainsi que leurs avantages et leurs inconvénients par l'analyse de la bibliographie importante existant sur ce sujet. Nous présentons ensuite les objectifs de notre étude qui consiste essentiellement à développer plusieurs modèles thermiques pour le calcul de la distribution de la température à l'intérieur de la machine.

I.2 Méthodes d'étude

Nous pouvons distinguer deux axes principaux sur lesquels s'appuient les recherches dans le domaine de la modélisation thermique des machines électriques :

- le premier concerne la réalisation de maquettes expérimentales souvent nécessaires afin de déterminer avec le maximum de précision la distribution de la température dans la machine et de maîtriser les phénomènes d'échanges de chaleur ayant lieu aussi bien à l'intérieur de la machine qu'avec le milieu environnant. L'association de données expérimentales et de modèles thermiques théoriques permet de vérifier la validité de ces derniers et de déterminer certains paramètres du modèle avec confidence (coefficients d'échange de chaleur, résistances et capacités thermiques, etc.).

- le deuxième axe concerne la modélisation théorique où l'on distingue trois techniques classiquement proposées :

    - les méthodes empiriques ;
    - la méthode nodale ;
    - les méthodes numériques.

Cependant, nous constatons que la majorité des travaux publiés dans le domaine associent modélisation théorique et réalisation expérimentale. Cette dernière est nécessaire, voir indispensable pour valider les résultats du modèle théorique et souvent utile pour déterminer ou corriger les paramètres inconnus de ce modèle.

La modélisation du comportement thermique de la machine asynchrone, même si elle paraît nécessaire pour l'étude et la conception, ne suffit pas seule à résoudre le problème d'échauffement. En effet, la procédure est très longue et imprécise [2,19,27]. D'autre part, les résultats de simulation du comportement thermique ne sont crédibles qu'après une confrontation, au moins partielle, avec ceux prélevés par des mesures. Ce qui justifie la nécessité de l'étude expérimentale de l'échauffement des machines électriques. Cette étude est indispensable, aussi bien pour calculer et allouer les pertes que pour comparer l'influence des différentes sources d'alimentation sur les performances de la machine.

L'étude bibliographique a montrée que pour mesurer la température au stator, on utilise les dispositifs à base de thermistances [2,19,54] ou des thermocouples [19,26,27,41]. Par contre, pour le rotor, étant donné les difficultés rencontrées, des liaisons sans contacts sont proposées par certains auteurs [19]. Des études comparant les avantages et les inconvénients de ces deux types de capteurs ont été menées [55,56] permettent de guider l'utilisateur dans son choix.

I.2.1 Méthodes empiriques

Nous retrouvons ces méthodes dans les ouvrages de construction des machines électriques destinés à la formation des ingénieurs [62]. Ces méthodes permettent d'évaluer la température du point de fonctionnement nominal en régime permanent. Cette estimation, est très délicate au vu du nombre important des paramètres qui interviennent. Ces méthodes sont de moins en moins utilisées. Une modélisation thermique basée sur des observations expérimentales pour divers points de fonctionnement d'un moteur asynchrone alimenté par convertisseur est proposée par les auteurs de la référence [18]. Les paramètres de ce modèle, qui traite aussi bien des régimes transitoires que permanents, sont déterminés empiriquement de façon à avoir la convergence expérimentation – simulation.

I.2.2 Méthode nodale

Traditionnellement, la distribution de la température au sein des machines électriques est obtenue en utilisant les réseaux thermiques. Malgré son ancienneté [21,22,23], cette approche s'avère efficace pour déterminer la distribution de la température en régime permanent et en régime transitoire. Le modèle est développé à partir des dimensions géométriques et des propriétés thermo-physiques des matériaux constituant la machine. Cette méthode consiste à considérer la machine comme un assemblage de pièces homogènes dans la construction et dans le fonctionnement [86] . On utilise alors plutôt une description de type réseau thermique équivalent, qui peut aboutir à une représentation assez simple. Les pertes constituent alors les sources de courants et le potentiel aux différents nœuds donne la température. La température n'est calculée qu'aux nœuds du réseau qui représentent chacun un sous ensemble de la machine dans lequel la température est uniforme. Les échanges et les sources de chaleur sont décrits exhaustivement et représentent les branches du réseau. Dans ce cas, la qualité du résultat dépend du découpage réalisé.

Les difficultés liées à l'application de cette méthode sont de trois types [1,2,3,13,15,26].

1) la détermination des conductivités et des capacités thermiques dans les matériaux non homogènes.
2) La localisation des sources de chaleur dépend directement de la séparation des pertes dans la machine. Ce problème est rendu plus accru dans le cas des alimentations par convertisseurs statiques.
3) La prise en compte de la ventilation et de la source de refroidissement.

L'idée de cette méthode a été initiée R.Soderberg en 1931 [23], où l'auteur propose un modèle qui consiste à déterminer une solution approchée de l'équation de conduction de chaleur. L'application a été faite sur un turbo-générateur à ventilation radiale. Ici, la structure statorique est divisée en deux éléments ; les dents et la culasse statorique. Un réseau thermique a été développé où les résistances thermiques sont évaluées analytiquement.

Un modèle itératif qui permet d'évaluer la température moyenne de la carcasse en séparant les chaleurs cédées par convection des chaleurs cédées par rayonnement est proposé en 1954 par R.L Kotnik [22] Les difficultés rencontrées résidaient dans le calcul des résistances thermiques, notamment celles relatives au transfert de chaleur par convection. Puis, la température de l'enroulement dans l'encoche en régime permanent, en considérant des résistances thermiques évaluées de manière empirique a été déterminée.

L'auteur de la référence [6] présente un modèle thermique à paramètres localisés d'un alternateur à pôles saillants de puissance 75MW. Le modèle développé est limité seulement à la partie statorique. L'étude est effectuée sur une direction radiale comprenant les encoches et le fer. Les avantages de cette représentation particulière résidaient dans la prise en compte de l'échauffement de l'air dans les canaux radiaux de ventilation. L'effet de la conductivité thermique de l'isolant des têtes de bobines a été considéré.

En 1979, Perez et kazakian [25] ont développé un modèle détaillé d'une machine synchrone à pôles lisses. La présence de canaux radiaux et axiaux de ventilation est prise en considération ainsi que les différents modes de transfert de chaleur (conduction, convection, rayonnement). Un découpage global de ce type de machine en 19 éléments est adopté.

D'autres auteurs [2,54] utilisent le principe de la décomposition en blocs. Toute la valeur du modèle repose sur la qualité du découpage. Ces blocs doivent tous présenter une unité uniforme, tant du point de vue géométrique que du point de vue physique. La machine simplifiée est alors constituée de la juxtaposition de blocs de formes différentes dans lesquels la chaleur produite est transférée par conduction.

Le principe de la modélisation par blocs a été aussi présenté en 1991 par P.H Mellor et al [15] et en 1993 par A.Bousbaine [26] .En adoptant certaines hypothèses, la géométrie de chaque bloc est ramenée à une forme cylindrique. L'équation de la chaleur est résolue en coordonnés cylindriques pour les directions radiales et axiales (les transferts azimutaux sont négligés). Les échanges convectifs sont modélisés par une simple résistance thermique et les coefficients d'échanges sont déterminés par des relations simples. Toutes les résistances thermiques sont calculées à partir des dimensions géométriques et des propriétés thermo-physiques des matériaux constituant chaque bloc. La résistance modélisant l'échange carcasse-ambiant est mesurée.L'influence des variations des conductivités thermiques montre que seule des variations importantes du coefficient d'échange carcasse-ambiant influencent les résultats de la simulation.

L'intérêt d'un couplage entre un modèle électrique et un modèle thermique est proposé par D.S.Zhu [19]. Le modèle électrique est représenté par le schéma équivalent de la machine qui tient compte des effets secondaires (saturation, effet pelliculaire, pertes supplémentaires, etc.) et permet de prédéterminer les performances statiques et dynamiques de la machine. Le modèle thermique proposé comprend huit (08) nœuds et l'identification de ses paramètres est effectuée par la méthode des moindres carrés pondérés. Cette démarche a permit de s'affranchir d'une connaissance approfondie de la théorie des transferts thermiques. Elle présente aussi l'intérêt de faciliter la prise en charge de la variation de certains paramètres du modèle qui sont fonction de la vitesse de rotation de la machine. Le couplage ainsi réalisé est testé sur un cycle de fonctionnement en régime variable du moteur alimenté par une tension en ondes carrées. La machine étudiée est dans ce cas, un moteur asynchrone à cage de 7.5kW.

Le modèle thermique à paramètres localisés a été aussi utilisé en vue d'étudier l'écoulement de chaleur dans les moteurs électriques monophasés [32,39]. Les auteurs de la référence [32] proposent un modèle thermique à paramètres localisés à trois dimensions afin de déterminer la distribution de la température en régime permanent dans un moteur à induction monophasé. En utilisant la méthode expérimentale temps – température, une distribution de la densité de pertes dans la machine est déterminée. Les densités de pertes calculées (sources de chaleur) sont utilisées comme entrées du modèle thermique développé. Cette méthode est appliquée à la modélisation thermique en régime permanent d'un moteur à induction de 75 W. L'analyse de la sensibilité du modèle aux variations des pertes montre que le rotor et le stator sont faiblement couplés. Une grande variation des paramètres du rotor affecte la distribution de la température au niveau du rotor sans affecter sérieusement les températures statoriques.

Tout en gardant la précision relative des résultats, et afin de réduire le temps de résolution et permettre une évaluation rapide des températures en transitoire, d'autres auteurs [29, 30,31] ont introduit des hypothèses simplificatrices afin d'alléger la complexité des modèles développés.

Dans la référence [29], un modèle thermique simplifié est proposé. Le modèle est composé de simples équations comparées à d'autres équations plus complexes connues dans la littérature spécialisée. Les paramètres du modèle réduit sont soit calculés par des équations simples ou peuvent être évalués par des essais. Le modèle thermique développé est appliqué à un moteur asynchrone de puissance 4kW afin d'étudier son comportement thermique en régime permanent sous différentes fréquences. Une méthode tenant compte de la non uniformité de la vitesse de l'air de refroidissement sur la carcasse est proposée. Les résultats de simulation obtenus par le modèle thermique simplifié sont comparables aux résultats de mesure, montrant ainsi la validité du modèle thermique simplifié.

Souvent, seuls les températures en quelques endroits stratégiques de la machine nous intéressent. Ce qui a ramené des auteurs à proposer des modèles thermiques plus simples ou la machine est schématisée par deux ou trois éléments (stator, rotor, environnement) [31]. Les modèles ainsi développés déterminent les températures uniquement au niveau du stator et du rotor. Les modèles ainsi établis sont plus adaptés aux calculs analytiques simples.

Les auteurs de la référence [31] proposent un modèle thermique simplifié représenté sous forme d'un simple circuit équivalent. Deux techniques de la détermination de la température sont suggérées : la première est basée sur le calcul de la température de l'enroulement à partir de la température de la carcasse. Par contre, dans la seconde la température est estimée à partir de la température du milieu ambiant.

L'échauffement des moteurs électriques due aux pertes supplémentaires a été étudié par les chercheurs [47, 52,53] afin d'évaluer l'effet de ces pertes sur le comportement thermique des machines électriques. L'objectif assigné par Jimoh et al. [52,53] est de quantifier les pertes et la chaleur supplémentaire dans les machines à induction. Deux modèles thermiques basés sur la méthode nodale et un autre électrique ont été développés et leurs résultats confrontés à des essais expérimentaux. L'étude a révélé de plus que les pertes supplémentaires en charge aggravent les conditions d'échauffement de la machine, limitant ainsi ces performances et son domaine de fonctionnement et accélérant la détérioration de son isolation. La méthode de calcul développée permet de quantifier le degré de ces effets et de déterminer une valeur acceptable des pertes supplémentaires par machine et par régime de fonctionnement. Il a été établi qu'il existe une valeur critique (26% des pertes totales) [52,53] de ces pertes au delà de laquelle la machine commence à sur-chauffée.

Le développement connu dans les différents systèmes électroniques d'acquisition et de mesure de température ont motivé Benamrouche [41] de reconsidérer la méthode basée sur l'expérimental connue sous le nom de ‘’ Temps-température’’ pour évaluer la distribution de la densité des pertes fer d'un moteur asynchrone à cage de 4 kW alimenté par un convertisseur riche en harmoniques. Cette méthode a été originallement développée par Gilbert en 1961. Bousbaine [47] a repris le même banc d'essais decrit dans la référence [41] afin de déterminer les densités de pertes en régime variable. Une fois, ces densités de pertes connues, une estimation améliorée des pertes supplémentaires en charge est obtenue. La technique ‘’ temps-température’’ couplée avec des techniques numériques ou des modèles à paramètres localisés, permet de déterminer l'effet des pertes supplémentaires sur l'échauffement des différents éléments de la machine. L'auteur propose d'estimer les pertes supplémentaires à 4.4% des pertes totales ou à 0.93% de la puissance nominale de la machine. Toutes ces pertes se traduisent par une élévation de température due à la dissipation de chaleur et font chuter le rendement de la machine.

Les paramètres d'un modèle thermique sont des éléments très importants pour la détermination la plus précise de la distribution de la température dans une machine électrique. Ces paramètres sont obtenus à partir des dimensions et des propriétés physiques des matériaux constituant la machine. Pour cela des relations déduites de corrélations de résultats expérimentaux et théoriques ont été utilisées [57]. Malheureusement, ces relations ne conduisent qu'à des résultats approximatifs. Plusieurs travaux ont été menés dans ce domaine. Par exemple, l'utilisation des modèles thermiques permet actuellement de déterminer avec une meilleure précision certains paramètres [58], mais beaucoup d'incertitudes demeurent en raison de la géométrie complexe de la machine électrique. Afin d'avoir des valeurs plus précise ou des lois de variations plus correctes, d'autres approches ont été effectuées grâce à des mesures de températures. J.T.Boys [18] propose un modèle thermique basé sur des mesures expérimentales pour divers point de fonctionnement d'un moteur asynchrone de 7.5 kW alimenté par convertisseur. Les paramètres de ce modèle sont déterminés empiriquement de façon à avoir la convergence expérimentation-simulation.
Une autre approche d'identification des paramètres d'un modèle thermique est proposée par G.Kylander [27]. L'auteur propose des méthodes expérimentales qui permettent d'évaluer les conductances thermiques des têtes de bobines et des enroulements dans l'encoche. Il propose des formules quelques fois empiriques pour calculer les coefficients d'échanges de chaleur. La détermination des conductances et des capacités thermiques en utilisant des méthodes expérimentales est aussi présentée dans les travaux [17,20,59,60,61,76].
Le principe de la modélisation thermique par la méthode nodale est également appliqué dans les travaux de D.Roy [2], où l'auteur étudie les régimes thermiques transitoires et permanents d'un moteur asynchrone de 750 kW. Tous les paramètres du modèle sont calculés à partir des dimensions géométriques et des propriétés thermo-physiques des matériaux et pour des configurations proches de celles rencontrées dans les machines électriques tournantes. Une autre méthode a été proposée par Zhu [19], dans laquelle l'identification des paramètres du modèle thermique est effectuée par la méthode des moindres carrés pondérés.
D'autres auteurs [20] utilisent les méthodes du type S.V.D (singular – values-decomposition) pour déterminer les paramètres d'un modèle thermique. La démarche consiste à réarranger le système d'équations algébriques ainsi obtenues de sorte à ce que certains éléments de la matrice conductance deviennent les inconnues du problème. Souvent, le nombre d'inconnues est supérieur au nombre de mesures disponibles et il est nécessaire de mener des essais

supplémentaires qui correspondent à différentes distributions des pertes. Le système d'équations devient ainsi sur-dimensionner et les méthodes du type S.V.D sont recommandées

Souvent, il s'agit de déterminer les paramètres de réseaux nodaux pour lesquels une modélisation imparfaite a été réalisée (conductance de contact, conductance de l'isolant, conductance de roulement, coefficients d'échange) [59]. Une fois, les températures et les pertes sont connues, une déduction des différentes valeurs de conductances est établie.

I.2.3 Méthode des éléments finis

Cette méthode présente plusieurs avantages. Elles est basée sur un découpage plus au moins fin du système modélisé et permet de tenir compte de plusieurs paramètres (non linéarité, géométrie complexe,….) qu'on ne peut généralement considérer avec les méthodes analytiques.

L'étude du comportement thermique d'une machine électrique est typiquement un problème 3D d'une grande complexité. L'environnement doit être pris en compte ainsi que les modes d'échange de chaleur de nature conductive, convective ou radiative qui font intervenir des lois de la mécanique des fluides. Quoi que lourde à mettre en œuvre, seule une modélisation 3D rend compte du comportement thermique réelle de la machine. Un modèle 3D est généralement exigé afin de tenir compte des têtes de bobines et des surfaces externes du moteur. Les calculs thermiques les plus simples sont généralement effectués en 2D. La modélisation 2D ne peut tenir compte de tous les phénomènes et les chercheurs sont amenés à faire des hypothèses simplificatrices en fonction de la direction considérée. En effet dans ce cas on ne peut prendre en compte qu'une partie des flux de chaleur mise en jeux.

Un exemple de géométrie 3D utilisée pour le calcul thermique d'un moteur à induction est présenté par les auteurs des références [33,34,37,63]. L'utilisation de la méthode des éléments finis 3D en coordonnés cylindriques est proposée par D.Sarkar [34]. Le modèle développé est appliqué pour étudier la distribution de la température dans le stator d'un moteur asynchrone à cage**.** L'échange de chaleur par convection dans l'entrefer, l'air interne et l'environnement sont pris en compte**.** Un autre modèle d'éléments finis 3D limité seulement au stator a été appliqué pour étudier les régimes permanents et transitoires d'un moteur asynchrone [37]. L'originalité de ce travail consiste à utiliser la méthode ''temps-température'' afin de quantifier la distribution des pertes dans les différents éléments de la machine. En utilisant cette distribution de pertes comme vecteur source dans le modèle éléments finis, une distribution de la température est obtenue.

Des modèles d'éléments finis 2D et 3D ont été élaborés par Y.F.Chen [36]. L'application a été faite sur un moteur asynchrone à cage de faible puissance complètement fermé et non ventilé. L'apport de l'étude consiste à élaborer un modèle thermique par élément finis 3D, qui permet de tenir compte des configurations très complexes. Un couplage d'un modèle éléments finis 3D au rotor et d'un réseau équivalent au stator permettant d'incorporer les effets convectifs dans l'entrefer a été proposé par Y.Liu [63].

Dans la direction radiale, on ne considère pas les flux de chaleur axiaux. Dans les moteurs à induction fermés et auto- ventilés, l'hypothèse d'un flux de chaleur radial est souvent adoptée et de nombreux travaux ont été effectuées [8,9,26,38]. Sur une vue axiale, les modèles permettent de prendre en compte les flux de chaleur des parties frontales de la machine [4,9].

Une étude qui consiste à raccorder les deux directions axiales et radiales suivant un ou plusieurs axes est présentée dans les travaux de R.Bernard [10]. L'étude radiale est effectuée avant l'étude axiale, car les paramètres à déterminer dans la direction radiale sont moins nombreux. Ainsi, l'étude 3D est avantageusement remplacée par deux études 2D dans deux plans perpendiculaires. Un modèle dans lequel la partie électromagnétique est calculée avec la méthode des éléments finis 2D et la partie thermique a été traitée analytiquement est présentée par Mezani et al [28]. Un couplage magnéto-thermique 2D d'un moteur asynchrone à cage est proposé par les auteurs des références [11,12], où on calcule la distribution des pertes en tout point du maillage du problème électromagnétique, puis avec ce même maillage, on passe au calcul thermique en gardant cette distribution de pertes.

I.3 Conclusion et objectifs

Nous avons entrepris de présenter dans ce chapitre les principales méthodes utilisées pour étudier le comportement thermique dans les machines électriques et en particulier dans le type de machines faisant l'objet de notre travail, c'est-à-dire, les machines asynchrones à cage auto-ventilées (TEFC). Nous nous sommes particulièrement intéressés à l'apport considérable des méthodes expérimentales tant au niveau mesure de température qu'au niveau détermination des pertes. Cette approche bien que précise ne peut suffire car la diversité des fonctionnements et l'inaccessibilité à certaines informations conduiraient à une procédure sans doute longue, onéreuse et incomplète. La simulation des comportements thermiques se présente alors comme un outil incontournable qui associée à des validations expérimentales, présente une souplesse d'utilisation qui semble mieux adaptée à de telles investigations. Nous avons donc mis l'accent sur l'évolution des méthodes d'études théoriques et des moyens de calcul utilisés ainsi que sur les contributions et sur les améliorations apportées par différents chercheurs dans le domaine.

La modélisation purement théorique, qu'elle soit nodale ou par élément finis, présente des difficultés dues à la complexité du transfert de chaleur. Le recours à des hypothèses simplificatrices est nécessaire. Nous avons, néanmoins, constaté que pour la plus part des travaux consultés, les auteurs sont toujours contraints à négliger des phénomènes en adoptant des hypothèses simplificatrices.

L'étude du comportement thermique d'une machine électrique est typiquement un problème 3D d'une grande complexité. L'étude locale de la distribution de la température fait souvent appel à l'utilisation de la méthode des éléments finis. Les études en 2D sur un plan radial ou axial ne donnent pas toujours des températures fiables. Une étude 3D s'avère être nécessaire pour la prise en compte des phénomènes réels. Néanmoins, un tel modèle est lourd à mettre en œuvre, particulièrement lors de l'étude des régimes transitoires. L'utilisation des éléments finis en 3D tend à se généraliser en particulier pour l'étude du régime permanent. La résolution de l'équation de chaleur (conduction) ne pose pas de problème particulier. Il n'en est pas de même pour les transferts convectifs et radiatifs. De plus, même si la méthode peut prédire précisément les points chauds, le problème réside dans la flexibilité de la méthode et la manipulation de la géométrie et les conditions aux limites qui sont très complexes. La simulation en régime variable est pratiquement impossible avec la méthode des éléments finis en 3D en raison des valeurs importantes des constantes de temps thermiques et de la durée du temps de simulation qui peut être des heures voire des jours.

La méthode nodale s'avère alors beaucoup appropriée, car les paramètres sont introduits d'une façon simple et les temps de calcul sont très réduits. Le modèle élaboré a l'avantage de donner une description complète de l'échauffement dans chaque partie constituant la machine, malgré quelques difficultés liées à la détermination des coefficients d'échanges et la localisation des sources de chaleur qui dépendent directement de la séparation des pertes dans la machine.

Le mérite de la méthode à paramètres localisés réside dans le fait que les paramètres du réseau peuvent être déterminés à partir des dimensions géométriques et les propriétés thermo- physiques des matériaux de la machine. De plus, une fois les paramètres du modèle sont identifiés, le modèle peut tenir compte de tous les phénomènes d'échange de chaleur qui s'y présentent (conduction, convection, rayonnement). Malgré sa simplicité, le modèle thermique à paramètres localisés a été choisi et utilisé pour étudier le comportement thermique des machines électriques en raison des avantages suivants :

- Temps de calcul réduit ;
- Les pertes mécaniques sont faciles à intégrer dans le modèle ;
- Le réseau thermique équivalent est facile à mettre en œuvre.

D'après la recherche bibliographique que nous avons effectué, nous avons constaté que le modèle de Mellor et Turner reste un modèle de référence. Le réseau thermique de Mellor est le plus complet, car il tient compte du transfert de chaleur dans les deux directions radiale et axiale et la complexité de l'écoulement de chaleur par convection dans l'entrefer et l'air interne. Il donne une image globale de l'échauffement dans la machine et tient compte des différents transferts de chaleur dans la machine. Nous l'avons adopté pour développer un modèle thermique détaillé d'un moteur asynchrone à cage fermé auto-ventilé (TEFC) afin de déterminer avec précision l'évolution de la température sous différents régimes de fonctionnement dans les différents endroits de la machine.

Le modèle simplifié, de par sa rapidité et sa taille réduite peut s'intégrer dans un logiciel interactif de conception de machines électriques. Le programme issu de ce modèle réduit, peut s'intégrer dans un dispositif de commande en temps réel où l'estimation ou l'observation d'une variable ou d'un paramètre dépendant de la température est nécessaire. Ce qui nous a amené à développer deux approches pour aboutir à deux modèles thermiques simplifiés.

Dans le modèle à paramètres localisés, les pertes sont concentrées en un point qui représente un nœud d'élément conductif qui donne la température moyenne de l'élément. Alors que réellement les pertes dans une machine électrique sont distribuées. En outre, dans la méthode nodale, la température n'est calculée qu'aux nœuds du réseau qui représentent chacun un sous ensemble de la machine dans lequel la température est uniforme. Dans ce cas, la qualité des résultats dépend du découpage réalisé (finesse du réseau). Si une discrétisation plus fine qui permet de donner la distribution de température dans la machine est nécessaire, alors la détermination des différents paramètres du modèle à paramètres localisés devient difficile voir impossible. Ce qui nous a amené à élaborer un modèle thermique de la machine basé sur la méthode des éléments finis 2D afin de calculer la température en tout point de la machine.

CHAPITRE II

Transmission de la chaleur dans un moteur asynchrone à cage

II.1 Introduction

La dissipation des pertes se traduit par des élévations de la température à l'intérieur des éléments constituant les machines électriques. L'évolution vers l'équilibre thermique se fait par transfert de la chaleur essentiellement par conduction thermique, des parties actives internes où elle est générée aux parties externes ou en contact avec l'extérieur où elle est cédée par convection et rayonnement. L'échauffement des éléments internes de la machine qui en résulte de cette production de chaleur est d'autant plus important que les échanges à l'intérieur sont importants et aussi à l'aptitude à céder de la chaleur à l'extérieur est plus faibles. Il devient primordial de réaliser des systèmes de refroidissement qui facilitent ces échanges de chaleur. Ces systèmes de refroidissement sont diversifiés et dépendent de la machine considérée, de sa puissance et du prix de revient souhaité [2].

Les moteurs électriques sont le siège de nombreuses sources de chaleur d'origines variées et de localisations diverses. La dissipation de cette production de chaleur est régie par trois modes de transfert de chaleur : le transfert par conduction, par convection et par rayonnement.

Dans ce chapitre, ces trois modes de transfert thermique sont brièvement présentés.

II.2 Transfert de chaleur par conduction

Le processus de conduction résulte d'un transfert de chaleur des parties les plus chaudes d'un corps vers les parties les plus froides. La température tend à s'uniformiser lorsqu'il y a équilibre thermique. C'est un mode de transfert qui se produit sans transport de matière.

Selon la loi de Fourier, la densité de flux de chaleur est proportionnelle :

- A l'opposé du gradient de température suivant la normale aux surfaces isothermes ;
- A un coefficient λ, dépendant de la température, dont l'ordre de grandeur varie énormément suivant la nature du corps. En fonction des valeurs de ce coefficient, les corps sont classés comme conducteurs ou isolants thermiques [2,41].

La densité de flux de chaleur s'écrit, alors :

$$\varphi = -\lambda \cdot \overrightarrow{\text{grad}}(\theta) \qquad \text{(II.1)}$$

Dans un milieu homogène, la densité de flux de chaleur s'écrit [2] :

$$\varphi = \frac{\lambda}{L}\left(\theta_i - \theta_j\right) \qquad \text{(II.2)}$$

avec :

φ : Densité de flux de chaleur transférée entre deux points i et j (W/m^2) ;
θ_i , θ_j : Températures entre deux points i et j (°C) ;
L : Distance entre ces deux points i et j (m) ;
λ : Conductivité thermique (W/m.°C).

Dans un milieu hétérogène, une conductivité thermique équivalente peut être définie lorsque sa structure est régulière (paquets de tôles isolées, faisceaux de conducteurs noyés dans un milieu homogène, etc) [2].

II.2.1 Conductivités thermique des solides hétérogènes – Notion de résistances thermiques

Si pour les solides purs on peut facilement trouver la valeur de la conductivité thermique, il n'en est pas de même dans le cas des matériaux solides composés hétérogènes très courants en construction électrique. Une solution intéressante consiste à définir une conductivité thermique équivalente lorsque la configuration de l'ensemble se ramène à des structures géométriques régulières simples. Pour cela, on utilise la notion de résistance thermique qui est analogue en électrocinétique à la résistance électrique [2,58]. Pour illustrer cela, nous considérons un matériau de conductivité λ, d'épaisseur e et de section S dans la direction de la conduction, figure II.1. Les faces externes sont respectivement aux températures θ_1 et θ_2 sur les surfaces (1) et (2) de cette même figure.

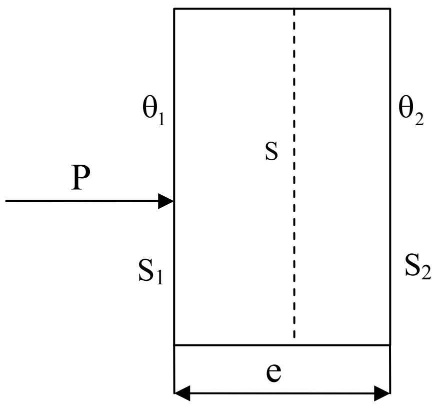


Fig.II.1 : élément simple d'un circuit thermique

Sachant que la surface (1) reçoit une puissance P en Watts, la loi de Fourier appliquée à ce problème permet d'écrire :

$$\frac{P}{S} = \lambda \cdot \frac{\theta_1 - \theta_2}{e} \qquad \text{(II.3)}$$

$$P = \frac{\lambda \cdot S}{e} \cdot (\theta_1 - \theta_2) \qquad \text{(II.4)}$$

que l'on peut écrire :

$$\theta_1 - \theta_2 = \frac{e}{\lambda \cdot S} \cdot P \qquad \text{(II.5)}$$

qui est l'analogue de la loi d'Ohm en électrocinétique.
On en déduit ainsi l'expression de la résistance thermique :

$$R = \frac{e}{\lambda \cdot S} \tag{II.6}$$

Nous pouvons généraliser cette notion pour différentes géométries en considérant une section moyenne. Dans ce cas, la résistance thermique s'écrit comme suit :

$$R = \frac{e}{\lambda \cdot S_{moy}} \tag{II.7}$$

- Pour un cylindre :

$S_{moy} = \dfrac{S_2 - S_1}{Log\left(\dfrac{S_2}{S_1}\right)}$ est la moyenne logarithmique des surfaces (1) et (2) des faces interne et externe.

- pour une sphère :

$S_{moy} = \sqrt{S_1 \cdot S_2}$ est la moyenne géométrique des surfaces interne et externe.

Considérons, maintenant, plusieurs couches (i) de milieux différents, figure II.2.

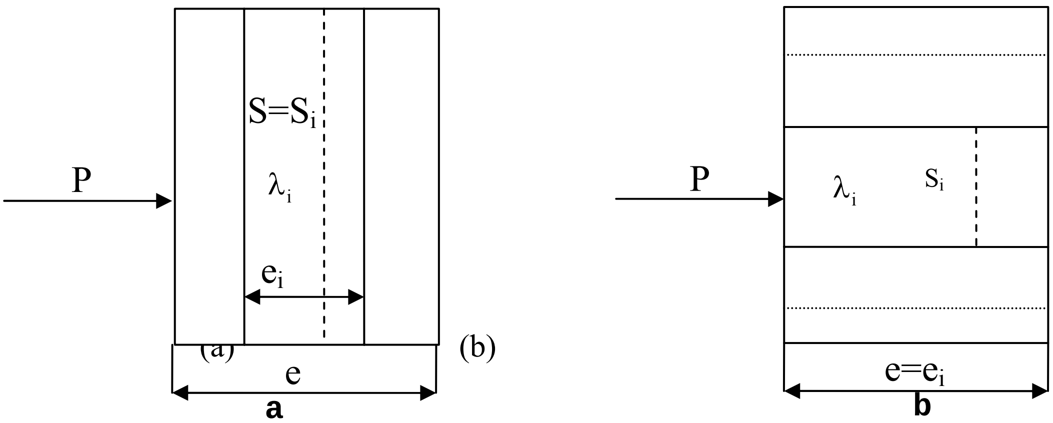


Fig.II.2 : Conduction à travers un élément composé
a- association en série
b- association en parallèle

Dans le cas (a) de la Fig.II.2, nous retrouvons une association en série des résistances thermiques. La conductivité équivalente est déduite de la relation suivante :

$$\frac{e}{\lambda_{eq} \cdot S} = \sum_i \frac{e_i}{\lambda_i \cdot S_i} \tag{II.8}$$

Dans le cas (b) de cette même figure, nous retrouvons une association en parallèle des résistances thermiques. La conductivité équivalente s'en déduit à partir de la relation suivante :

$$\lambda_{eq} \cdot \frac{S}{e} = \sum_i \frac{\lambda_i \cdot S_i}{e_i} \tag{II.9}$$

Pour des géométries différentes, S est remplacée par S_{moy}

II.2.2 Transfert de chaleur par convection

Il s'agit d'un transport de chaleur dû au mouvement d'un fluide de température moyenne θ_m en contact d'un solide de température θ_s .
La loi de Newton permet de relier la densité du flux de chaleur φ [W/m^2] à la différence de température entre les deux milieux par la relation :

$$\varphi = h(\theta_s - \theta_m) \tag{II.10}$$

h est le coefficient de convection ou d'échanges en W/m^2°C.

Le transfert de chaleur par convection est un processus extrêmement complexe et la simplicité de la relation (II.10) ne reflète guère les difficultés inhérentes au calcul du coefficient h. Ce dernier dépend de l'écoulement du fluide et des conditions géométriques et physiques des échanges.

La convection peut se présenter sous deux formes :

1. La *convection naturelle* se produit lorsque le fluide en contact à la paroi se déplace naturellement. Ce déplacement, de vitesse modérée, est crée par une variation de la masse volumique du fluide, elle-même liée à une différence de température

2. La *convection forcée* intervient lorsque le mouvement est imposé au fluide. Lorsque les deux phénomènes sont comparables (variation de la masse volumique et vitesse imposée), on parle alors de *convection mixte*.

Des observations expérimentales ont conduit à distinguer deux modes principaux d'écoulement [2,58]. Ce sont l'écoulement laminaire et l'écoulement turbulent.

II.2.2.1 Calcul du coefficient d'échange h

La difficulté majeure de la convection réside dans la détermination du coefficient d'échange h. Celui- ci dépend des variables qui décrivent la nature de l'écoulement du fluide (laminaire, turbulent) et des conditions géométriques et physiques des échanges. Ces variables et ces conditions sont généralement très nombreuses et il est indispensable de disposer de beaucoup d'informations expérimentales pour étudier séparément l'influence de chacune d'entre elles. De plus, les relations mathématiques qui traduisent leurs influences sont le plus souvent complexes, voir inconnues. De ce fait, pour établir des relations permettant de déterminer les valeurs de h, on a recours à une analyse introduisant des nombres sans dimensions. Cette analyse est une méthode empirique basée sur une détermination expérimentale du coefficient d'échange où interviennent des coefficients susceptibles d'influencer le phénomène physique (Tableau II.1).

D'une manière générale, les corrélations applicables dans le contexte des machines tournantes sont principalement exprimées sous la forme :

- ✓ Pour la convection naturelle : $N_u = a_g \cdot (G_r \cdot P_r)^n$ (II.11)
- ✓ Pour la convection forcée : $N_u = b_g \cdot (R_e^m \cdot P_r^n)$ (II.12)

avec a_g , b_g constantes qui dépendent des configurations géométriques et mécaniques étudiées.

Nombre	Expression	Interprétation
Nusselt	$N_u \frac{h_c D_h}{\lambda}$	N_u représente le rapport de la quantité de chaleur échangée par convection sur celle échangée par conduction. Il permet d'accéder au coefficient d'échange local et global. D_h est le diamètre hydraulique, λ est la conductivité thermique du fluide.
Reynolds	$R_e = \frac{\rho \upsilon D_h}{\mu_d}$	R_e caractérise le rapport des forces d'inertie sur les forces de la viscosité utilisé pour indiquer la transition de l'écoulement laminaire vers un écoulement turbulent à la vitesse υ , μ_d est la viscosité dynamique.
Prandtl	$P_r = \frac{\mu_d C_p}{\lambda}$	Pr caractérise la distribution des vitesses par rapport à la distribution de la température.
Grashof	$G_r = \frac{g_{acc} \beta \Delta T D_h^3 \rho^2}{\mu_d^2}$	Gr est utilisé en convection naturelle à la place du nombre de Reynolds. g_{acc} est l'accélération due à la pesanteur, β est le coefficient d'expansion thermique.
Rayleigh	$R_a = G_r \cdot P_r$	R_a indique les conditions de l'écoulement dans le cas de la convection naturelle (utilisé à la place de R_e)
Taylor	$T_a = \frac{r_{ext,r} \cdot \omega \cdot e^3}{\upsilon_c}$	T_a représente le rapport des forces centrifuges sur les forces de viscosités. Il caractérise l'écoulement induit par la rotation du rotor dans les machines tournantes. ω est la vitesse de rotation en [rd/s], $r_{ext,r}$ est le rayon du rotor et υ_c est la viscosité cinématique de l'air.

Tableau II.1 : Nombres adimensionnel caractérisant le transfert convectif de la chaleur [87].

II.2.3 Transfert de chaleur par rayonnement

Le rayonnement thermique est constitué d'ondes électromagnétiques qui transportent l'énergie émise à la surface d'une substance sans nécessité de support matériel. Dans le cas où l'échange se fait entre deux surfaces S_1 et S_2 grises, mates et isothermes, face à face, la loi de Stéphan – Boltzman permet d'écrire :

$$P = \frac{\sigma F_{1\text{-}2}\left(\theta_2^4 - \theta_1^4\right)}{1 + \frac{1-\varepsilon_1}{\varepsilon_1} F_{1-2} + \frac{1\text{-}\varepsilon_2}{\varepsilon_2} F_{2-1}} \qquad \text{(II.13)}$$

Il est possible de définir, comme pour la convection, un coefficient équivalent qui linéarise l'équation (II.13). Ceci est possible lorsque les températures mises en jeu ne sont pas très importantes et lorsque l'effet du rayonnement n'est pas un mode de transfert prépondérant, comme c'est le cas pour les machines électriques [25]. Dans ce cas, la relation (II.13) devient :

$$\varphi = h_r\left(\theta_2 - \theta_1\right) \qquad \text{(II.22)}$$

où :

$h_r = \dfrac{\sigma F_{1\text{-}2}\left(\theta_1 - \theta_2\right)\left(\theta_1^2 + \theta_2^2\right)}{1 + \frac{1-\varepsilon_1}{\varepsilon_1} F_{1-2} + \frac{1\text{-}\varepsilon_2}{\varepsilon_2} F_{2-1}}$ est le coefficient d'échange par rayonnement [W/m^2.°C]

Cependant, nous négligeons dans le cadre de notre travail les effets du transfert de chaleur par rayonnement. En effet, dans une machine électrique, l'effet du rayonnement ne peut exister que vers le milieu extérieur où, au vu des températures mises en jeu, c'est l'effet de la convection qui est prépondérant.

II.4 Application à la machine étudiée

Nous ne considérons ici que le cas des machines tournantes de faibles puissances, totalement fermées et auto-ventilées. L'appellation anglo-saxon utilisée est ‘’ totally enclosed Fan Cooled, TEFC’’.

Le schéma d'une machine fermée à auto-ventilation extérieure, une machine asynchrone à cage dans notre cas, est présenté par la Fig.II.3. Le ventilateur, monté en bout d'arbre, tourne avec le rotor duquel il est solidaire et débite un flot d'air sur la surface extérieure de la carcasse. La surface d'échange essentielle avec l'environnement est justement celle de cette carcasse, elle-même augmenté d'ailettes pour accentuer le transfert de chaleur, qui se fait principalement par convection forcée.

A l'intérieur de la machine, le transfert de chaleur entre les parties solides se fait par conduction. Le rotor tourne dans l'air emprisonné qui sert d'intermédiaire pour le transfert de chaleur entre les différentes surfaces internes.

A travers l'entrefer, et en absence de la circulation axiale de l'air, la chaleur est transférée radialement depuis la surface du rotor vers le stator. Les modes de transfert que l'on retrouve alors sont la conduction et la convection.

Axialement, les transferts de chaleur par l'intermédiaire de l'arbre sont réduits compte tenu des surfaces d'échanges réduites disponibles. Les modes de transferts utilisables sont la convection et le rayonnement (négligeable) à travers l'air emprisonné qui véhicule la chaleur des extrémités des parties solides (anneaux de court circuit, têtes de bobines, circuit magnétiques) vers les flasques.

Nous avons schématisé sur la figure II.4 la carte des échanges globaux intervenant dans la machine considérée.

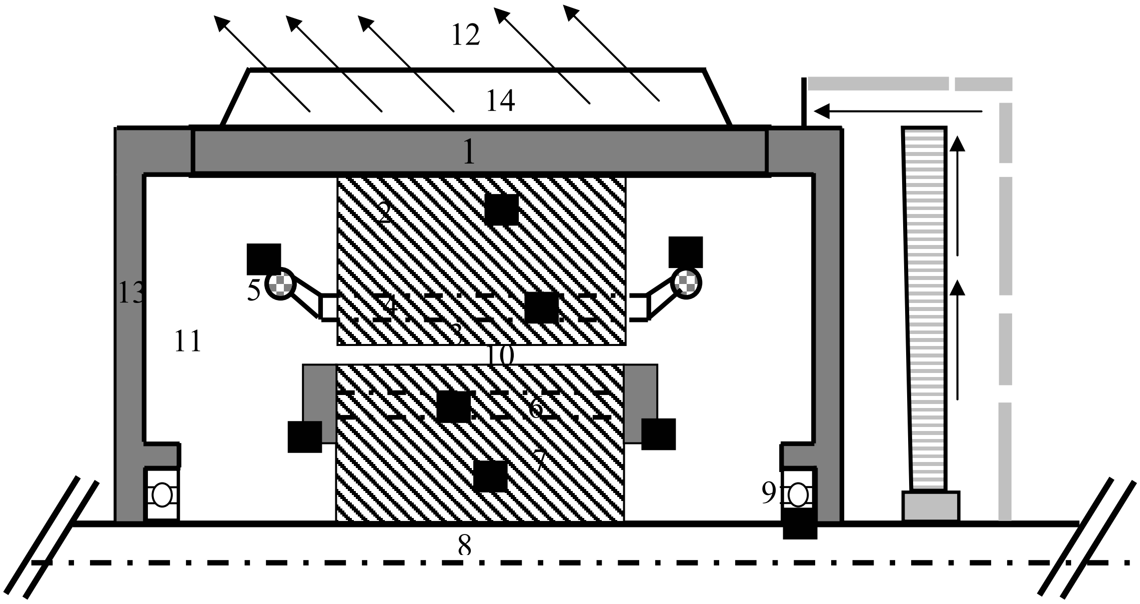


Fig.II.3 : Machine asynchrone étudiée type TEFC et transfert de chaleur

■ *Source de chaleur interne*

→ *Circulation de l'air*

1. carcasse	5. têtes de bobines	9. roulement	13. flasque
2. fer statorique	6. encoche rotorique	10. entrefer	14. ailettes
3. dents statoriques	7. fer rotorique	11. air interne	
4. encoche statorique	8. arbre	12. air ambiant	

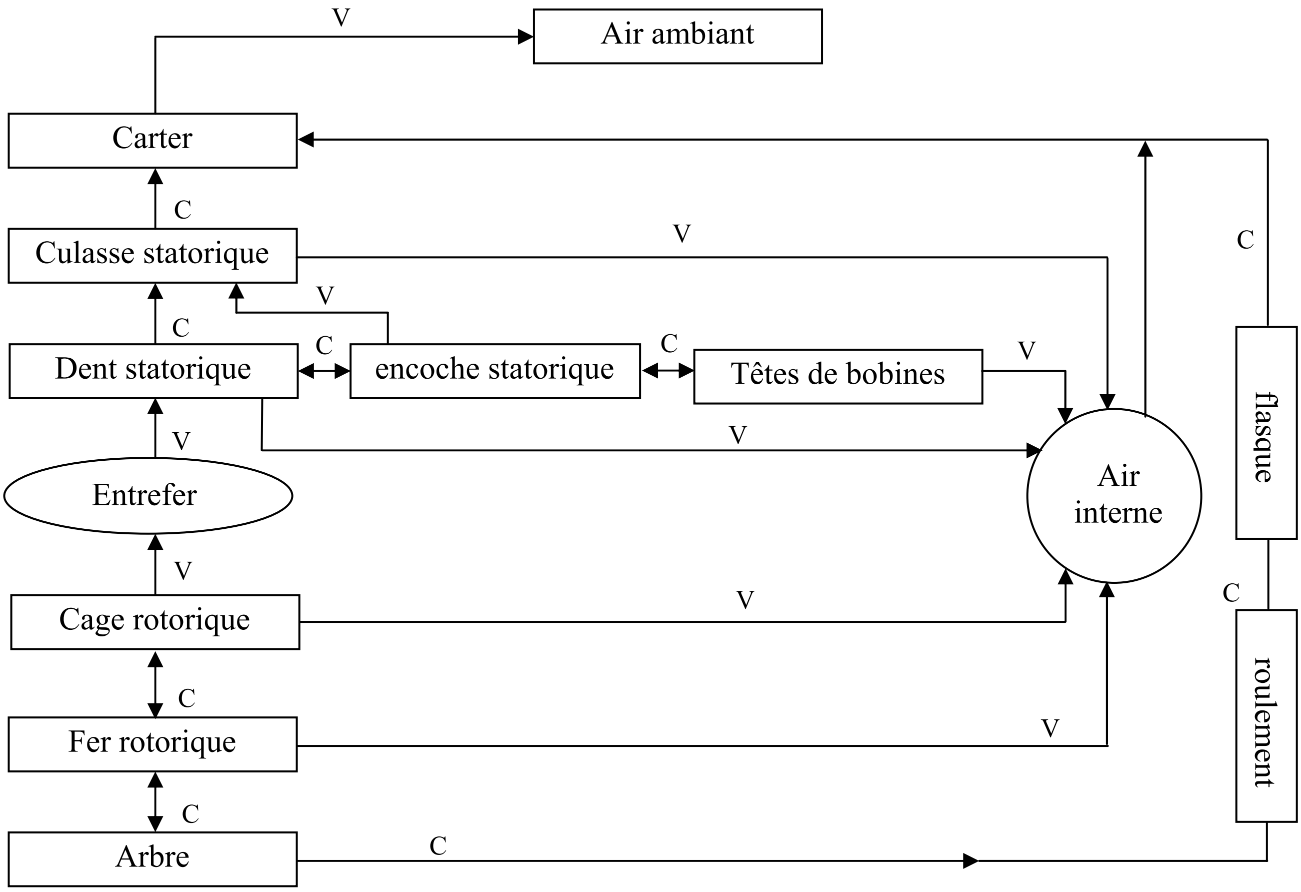


Fig.II.4 : Carte des échanges thermiques dans une machine fermée et auto-ventilée
C : conduction V : convection

II.5 Conclusion

Malgré la diversité des situations que nous pouvons rencontrées dans le cas des machines électriques tournantes faisant intervenir un nombre important de paramètres, nous avons pu établir dans ce chapitre une représentation des différents modes de transferts de chaleur. Nous avons présenté des formulations relativement simples des différents modes de transferts de chaleur pour le cas des machines électriques fermées et auto-ventilées. Une carte des échanges thermiques dans une machine asynchrone à cage a été présentée.

CHAPITRE III

Pertes du moteur asynchrone à cage

III.1 Introduction

Par définition les générateurs et les moteurs électriques sont des machines électriques qui transforment l'énergie électrique en énergie mécanique ou inversement. Durant le processus de conversion, une partie de cette énergie est perdue sous forme de chaleur.

Ces actionneurs font tous intervenir des principes électromagnétiques et mécaniques qui s'accompagnent inévitablement de pertes. Les pertes électriques sont principalement associées aux pertes par effet Joule. Elles sont facilement identifiées dans les conducteurs traversés par des courants. Il existe aussi, pour les pertes électriques, celles liées à la commutation ou au contact avec les bagues. Elles n'interviennent que pour les machines à rotor bobiné. Les circuits magnétiques, formés de tôles ferromagnétiques, sont le siège de flux de fuites. Elles sont dues au champ magnétique effectivement crée par le circuit électromagnétique mais pas utilisé pour la transformation en énergie mécanique. Les fuites elles-mêmes ne sont pas directement génératrices de pertes mais obligent la machine à absorber plus de puissance réactive pour conserver un niveau de flux suffisant dans sa partie utile. Le courant qui circule est donc plus intense et provoque des pertes supplémentaires. Il existe aussi des pertes à l'intérieur du circuit magnétique. Elles sont dues aux variations du champ dans le matériau et dépendent donc de la fréquence. Elles sont représentées par les pertes par hystérésis et les pertes par courants de Foucault et sont généralement difficiles à dissocier. Toutes ces pertes sont regroupées sous l'appellation de pertes fer.

Les pertes mécaniques sont dues aux frottements ''secs'' dans les paliers ou les roulements de la machine ainsi qu'aux frottement ''visqueux'' issus du cisaillement de l'air dans l'entrefer et de sa mise en mouvement aux extrémités du rotor. Ces pertes sont localisées dans des parties de la machine qui les rendent moins prépondérantes que les pertes électriques ou les pertes fer qui elles prennent plutôt naissance au cœur de la machine.

La connaissance de la température en tout point de la machine est une préoccupation importante pour les constructeurs et pour les utilisateurs. La détermination des points chauds et souvent suffisante pour caractériser la machine et permettre de fixer les limites de fonctionnement en régime permanent. Le comportement thermique des machines électriques est lié d'une part au mode de refroidissement et aux pertes et à leur localisation d'autre part. De plus, le calcul des pertes dans les machines électriques est particulièrement important dans la mesure où elles ont une influence directe sur la distribution de la température ainsi que sur leur rendement global. Avec des relations analytiques simples, les pertes dans le cuivre peuvent être facilement calculées avec exactitude. Par contre, la détermination des pertes fer dépend des méthodes utilisées. L'écart entre les valeurs des pertes fer calculées et les valeurs déterminées expérimentalement peut être de l'ordre de 20% [26].

Les causes et la distribution de ces pertes dans la machine asynchrone sont complexes et cela pour plusieurs raisons :

- Les sources principales de ces pertes sont le champ magnétique et le courant électrique qui sont distribuées d'une manière complexe ;

- L'échauffement de la machine et son refroidissement se font de manière complexe du fait que la partie active de la machine est constituée d'une suite de conducteurs, d'isolants et de tôles, de différentes conductivités thermiques.

Malgré ces contraintes, une classification des pertes dans la machine asynchrone à cage a été élaborée [45]. Dans ce sens, une contribution particulière est apportée par Schwartz [45] dans la classification des pertes supplémentaires.

Dans ce qui suit, nous rappelons les diverses pertes qui apparaissent dans un moteur asynchrone à cage, en charge et à vide, pour une alimentation sinusoïdale. Les formules utilisées sont présentées. La figure III.1 illustre l'ensemble des pertes d'un moteur asynchrone à cage.

III.2 Pertes à vide et en charge sous une alimentation sinusoïdale.

III.2.1 Pertes à vide

Elles englobent les pertes fer et les pertes par frottement et ventilation

III.2.1.1 Pertes fer

Les pertes fer sont des pertes qui se présentent dans le fer comme une conséquence de l'existence d'un champ magnétique variable. Bien que la littérature admet que les pertes fer sont constituées de pertes par hystérésis P_H et de pertes par courant de Foucault P_F, jusqu'à aujourd'hui, il n'existe pas de formules exactes permettant leur détermination. Les pertes fer se présentent principalement dans le fer statorique, étant donné que sous les conditions normales de fonctionnement, la fréquence du flux rotorique est faible, engendrant de faibles pertes fer rotoriques. D'autre part, les pertes fer ne sont pas affectées seulement par la fréquence et l'induction magnétique, mais par d'autres facteurs que l'on peut résumer comme suit :

- La construction de la machine est un facteur primordial, car la forme des encoches et leur nombre par pôles affecte la distribution du champ magnétique.

- La qualité des matériaux utilisés est un paramètre très important [64] car on doit considérer l'épaisseur du matériau, les contraintes, la texture cristalline, la taille du grain, ses impuretés, etc.

Ainsi, il existe deux paramètres fondamentaux, la résistivité ρ et la perméabilité μ du matériau (considéré comme homogène et isotrope macroscopiquement) qui influencent le calcul des pertes fer.
Ces deux paramètres fondamentaux dépendent de plusieurs autres grandeurs dont on peut citer la température et les états métallurgique et magnétique des matériaux qui rendent leur détermination avec précision très complexe, voir impossible.

Durant ces trois dernières décennies, plusieurs de travaux [41,47,64,65,66] ont été consacrés à la recherche de méthodes pour le calcul des pertes fer avec le minimum d'empirisme. Deux méthodes sont proposées : une méthode analytique qui fait appel à des coefficients de correction et une méthode numérique [43] qui nécessite un recours aux puissants programmes de calcul de champ.

En se basant sur des recommandations citées dans la littérature spécialisée, un travail de synthèse réalisé par les auteurs de la référence [64] où il est suggère de calculer les pertes massiques par hystérésis et courant de Foucault respectivement par les expressions suivantes :

$$P_H = K_H \cdot B^{x1} \cdot f^{y1} \tag{III.1}$$

$$P_F = K_F \cdot B^{x2} \cdot f^{y2} \tag{III.2}$$

où :

P_H : pertes massiques par hystérésis (W/kg)
P_F : pertes massiques par courant de Foucault (W/kg)

K_H, K_F sont des constantes spécifique au matériau
x_1 , y_1 et x_2 , y_2 sont des exposants spécifiant la dépendance des pertes en fonction de l'induction magnétique B et de la fréquence f, avec respectivement :

$1.5 \leq x_1 \leq 2.3$, $y_1 = 1$, $x_2 = 2$, $1.9 \leq y_2 \leq 2$

III.2.1.2 Pertes par frottement et ventilation

Dans les machines auto-ventilées, la puissance requise pour entraîner le ventilateur et vaincre la résistance de l'air qui se présente aux autres parties en rotation de la machine, représente les pertes par ventilation. Les pertes causées par la résistance au mouvement dans les roulements sont classées comme pertes par frottement.
En réalité, il n'est pas possible de séparer les pertes par ventilation et par frottement dans une machine puisqu'elles sont toutes les deux associées à la rotation. Néanmoins, à basse vitesse, les pertes par ventilation dues à la rotation sont faibles et une estimation des pertes par frottement est réalisable. D'autres part, à vitesse élevée, l'élément prédominant de ces pertes, est dû au ventilateur externe, qui entraîne l'air de refroidissement à travers la carcasse de la machine. Ces pertes par ventilation et frottement sont souvent déterminées de façon empirique. Par exemple, Alger [44] a estimé que les pertes par frottement et ventilation dans un moteur à induction de 7.5 Kw, 3000 tr/min est autour de 1.5% de la puissance utile en charge nominale et augmentent approximativement comme la racine carrée de la vitesse.

En pratique les pertes (fer, par frottement et ventilation) sont obtenues par la mesure directe, en utilisant une série de tests à vide.
A vide, la machine tourne à vitesse et fréquence nominales, jusqu'à ce que la puissance absorbée devienne constante. La puissance absorbée à tension nominale sera alors la somme des pertes mécaniques, des pertes fer et des pertes Joule statoriques à vide. En retranchant les pertes Joule statoriques de la puissance absorbée, on y trouve la somme des pertes fer et des pertes mécaniques.
En variant la tension d'alimentation dans une marge qui préserve la constance de la vitesse de rotation, la courbe $P_0 - 3 \cdot R \cdot I_0^2 = f(V_0^2)$ qui est une droite, extrapolée à $V_0 = 0$, donne les pertes mécaniques P_{mec} , comme le montre la Fig.B.3 dans l'annexe B.

III.3 Pertes en charge

III.3.1 Pertes dans le cuivre

Dans les machines asynchrones à cage, les pertes électriques sont considérées séparément pour les circuits statorique et rotorique.

Il est relativement aisé de calculer les pertes dans le cuivre de l'enroulement statorique. Chaque circuit électrique de résistance R parcourue par un courant alternatif de valeur efficace I est le siège de pertes par effet Joule qui valent (en W).

$$P_{JS} = 3 \cdot R \cdot I^2 \qquad \text{(III.3)}$$

En basse fréquence et pour des conducteurs de sections filiformes et ayant un petit diamètre, la densité de courant est uniformément répartie dans toute la section du conducteur. L'effet de peau peut donc être négligé et seul l'effet de la température qui altère la résistivité du matériau est considéré.

La résistance R à la température de fonctionnement T_2 (°C) de l'enroulement est calculée par l'expression suivante [42,44].

$$R = R_1 \cdot \left(\frac{T_2 + K}{T_1 + K} \right) \qquad \text{(III.4)}$$

où :

R_1 est la résistance de l'enroulement mesurée à la température T_1 (en °C). K est une constante dépendant de la matière des conducteurs. Pour le cuivre K = 234.5°C, et pour l'aluminium K = 225°C.

Dans le cas où le moteur n'est pas équipé de sondes thermiques, la norme Américane ANSI [79] propose de calculer les performances de la machine avec des températures d'enroulement dépendant de sa classe d'isolation, comme illustré dans le tableau III.1.

Classe d'isolation du moteur	Température (°C)
A	75
B	95
C	115
D	130

Tableau III.1 : Températures utilisées dans le calcul en fonction de la classe d'isolation pour le moteur à cage d'écureil

Sous une charge donnée, les pertes Joule rotorique sont déterminées indirectement en mesurant la puissance absorbée et le glissement correspondant g par l'expression :

$$P_{JR} = \left(P_{abs} - R \cdot I^2 - P_{fer}\right) \cdot g \qquad \text{(III.5)}$$

III.3.2 Pertes supplémentaires

Les pertes supplémentaires sont celles qui sont dues aux phénomènes électromagnétiques secondaires. En particulier celles qui correspondent aux flux de fuite, aux courant et flux aux fréquences harmoniques, ainsi qu'a la présence des dentures statorique et rotorique. Certaines ont lieu à vide d'autres prennent naissance en charge.

L'estimation et la détermination expérimentale des pertes supplémentaires en charge est l'un des problèmes les plus aigus dans la caractérisation des pertes du moteur asynchrone.
La littérature spécialisée [19,41,45-51,68,69] consacre à ce sujet une bonne partie de ses travaux. Bien que, ce sujet a été investi depuis plusieurs années, il y a toujours un désaccord sur la définition et la composition des pertes supplémentaires en charge. Selon Jimoh et al [53], les raisons majeures de la confusion sont associées à ce qui suit :

- Chaque auteur fait la classification compatible avec sa propre contribution ;
- La confusion dans l'identification des éléments qui constituent les flux de fuite différentielle ;
- La confusion qui relève de l'utilisation du terme ''flux de fuite et flux d'harmonique'' ;
- la confusion qui relève de l'usage des termes ''flux de fuite différentielle ''zigzag et flux de répartition de phase'' et ''flux d'entrefer'', qui en réalité correspondent tous les trois au même flux de fuite.

La définition la plus objective est celle donnée par Alger et al. [46], qui définit les pertes supplémentaires comme étant un excès de pertes totales se présentant réellement dans un moteur. Christofiedes [67] définit les pertes supplémentaires en charge comme la différence entre les pertes totales en charge de la machine et les pertes déterminées par la méthode de séparation des pertes.

$$P_{\sup p} = P_{tot} - \left(P_f + P_{mec} + P_{js} + P_{jr}\right) \qquad \text{(III.6)}$$

où :

P_{supp} : pertes supplémentaires en charge
P_{tot} : pertes totales en charge
P_f : pertes fer
P_{mec} : pertes mécaniques
P_{JS} et P_{JR} sont les pertes Joule statorique et rotorique

Il est important de souligner qu'au niveau des normes, il n'existe pas de liste standard portant une nomenclature des pertes supplémentaires. Néanmoins, une étude succincte de ces pertes a été faite par Schwartz [45], il y a de cela plus de trois décennies. Dans cette étude, les causes de l'apparition des pertes supplémentaires à vide et en charge sont présentées.

Du fait de la complexité dans la mesure et dans le calcul de ces pertes supplémentaires, les standards de pays comme l'ex URSS, la Grande Bretagne, ainsi que la Commission d'Electrotechnique Internationale (C.E.I) recommandent d'estimer les pertes supplémentaires à 0.5% de la puissance nominale de la machine. Le standard Americain ANSI [79] suggère la valeur de 1.2% de la puissance nominale pour les machines de petites puissance et 0.9% de la puissance nominales pour toutes les autres machines.

Schwartz [45] a proposé d'estimer ces pertes entre 0.5% et 10% des pertes totales de la machine.

En effet, l'analyse bibliographique des pertes supplémentaires [19,45-52,68,69] que nous avons effectuée a montré que, dans le cas des machines de petites puissances, ces pertes sont considérablement sous – évaluées. Elles peuvent largement atteindre 10% de la puissance de la machine.

III.4 Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre une analyse des pertes dans un moteur asynchrone à cage. Nous avons mis l'accent sur le travail effectué par les chercheurs pour le calcul des pertes fer et plus particulièrement des pertes supplémentaires par l'analyse de la bibliographie existante dans ce domaine. Cette dernière a montré que le calcul des pertes fer reste toujours un problème complexe. Actuellement, on ne sait pas encore résoudre le problème dans toute sa complexité par les méthodes numériques ou analytiques. Dans la plus part des cas, ces pertes sont obtenues par la mesure directe, en utilisant une série de tests à vide. Concernant les pertes supplémentaires en charge, leurs quantifications restent toujours une question d'actualité. L'investigation expérimentale des pertes supplémentaires en charge dans une machine est l'un des problèmes les plus aigus dans la caractérisation des pertes du moteur asynchrone. Les difficultés dans la mesure de ces pertes se trouvent non seulement dans la complexité de la méthode de mesure utilisée mais aussi dans le degré d'exactitude exigé. Par ailleurs, les différents auteurs ne donnent pas la même classification et le même sens aux composantes constituant les pertes supplémentaires. Néanmoins, une liste non standard de ces composantes ainsi que leurs expressions de calcul respectives ont été présentées. Mais, du fait de la complexité dans le calcul et dans la mesure de ces pertes supplémentaires, elles sont en général estimées à 0.5% de la puissance de la machine.

Une connaissance exacte de la distribution de ces pertes est indispensable pour la détermination précise de l'élévation de la température dans une machine électrique, qui forme l'un des objectifs majeurs de la modélisation thermique qui fera l'objet du chapitre suivant.

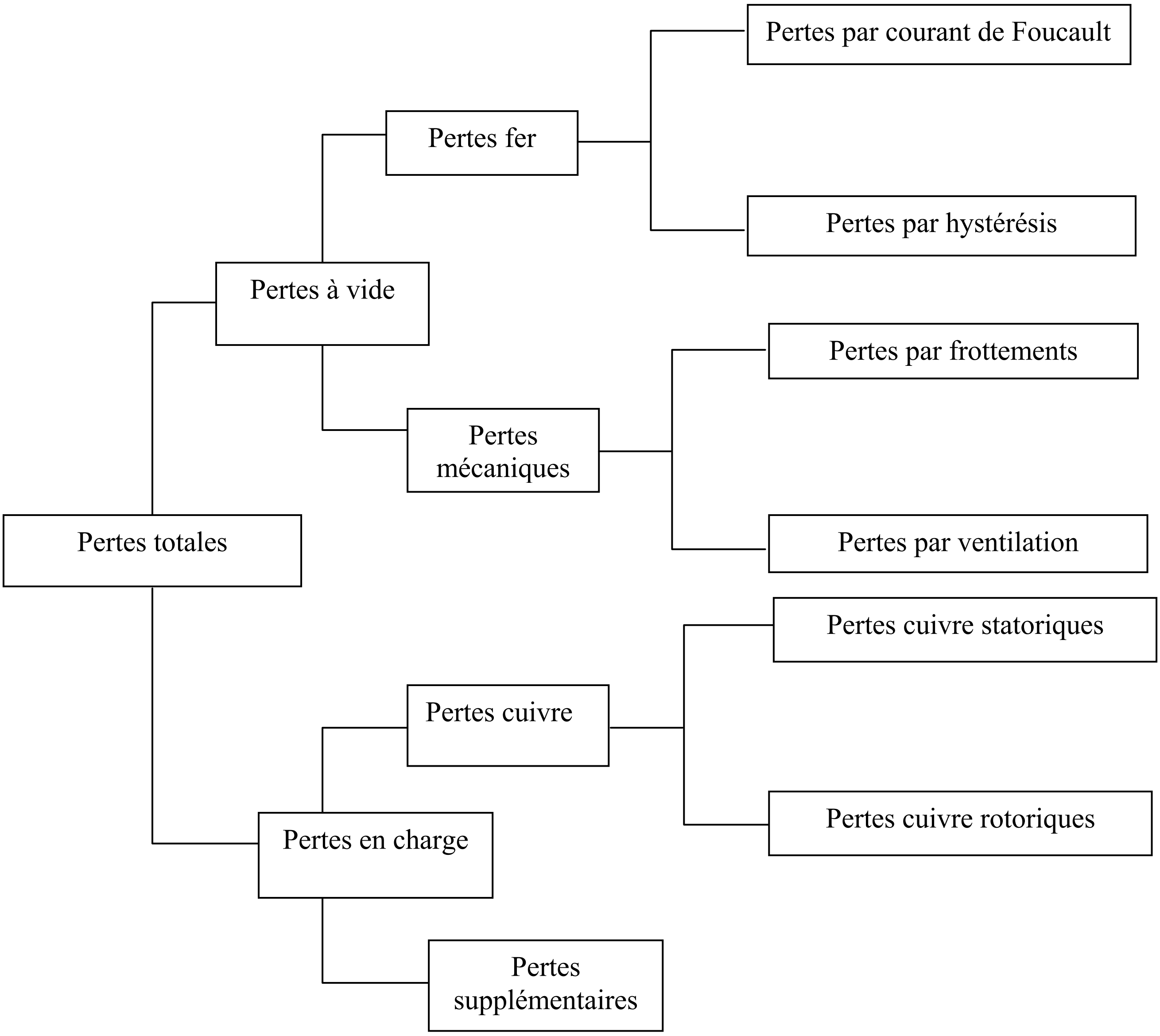


Fig.III.1 : Séparation des pertes dans un moteur asynchrone

CHAPITRE IV

Elaboration d'un modèle thermique à paramètres localisés d'un moteur asynchrone à cage

IV.1 Introduction

Le modèle thermique et le dispositif expérimental sont complémentaires dans l’étude du comportement thermique des machines électriques. Le modèle permet l’évaluation des grandeurs non mesurables de par leur nature, leur accessibilité difficile ou leurs amplitudes dangereuses. Ces grandeurs peuvent être :

- Les pertes qui sont à l’origine d’un dégagement de chaleur ;
- Les paramètres qui caractérisent le transfert de la chaleur produite ;
- Les températures résultant de la production et du transfert de la chaleur.

Le modèle thermique est une représentation des relations entre les pertes dans les différentes parties d’une machine tournante et les températures, en prenant en compte la géométrie et les conditions d’échange de chaleur (figure IV.1).

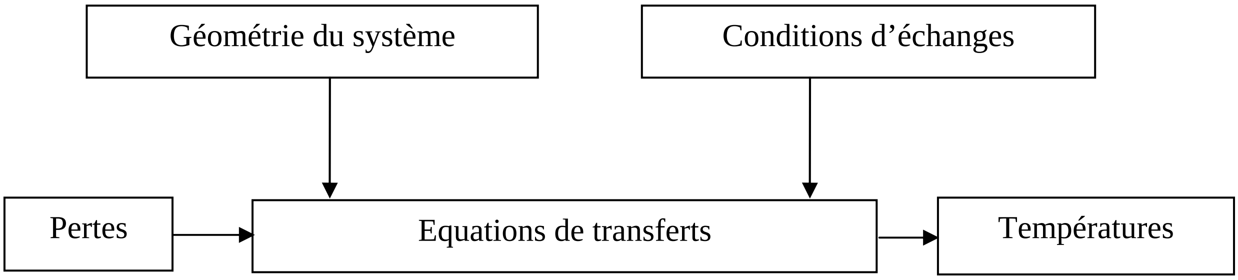


Fig.IV.1 : Représentation schématique d’un modèle thermique

Des réseaux thermiques équivalents ont été utilisés pour représenter la machine entière [3, 6, 13, 15, 16, 24, 26,28]. D’autres auteurs introduisent des simplifications pour alléger la complexité à modéliser le processus de conduction et de convection de l’élément réel [29, 30,31]. Récemment des modèles plus raffinés ont été développés [3, 13, 15, 20, 25, 26,28] pour une large variétés de configurations et de régimes de fonctionnement des machines électriques.

L’approche développée par Mellor et Turner [15] a été utilisée dans ce chapitre dans le but de déterminer l’évolution de la température sous différents régimes de fonctionnement et d’identifier les paramètres les plus sensibles du modèle.

IV.2 Définition de la géométrie de la machine

Afin d’analyser le processus du transfert de chaleur dans la machine, celle-ci est divisée géométriquement en un certains nombres d’éléments. Chaque élément est identifié par un nœud dans le circuit thermique équivalent avec sa capacité thermique et sa source de chaleur correspondante donnant sa température moyenne. Il est interconnecté aux éléments voisins par des résistances thermiques. Pour définir ces éléments, il est nécessaire de connaître en détails la construction de la machine et les propriétés thermiques des matériaux utilisés afin de définir les principales trajectoires de l’écoulement de chaleur. Le choix de la subdivision en éléments est un compromis entre la simplicité du modèle et la précision des résultats exigée. La subdivision du moteur en éléments est montrée dans les figures IV.2 et IV.3. Les différents éléments sont choisis sur la base de l'uniformité physique et thermique, c'est-à-dire :

1. Uniformité des températures dans l'élément et les surfaces ;
2. Uniformité des sources de chaleur pour les éléments actifs ;
3. Uniformité des propriétés physiques dans chaque élément ;
4. Uniformité des conditions d'échanges par convection dans chacune des surfaces.

Dans la section transversale, figure IV.3, le moteur peut être considéré comme étant un système de cylindres concentriques coaxiaux représentant l'arbre, le fer rotorique, le fer statorique, etc.

IV.3 Réseau thermique équivalent du moteur asynchrone

Puisqu'il y a une analogie complète entre les circuits électriques et les circuits thermiques, le transfert thermique peut être résolu en utilisant des circuits semblables. La résistance thermique correspond à la résistance électrique, le flux de chaleur correspond au courant et la différence de température correspond à la tension. En outre, comme l'intérêt principal de l'étude est le régime transitoire, des capacités thermiques sont injectées aux parties solides.

Les différentes parties qui composent le modèle thermique sont :

1-Carcasse 2- Dos du stator 3- Dents statorique 4-Encoches statorique 5- Têtes de bobines
6- Barres rotorique 7 – Fer rotorique 8- Arbre 9- Roulement 10- entrefer

Les dix (10) éléments constituant le modèle sont modélisés en utilisant l'approche de Mellor et Turner. Afin de simplifier l'analyse, trois autres hypothèses ont été adoptés pour justifier la modélisation des différentes parties constituants la machine en tant qu'élément cylindrique [15].

1) Les écoulements de chaleur dans les directions axiale et radiale sont indépendants.
2) Les températures moyennes dans les deux directions sont indépendantes.
3) Pas d'écoulement de chaleur circonférentielle.

Ainsi, un élément cylindrique, ses dimensions et ses températures, donné par la figure IV.8 est utilisé comme base pour modéliser les différentes parties constituant le moteur. Pour cette géométrie simple, la résolution des équations différentielles de transfert dans les deux directions radiale et axiale permet d'obtenir une distribution exacte de la température. Ainsi, l'établissement d'un circuit thermique équivalent est possible. En se basant sur les hypothèses ci-dessus, un circuit thermique équivalent détaillé est développé. Il est représenté par la figure IV.14. Les différentes résistances et leurs définitions sont illustrées dans le tableau IV.1.

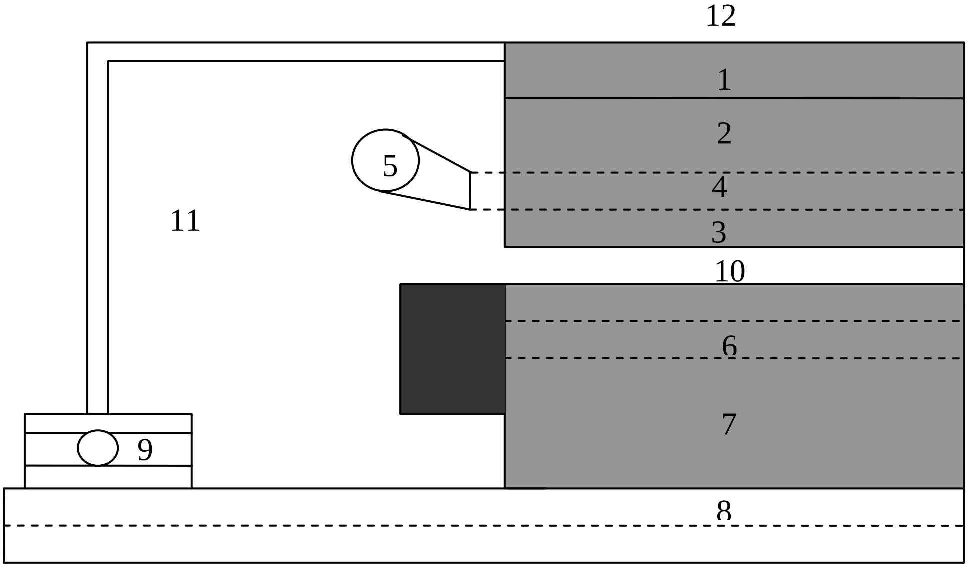


Fig.IV.2 : Division du moteur à induction en éléments

1. carcasse *2. dos du stator* *3. dents du stator* *4. enroulement d'encoche* *5. têtes de bobines* *6. barres rotorique* *7. fer rotorique* *8. Arbre* *9. roulement* *10. entrefer* *11. air interne* *12. air ambiant*

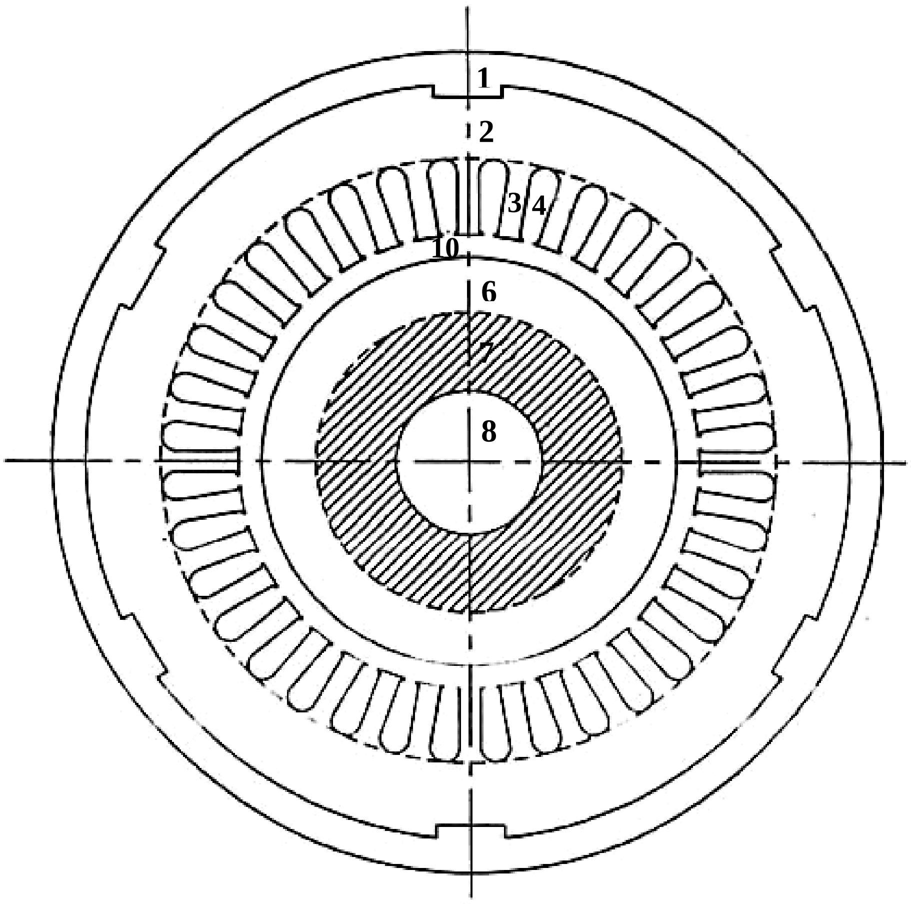


Fig.IV.3 : Section transversale du moteur à induction montrant les différents éléments

Eléments	**Explication**
R_{th1}	Résistance mesurée de la carcasse au milieu ambiant
R_{th2}	Résistance de contact entre la carcasse et la culasse statorique
R_{th3}	Résistance radiale de la culasse statorique vers la carcasse
R_{th4}	Résistance radiale de la culasse statorique vers la dent statorique
R_{th5}	Résistance radiale d'interconnexion de la culasse statorique
R_{th6}	Résistance axial de la culasse statorique vers l'air interne
R_{th7}	Résistance de l'air interne vers la culasse statorique
R_{th8}	Résistance radiale de la dent statorique vers la culasse statorique
R_{th9}	Résistance radiale de la dent statorique vers l'entrefer
R_{th10}	Résistance radiale d'interconnexion de la dent statorique
R_{th11}	Résistance axiale de la dent statorique vers l'air interne
R_{th12}	Résistance de l'air interne vers la dent statorique
R_{th13}	Résistance radiale de l'enroulement dans l'encoche vers la culasse statorique
R_{th14}	Résistance radiale de l'enroulement dans l'encoche vers l'entrefer
R_{th15}	Résistance radiale d'interconnexion de l'enroulement dans l'encoche
R_{th16}	Résistance axiale de l'enroulement dans l'encoche
R_{th17}	Résistance circonférentielle de l'enroulement vers les dents statorique
R_{th18}	Résistance radiale externe des têtes de bobines (tore) vers l'air interne
R_{th19}	Résistance radiale interne des têtes de bobines (tore) vers l'air interne
R_{th20}	Résistance radiale d'interconnexion des têtes de bobines
R_{th21}	Résistance axiale d'extension des têtes de bobines vers l'enroulement d'encoche
R_{th22}	Résistance de l'air interne vers les têtes de bobines (tore), partie externe
R_{th23}	Résistance de l'air interne vers les têtes de bobines (tore), partie interne
R_{th24}	Résistance radiale de l'entrefer vers la dent statorique
R_{th25}	Résistance radiale de l'entrefer vers l'enroulement dans l'encoche
R_{th26}	Résistance radiale de l'entrefer vers les barres rotoriques
R_{th27}	Résistance radiale des barres rotoriques vers l'entrefer
R_{th28}	Résistance radiale des barres rotoriques vers le fer rotorique
R_{th29}	Résistance radiale d'interconnexion des barres rotoriques
R_{th30}	Résistance axiale des barres rotoriques
R_{th31}	Résistance de l'air interne vers l'anneau de court circuit
R_{th32}	Résistance radiale du fer rotorique vers les barres rotoriques
R_{th33}	Résistance radiale du fer rotorique vers l'arbre
R_{th34}	Résistance radiale d'interconnexion du fer rotorique
R_{th35}	Résistance axiale du fer rotorique
R_{th36}	Résistance de l'air interne vers le fer rotorique
R_{th37}	Résistance radiale de l'arbre vers le fer rotorique
R_{th38}	Résistance axiale de l'arbre sous le fer rotorique
R_{th39}	Résistance axiale de l'arbre formant une connexion entre les blocs 8 et 9
R_{th40}	Résistance radiale de l'arbre sous le roulement
R_{th41}	Résistance axiale de l'air interne vers la carcasse

Tableau.IV.1 : Résistances thermique formant le réseau et leurs explications.

IV.4 Circuit thermique équivalent dans la direction axiale

Pour un cylindre, la conduction de chaleur en régime permanent dans la direction axiale est régie par l'équation de Poisson :

$$\frac{d^2\theta}{dx^2} + \frac{q}{\lambda_a} = 0 \qquad \text{(IV.1)}$$

avec :

x : est la direction axiale, mesurée à partir du centre ;
q : densité volumique des pertes (W/m^3) ;
λ_a : conductivité thermique dans la direction axiale.

La résolution analytique de l'équation VI.1 permet d'établir le circuit thermique dans la direction axiale, figure IV.4. Sur cette figure, θ_{moy} représente la température moyenne du cylindre dans la direction axiale. Les différentes résistances sont données par les expressions suivantes [15] :

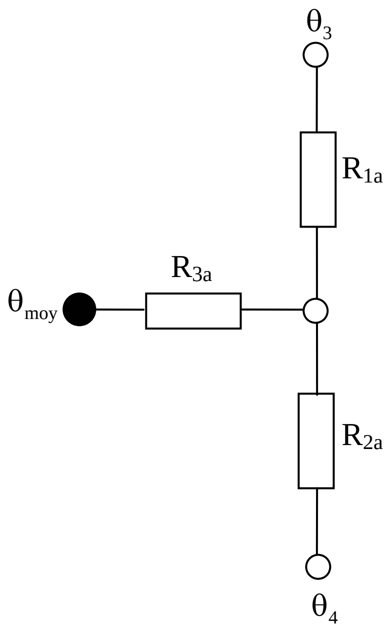


Fig.IV.4 : Circuit thermique équivalent dans la direction axiale

$$R_{1a} = \frac{R_0}{2} = \frac{L}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_a \cdot (r_1^2 - r_2^2)} \qquad \text{(IV.2)}$$

$$R_{2a} = \frac{R_0}{2} = \frac{L}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_a \cdot (r_1^2 - r_2^2)} \qquad \text{(IV.3)}$$

$$R_{3a} = -\frac{R_0}{6} = \frac{-L}{6 \cdot \pi \cdot \lambda_a \cdot (r_1^2 - r_2^2)} \qquad \text{(IV.4)}$$

R_0 est la résistance thermique dans la direction axiale, elle est donnée par l'expression :

$$R_0 = \frac{L}{\pi \cdot \lambda_a (r_1^2 - r_2^2)} \tag{IV.5}$$

IV.5 Circuit thermique équivalent dans la direction radiale

Le transfert de chaleur par conduction dans la direction radiale, est régi par l'équation de Poisson à une dimension. Elle est donnée par :

$$\frac{d^2\theta}{dr^2} + \frac{1}{r}\frac{d\theta}{dr} + \frac{q}{\lambda_r} = 0 \tag{IV.6}$$

λ_r : est la conductivité thermique dans la direction radiale

La solution de l'équation IV.6 permet d'établir le circuit thermique équivalent. Dans le cas d'une symétrie par rapport au plan médian, nous obtenons le circuit thermique illustré par la figure IV.5. Les différentes résistances thermiques sont données par les expressions suivantes [15] :

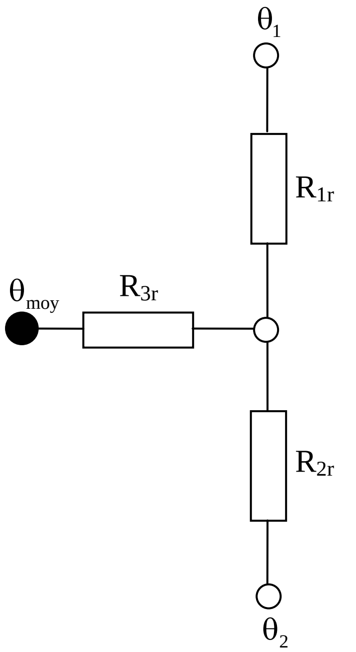


Fig.IV.5 : Circuit thermique équivalent dans la direction radiale

$$R_{1r} = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \lambda_r \cdot L}\left(1 - \frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{\left(r_1^2 - r_2^2\right)}\right) \tag{IV.7}$$

$$R_{2r} = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \lambda_r \cdot L}\left(\frac{2r_1^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{\left(r_1^2 - r_2^2\right)} - 1\right) \tag{IV.8}$$

$$R_{3r} = \frac{-1}{8 \cdot \pi \cdot \left(r_1^2 - r_2^2\right)}\left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4r_1^2 r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{\left(r_1^2 - r_2^2\right)}\right] \tag{IV.9}$$

En couplant le circuit radial et axial à la position de la température moyenne, un modèle complet d'une section d'un cylindre creux est obtenu comme le montre la figure IV.6.

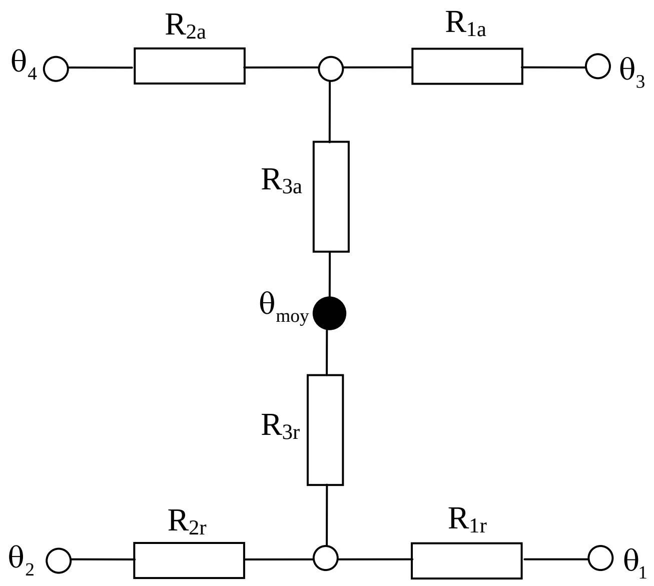


Fig.IV.6 : Circuit thermique équivalent d'un cylindre creux

Si on admet que les températures dans le cylindre sont symétriques par rapport au plan radial de sorte à ce que les températures θ_3 et θ_4 soient égales, il est alors seulement nécessaire de modéliser la moitié du cylindre. Le réseau thermique est alors réduit à la forme montrée dans la figure IV.7, formé de quatre résistance R_a , R_b , R_c et R_m qui sont données par [15] :

$$R_a = R_{1a} + 2R_{3a} = \frac{L}{6\pi\lambda_a\left(r_1^2 - r_2^2\right)} \tag{IV.10}$$

$$R_b = 2R_{1r} = \frac{1}{2\pi\lambda_r L}\left[1 - \frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{\left(r_1^2 - r_2^2\right)}\right] \tag{IV.11}$$

$$R_c = 2R_{2r} = \frac{1}{2\pi\lambda_r L}\left[\frac{2r_1^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{\left(r_1^2 - r_2^2\right)} - 1\right] \tag{IV.12}$$

$$R_m = 2R_{3r} = \frac{-1}{4\pi\left(r_1^2 - r_2^2\right)\lambda_r L}\left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4r_1^2 r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{\left(r_1^2 - r_2^2\right)}\right] \tag{IV.13}$$

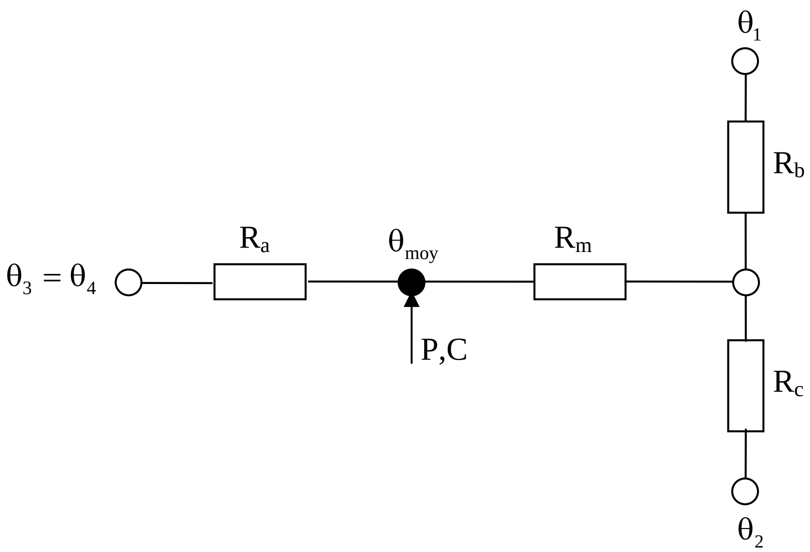


Fig.IV.7 : Circuit thermique équivalent pour un élément symétrique

Ce réseau permet de tenir compte des conductivités axiale et radiale et peut être utilisé pour modéliser tout élément de la machine possédant une configuration géométrique d'un cylindre creux (le fer statorique et rotorique, l'enroulement dans l'encoche et les têtes de bobines ainsi que l'arbre de la machine).

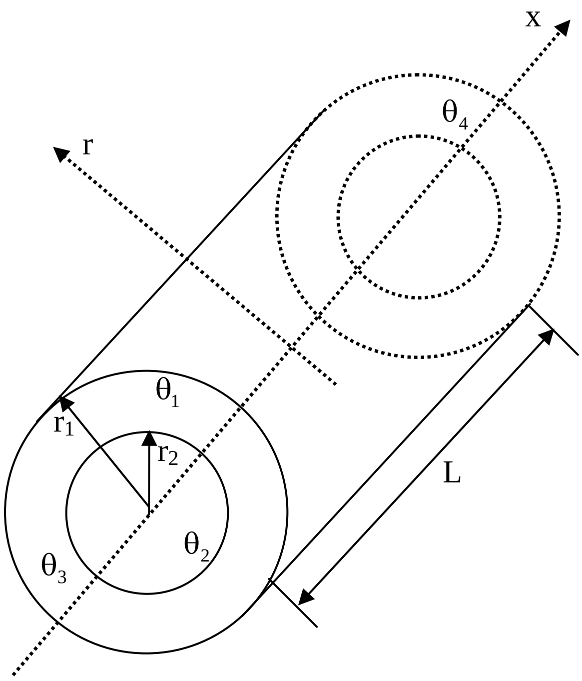


Fig.IV.8 : Elément cylindrique à deux dimensions [15]

IV.6 Modélisation de l’enroulement

La résistance thermique entre l’enroulement et le fer statorique est typiquement le paramètre le plus critique dans la modélisation du comportement thermique des machines électriques, puisque une proportion importante de la chaleur qui est produite dans l’enroulement est dissipée vers la culasse statorique. Le bobinage des machines électriques est constitué de faisceaux de conducteurs en cuivre entourés par l’émail et imprégnés dans le vernis dans lequel peut exister une certaine quantité d’air. De ce fait, une modélisation précise de l’enroulement est impossible et des simplifications considérables sont préconisées. Il devient alors primordial de limiter les erreurs de modélisation de cette partie.

Ainsi, pour modéliser l’enroulement, l’encoche est ramenée à une forme géométrique simplifiée d'une portion d’un cylindre creux rempli de cuivre et entourée par une feuille d’isolant tout en conservant sa section et son volume. Nous supposons que seul le cuivre transfère la chaleur par conduction dans la direction axiale. Dans la direction radiale, le cylindre creux a une conductivité thermique uniforme qui est directement proportionnel aux conductivités du vernis et de l’émail, qui sont supposées égales.

On peut, néanmoins, trouver une conductivité transversale équivalente d’un faisceau de conducteurs noyés dans du vernis. Sous certaines hypothèses simplificatrices, on peut déterminer la conductivité équivalente en utilisant la relation suivante [26] :

$$\lambda_{eq} = F.\lambda_v \tag{VI.14}$$

F est le facteur multiplicatif qui dépend du taux volumique du cuivre dans l'encoche. La figure IV.9 donne les valeurs de F en fonction du coefficient de remplissage de l'encoche quand un petit diamètre de conducteur est employé.

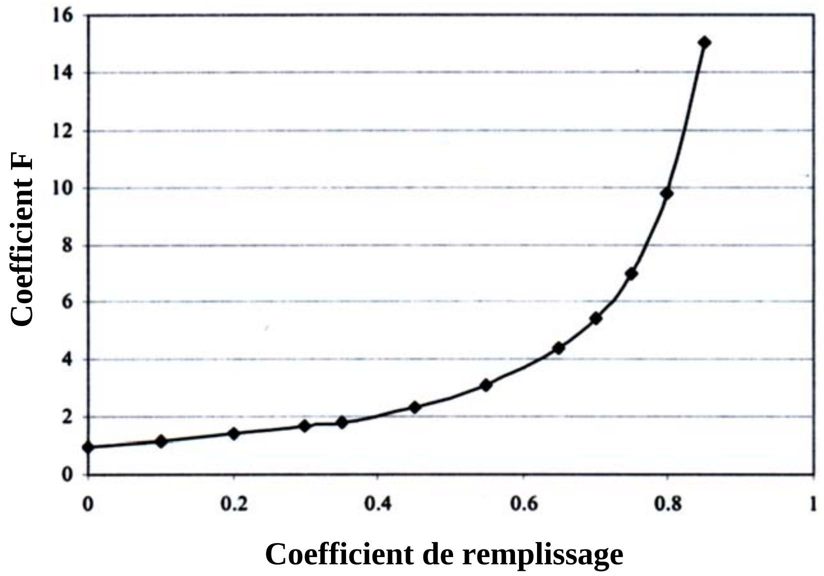


Fig.IV.9 : Conductivité transversale d'un faisceau de conducteurs noyés dans du vernis [2]

Il est impossible d'évaluer avec précision le coefficient de remplissage d'un ensemble de conducteurs distribués d'une manière aléatoire. Il peut varier entre 0.4 et 0.6, ce qui donne un facteur multiplicatif F variant entre 2 et 4. La comparaison des résultats expérimentaux avec les résultats simulés donne une valeur corrigée de F voisin de 2. Ce qui correspond à une valeur du coefficient de remplissage de 0.40. Les valeurs reportées sur la figure IV.9 sont données pour un enroulement sans bulles d'air dans la résine. Cependant, s'il y a présence de bulles d'air dans l'enroulement, celles-ci diminueront la conductivité thermique équivalente, car la conductivité thermique des isolants est approximativement dix fois plus grande que la conductivité de l'air. Ceci diminue pratiquement le coefficient de remplissage et par conséquent le facteur multiplicatif F.

La forme simplifiée proposée est présentée par la Figure IV.10. De plus, et afin de tenir compte du transfert de chaleur dans la direction azimutale, une résistance thermique entre les points de températures moyennes de la dent et de l'encoche est introduite. Le circuit thermique équivalent de l'encoche statorique est illustré par la figure IV.11.

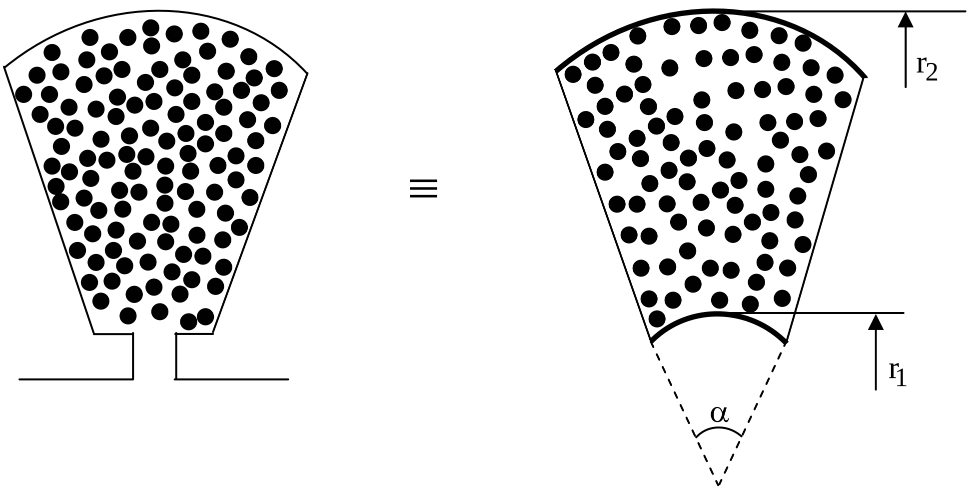


Fig.IV.10 : Forme simplifiée des encoches statoriques en conservant leur surface [2]

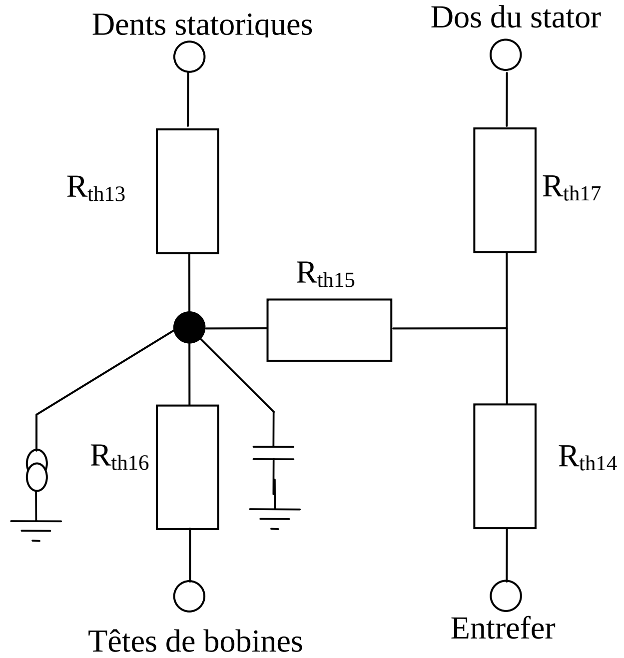


Fig.IV.11 : Circuit thermique équivalent de l'enroulement statorique

Les différentes résistances thermiques introduites dans la figure IV.11 sont données par les expressions suivantes :

$$R_{th13} = \frac{\alpha \cdot (r_1 + r_2)}{6 \cdot \lambda_r \cdot (r_1 - r_2) \cdot L \cdot N_Z} + \frac{2 \cdot \delta_{can}}{\lambda_{can} \cdot (r_1 - r_2) \cdot L \cdot N_Z} \qquad (IV.15)$$

$$R_{th14} = \frac{\left[\frac{2 \cdot r_2^2}{(r_1^2 - r_2^2)} Ln(\frac{r_1}{r_2}) \right]}{\alpha \cdot \lambda_r \cdot L \cdot N_Z} + \frac{2 \cdot \delta_{can}}{\alpha \cdot r_2 \cdot L \cdot N_Z \cdot \lambda_{can}} \qquad (IV.16)$$

$$R_{th15} = \frac{-1 \cdot \left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4 \cdot r_1^2 \cdot r_2^2}{r_1^2 - r_2^2} \right]}{2 \cdot \alpha \cdot \lambda_r \cdot L \cdot (r_1^2 - r_2^2) \cdot N_Z} \qquad (IV.17)$$

$$R_{th16} = \frac{L}{3 \cdot \alpha \cdot (r_1^2 - r_2^2) \cdot \lambda_a \cdot N_Z \cdot K_{remp}} \qquad (IV.18)$$

$$R_{th17} = \frac{\left[1 - \frac{2 \cdot r_2^2}{(r_1^2 - r_2^2)} Ln(\frac{r_1}{r_2}) \right]}{\alpha \cdot \lambda_r \cdot L \cdot N_Z} + \frac{2 \cdot \delta_{can}}{\alpha \cdot r_1 \cdot L \cdot N_Z \cdot \lambda_{can}} \qquad (IV.19)$$

IV.7 Modèle des barres rotoriques

Les barres rotoriques sont modélisées comme étant un cylindre rempli d'aluminium entourant le fer rotorique avec un volume égal au volume total des barres rotoriques. Cette simplification est rendue possible en raison de l'homogénéité thermique de la structure rotorique où un contact parfait est supposé entre les barres et le circuit magnétique. L'extrémité de l'encoche rotorique est reliée à un disque de volume égal à celui de l'anneau de court circuit. La surface latérale de l'anneau de court circuit échange de la chaleur par convection avec l'air interne.

IV.8 Résistance thermique de contact

Quand des matériaux sont placés ensembles, une interface est formée et celle-ci représente la résistance thermique au transfert de chaleur entre ces matériaux.
Des travaux expérimentaux ont été réalisés pour déterminer les résistances de contact entre les métaux, mais la compréhension du transfert de chaleur de contact, particulièrement dans les machines électriques, est limitée à cause des difficultés considérables lors de la caractérisation précise d'une surface de contact.

La résistance de l'interface dos du stator/carcasse représente une importance particulière. Cette résistance exige une totale considération à cause de sa position dans la principale trajectoire de l'écoulement de chaleur des sources internes au milieu ambiant. Elle ne peut pas être supposée comme étant un simple court circuit entre la carcasse et le dos du stator à cause de la rugosité de la surface du feuilletage statorique à l'interface. En général, cette résistance thermique est une fonction des propriétés physiques du matériau en contact, des conditions des surfaces, de la rugosité du matériau et de la pression de contact.

L'écoulement de chaleur à travers l'interface peut être modélisé par une simple résistance R_{ct}, définie comme suit [15] :

$$R_{ct} = \frac{1}{h_{ct} \cdot A} \tag{IV.20}$$

Le coefficient h_{ct} est fonction de la pression qui est créée quand la carcasse se resserre sur le dos du stator durant la fabrication, et fonction de la rugosité de la surface de contact. En utilisant les données de fabrication et les propriétés physiques du matériau constituant le dos du stator et la carcasse, la pression est estimée comme suit [26] :

$$P_c = \frac{\delta_c}{\frac{b}{E_f}.\left(\frac{b^2+c^2}{c^2-b^2}+\mu_f\right)+\frac{b}{E_s}.\left(\frac{a^2+b^2}{b^2-a^2}-\mu_s\right)} \tag{IV.21}$$

Dans une machine électrique, c'est au niveau de l'interface carter-fer statorique qu'une importante résistance thermique de contact apparaît. En effet, cette interface est située dans la direction radiale du flux de chaleur, direction privilégiée pour le transfert thermique. Pour modéliser cette résistance, il convient de définir, un coefficient équivalent de contact. Nous avons représenté sur la Figure.IV.12 l'allure de ce coefficient en fonction de la pression de contact pour une interface acier-aluminium.

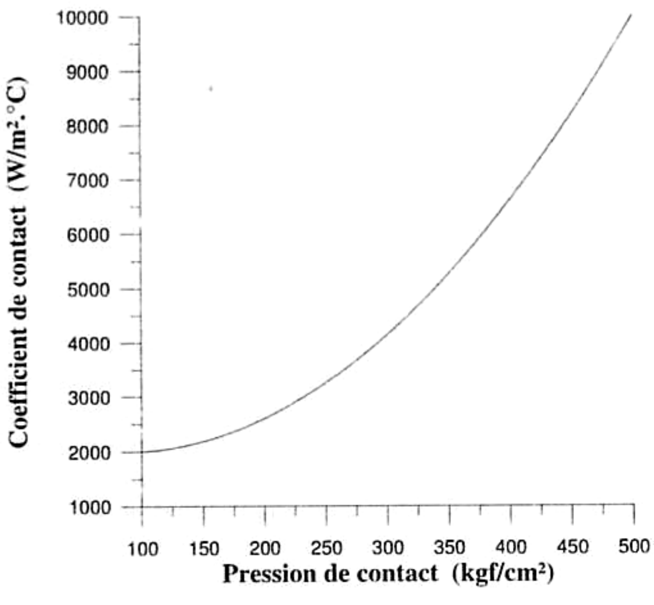


Fig.IV.12 : Coefficient de contact pour une interface acier – aluminium [2]

IV.9 Transfert de chaleur par convection

Dans un moteur complètement fermé, le transfert de chaleur par convection entre les surfaces exposées des parties constituantes d'un moteur et l'air de refroidissement interne ou externe, est modélisé par une simple résistance R_C en utilisant la loi de Newton [15,26]. Cette résistance est égale à l'inverse de la surface A_C en contact avec l'air de refroidissement multiplié par le coefficient d'échange h.

$$R_C = \frac{1}{h.A_C} \qquad \text{(IV.22)}$$

où :

A_C : est la surface en contact avec l'air de refroidissement (m^2)
h : est le coefficient d'échange convectif ($W/m^2.°C$)

Le transfert de chaleur par convection est un processus très complexe et la simplicité de l'équation (IV.22) peut nous induire en erreur à cause de la difficulté dans la détermination du coefficient d'échange h. Celui ci dépend des variables qui décrivent la nature de l'écoulement du fluide et des conditions géométriques et physiques des échanges. Ces variables sont nombreuses et les relations mathématiques qui traduisent leurs influences sont le plus souvent complexes, voir inconnues.
Cependant, à cause de la difficulté dans la détermination du coefficient de transfert de chaleur, les résultats expérimentaux et analytiques obtenus par d'autres auteurs [15,25,26] relatifs à l'écoulement de l'air autour des géométries similaires ont été utilisés.
Nous indiquons dans ce qui suit, la méthode de calcul du coefficient d'échange dans les régions fluides suivantes : air environnant, entrefer et air emprisonné.
Pour ce dernier cas, nous définissons un seul coefficient d'échange. Ceci représente une simplification car, plus rigoureusement, on doit définir autant de coefficients que de surfaces de contact avec le fluide.

IV.9.1 Modélisation du transfert de chaleur par convection entre la carcasse et l'air ambiant

La carcasse qui représente l'enveloppe externe de la machine comporte des ailettes pour faciliter le transfert de chaleur. La présence de ces dernières complique notablement le calcul du coefficient d'échange carcasse- ambiant.
Des approches analytiques sont proposées dans la littérature spécialisée pour déterminer ce coefficient d'échange. Une formule analytique est proposée dans la référence [26] pour déterminer ce coefficient.

$$h_{amb} = \frac{\rho.C_p.V.D.10^4}{4.L_a}\left(1 - e^{-E}\right) \qquad \text{(IV.23)}$$

avec :

$$E = 0.1448\left(\frac{L_a^{0.946}}{D^{1.16}}\right)\left(\frac{\lambda_{air}}{\rho.C_p.V}\right)^{0.124} \qquad \text{(IV.24)}$$

avec :

V: vitesse d'écoulement de l'air de refroidissement (m/s)
λ_{air} : conductivité thermique de l'air (W/m.°C)
L_a : longueur axiale de l'ailette (m)
C_p : chaleur massique à pression constante (J/Kg.°C)
ρ : masse volumique (kg/m^3)
D : diamètre hydraulique (m).

Pour prendre en compte les effets de la turbulence due à la surface non lisse de la carcasse, le coefficient h_{amb} calculé par la formule (IV.23), doit être multipliée par un facteur correctif compris entre 1.7 et 1.9 [26].

On peut aussi déterminer h_{amb} par des essais en adoptant la procédure présentée par Mellor et al [15].

IV.9.2 Modélisation du transfert de chaleur dans l'entrefer

Les caractéristiques du transfert de chaleur dans l'entrefer sont les moins définies dans les machines électriques bien que les données expérimentales du transfert de chaleur à travers l'entrefer entre des cylindres concentriques existent. Ces données ne sont, cependant, pas assez rigoureuses de sorte à pouvoir les étendre à d'autres situations et à les appliquer aux machines électriques [71].
Dans un moteur électrique complètement fermé et auto-ventilé, il y a peu ou pas de transfert de chaleur axial de l'entrefer vers l'air interne environnant. Toute la chaleur émise à partir de la surface du rotor est supposée transférée au stator directement à travers l'entrefer.

L'entrefer peut être modélisé comme une lame d'air de l'espace confiné entre deux cylindres coaxiaux, figure IV.13 La surface interne (à la périphérie du rotor) tourne dans cet entrefer.

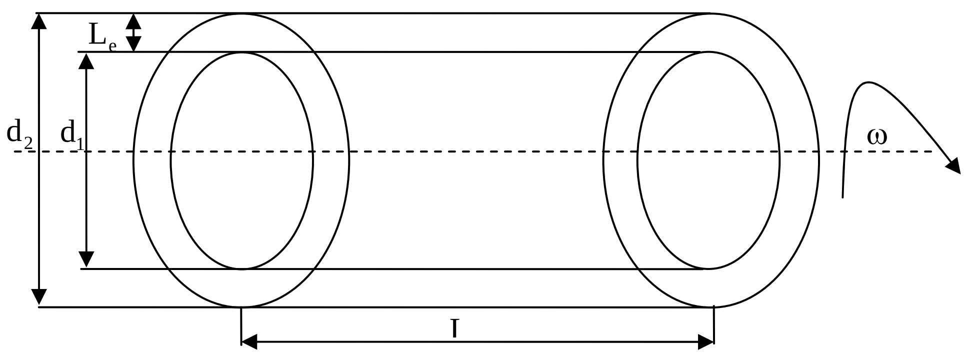


Fig.IV.13 : Surface cylindrique en rotation dans un entrefer

Le coefficient de transfert de chaleur par convection est exprimé par Taylor [72] comme suit :

$$h_{entrefer} = \frac{N_u.\lambda_{air}}{L_e} \tag{IV.25}$$

Pour le transfert de chaleur par convection entre deux cylindres lisses en rotation, la valeur du nombre de Nusselt est donnée par Taylor [72]. Cependant, dans une machine réelle, il y a un grand transfert de chaleur à travers l'entrefer par rapport à celui décrit par les équations de cylindre lisse, à cause de la perturbation du fluide supplémentaire causée par les enroulements logés dans les encoches.

Les nombres de Nusselt pour des machines à petit entrefer sont ainsi obtenus à partir des expressions modifiées de Taylor [72]. Afin de tenir compte de l'effet de denture, une augmentation de 10% du transfert de chaleur peut être prise en compte [2,15,26]. Nous avons ainsi :

$$Nu = 2.2 \qquad T_a < 41 \tag{IV.26}$$

$$Nu = 1.116.T_a^{0.63}.Pr^{0.27} \qquad 41 < T_a < 100 \tag{IV.27}$$

Les dimensions des nombres de Taylor T_a et Prandtl Pr sont définies à partir des dimensions de l'entrefer et des propriétés physiques du fluide en utilisant les expressions données par Taylor [72].

$T_a = R_e.\left(\frac{2.L_e}{d_1}\right)^{0.5}$ représente le nombre de Taylor

$R_e = \frac{\omega_r.\frac{d_1}{2}.L_e}{\upsilon}$ représente le nombre de Reynolds

$Pr = \frac{\mu.C_p}{\lambda_{air}}$ représente le nombre de Prandtl

La valeur critique 41 du nombre de Taylor correspond au passage du régime laminaire vers le régime turbulent.
Lorsque le confinement est important (très petit), on peut supposer que le transfert de chaleur est essentiellement assuré par conduction qui correspond à un nombre de Nusselt de 2.2.
Notons que dans le cadre de la machine étudiée, l'entrefer est petit (0.25 mm) et pour la gamme de vitesses étudiée, le nombre de Taylor est toujours < 41 de sorte à avoir Nu = 2.2.

IV.9.3 Modélisation du transfert de chaleur par convection dans les enceintes

Le mécanisme d'échange thermique à travers l'air emprisonné dans les enceintes du moteur, c'est à dire, entre les têtes de bobines, les ailettes rotoriques, les extrémités des paquets de tôles, l'ensemble carcasse-flasque et l'arbre est très complexe. A notre connaissance, il n'existe pas d'étude complète à ce sujet. Quelques hypothèses simplificatrices sont avancées pour construire le modèle thermique.

IV.9.3.1 Coefficient d'échange pour l'air emprisonné

Nous définissons pour l'air emprisonné un coefficient d'échange moyen. Nous retenons pour le cas de la machine étudiée le coefficient donné par Mellor et al [15].

$$h_p = 15.5.(0.39.V + 1) \qquad \text{(IV.28)}$$

V étant la vitesse de rotation du moteur exprimée en m/s et qui est déterminée à partir de la relation :

$$V = r_m \cdot \omega_r \cdot \vartheta_a \qquad \text{(IV.29)}$$

où :
r_m : rayon moyen de l'anneau du court circuit
ω_r : vitesse de rotation du rotor en rd/s
ϑ_a : le rendement du ventilateur formé par l'anneau de court circuit dont l'extrémité porte des ailettes. Il est estimé arbitrairement à 50%.

IV.10 Localisation des pertes du moteur dans le modèle thermique

La méthode la plus facile pour identifier les pertes d'un moteur est de les représenter sous forme de schéma équivalent [78]]. Les paramètres du circuit équivalent peuvent être facilement déterminés à partir des tests conventionnels à vide et à rotor bloqué. Les paramètres ainsi calculés (annexe B) permettent l'estimation des pertes fer et des pertes cuivre de la façon suivante :

- Les pertes cuivre statoriques

$$P_{js} = R_1.I_1^2 \qquad \text{(IV.30)}$$

- Les pertes cuivre rotoriques

$$P_{jr} = \frac{R_2^{'}}{X_m\left(X_m + 2.X_{\frac{s}{C}}\right)} \cdot V_1^2 + \frac{C^2.R_2^{'}.X_m}{\left(X_m + 2.X_{\frac{s}{C}}\right)} \cdot I_1^2 \qquad \text{(IV.31)}$$

- Les pertes fer

$$P_{fer} = \frac{V_1^2}{C.R_m} - \frac{R_1.V_1^2}{C.X_m\left(X_m + 2.X_{\frac{s}{C}}\right)} + \left(\frac{C.X_m}{X_m + 2.X_{\frac{s}{C}}} - 1\right).R_1.I_1^2 \qquad \text{(IV.32)}$$

avec :

R_1 : résistance électrique du stator (Ω)
R_2' : résistance électrique du rotor ramenée au stator (Ω)
X_m : réactance de magnétisation (Ω)
R_m : résistance de magnétisation (Ω)
$X_{s/c}$: réactance de fuite ramenée au stator (Ω)
V_1 : tension (Volt)
I_1 : courant d'alimentation (A)

La localisation précise des pertes dans les différentes parties de la machine est très importante pour le calcul de l'élévation de la température et l'identification exacte des paramètres. Les pertes cuivre peuvent être facilement calculées et associées à la partie de l'enroulement logée dans l'encoche et celle des têtes de bobines. Cette évaluation se fait sur la base de la longueur du fil de cuivre utilisé dans la partie de l'enroulement logée dans l'encoche et les têtes de bobines. Pour le réseau thermique donné par la figure IV.14, ces pertes sont injectées aux nœuds 4 et 5. Cependant, il n' y a pas d'informations fiables pour indiquer précisément la répartition des pertes fer dans le moteur. Mellor et al [15] partagent ces pertes en proportions fixées, à savoir : 50% aux dents statoriques et 50% aux dents rotoriques. Toutefois, cette répartition n'est pas établie avec exactitude. Elle varie selon l'expérience des auteurs. Des tests sur un moteur de 4 kW, en utilisant la méthode ‘’ temps température ‘’, ont permit de départager les pertes fer statoriques entre le dos et les dents du stator [15,26,41]. Les pertes fer induites par les dents et le dos du stator sont allouées respectivement aux nœuds 2 et 3 dans le modèle de la figure IV.14. Selon [41] les pertes supplémentaires sont injectées aux dents statoriques et rotoriques qui correspondent aux nœuds 3 et 6. Enfin, les pertes mécaniques générées par la ventilation et les frottements peuvent être considérées comme une source de chaleur dans les roulements, nœud 9.

Les pertes fer forment une proportion non négligeable des pertes dans le moteur. Cependant, il n'existe pas de méthodes précises pour donner la distribution spatiale des pertes fer dans la machine. Bousbaine [26] a essayer de s'attaquer à ce problème en utilisant la technique ‘’temps-température’’. Toutefois, les pertes fer dans le rotor sont considérées faibles en conditions normales de fonctionnement.
Ainsi selon [26], il est montré à partir de tests, que 70% des pertes fer totales peuvent être attribuées au dos du stator et 30% aux dents, c'est à dire :

$$P_{ferdos} = 0.7.P_{fertot} \qquad \text{(IV.33)}$$

$$P_{fertdents} = 0.3.P_{fertot} \qquad \text{(IV.34)}$$

VI.11 Modèle thermique détaillé du moteur asynchrone étudié

Les formes générales des différents éléments peuvent s’inscrire dans des géométries de révolution cylindrique aux prix de quelques simplifications, entraînant l’introduction de facteurs correctifs au niveau des volumes et des surfaces pour respecter les conditions d’échauffement et d’échange (dents statoriques, encoches statoriques, têtes de bobines, etc.).
Du fait de l’absence d’écoulement axial à l’intérieur de la machine, celle-ci peut être considérée comme symétrique d’un point de vue thermique et la modélisation peut se réduire à une demi-machine.

La figure IV.14 montrant le circuit thermique équivalent d’un moteur asynchrone à cage, représente la structure du modèle détaillé de la machine. Il comprend :

9 éléments conductifs (numérotés de 1 à 9)
2 éléments convectifs (numérotés de 10 à 11)
1 élément de référence (numéroté 18).

Les enroulements statoriques sont divisés en deux parties : les têtes de bobines et la partie de l’enroulement logée dans l’encoche. Le fer statorique est également divisé en deux parties : la dent et la couronne. La décomposition du rotor ne distingue pas les barres de la cage des dents du circuit magnétique, le contact thermique étant supposé parfait. Les roulements ne sont représentés que par un élément isolant schématisant le contact thermique imparfait. Enfin, l’élément convectif est représenté par deux éléments (entrefer et air interne).
Le modèle thermique détaillé de la machine étudiée est représenté par la juxtaposition des blocs préalablement définis.

VI.12 Réseau thermique équivalent global de la machine asynchrone

L’approche théorique développée pour les modèles élémentaires pour une configuration cylindrique, est appliquée pour établir un modèle thermique détaillé pour la machine entière. Le modèle thermique développé doit représenter aussi fidèlement que possible les parties actives de la machine (enroulement statorique, cage rotorique, circuits magnétique statorique et rotorique) et les liaisons entre elles et avec l’extérieur. Les éléments minces comme les feuilles d’isolation seront représentés par de simples résistances thermiques. La fig.VI.14 illustre le réseau thermique équivalent global de la machine étudiée. Les connexions entre les blocs ayant un transfert de chaleur mutuel sont effectuées au niveau des nœuds périphériques. Les entrées du modèle (pertes) sont injectées au niveau du nœud central de l’élément (nœud à température moyenne).De plus, pour l’étude du régime transitoire thermique, les capacités thermiques de chaque bloc sont également injectées en ce nœud. Les capacités des isolants solides et celle de l’air sont négligées

IV.13 Mise en équation du modèle thermique

Le réseau thermique développé illustré par la Fig.VI.14 comporte au total 17 nœuds.

- ✓ Les nœuds numérotés de 1 à 9 correspondent aux nœuds d’éléments conductifs (nœuds à températures moyennes) et comportent des capacités thermiques.

- ✓ Les nœuds 10 et 11 correspondent aux parties fluides (entrefer et air interne respectivement) dont nous avons négligé les capacités thermiques.

- ✓ Les six (06) nœuds restant correspondent aux nœuds de liaisons.

Les équations du modèle sont ensuite regroupées dans deux systèmes dont les formes sont les suivantes :

$$[C]\left\{\dot{\theta}_i\right\}+[G_{11}]\{\theta_i\}+[G_{12}]\{\theta_2\}=\{P_i\} \qquad \text{(VI.35)}$$

$$[G_{21}]\{\theta_i\}+[G_{22}]\{\theta_2\}=\{0\} \qquad \text{(VI.36)}$$

avec :

[C] : matrice diagonale des capacités thermiques
$[G_{11}]$, $[G_{12}]$, $[G_{21}]$, $[G_{22}]$: matrices de conductances thermiques.
$\{\theta_i\},\{\theta_2\}$: vecteurs de températures inconnues.
$\{P_i\}$: vecteurs de sources de chaleur (pertes)

Les systèmes (IV.35) et (IV.36) conduisent à un système différentiel de la forme :

$$\left\{\dot{\theta}_i\right\}+[G_{eq}]\{\theta_i\}=\{F_1\} \qquad \text{(VI.37)}$$

avec :

$$\{F_1\}=[C]^{-1}\{P_i\} \qquad \text{(VI.38)}$$

$$[G_{eq}]=[C]^{-1}\left([G_{11}]-[G_{12}][G_{22}]^{-1}[G_{21}]\right) \qquad \text{(VI.39)}$$

Un programme codé en Fortran a été développé permettant de résoudre le système IV.37, en utilisant la méthode de Runge Kutta d'ordre 4. Cette solution permet de déterminer l'évolution des températures $\{\theta_i\}$ dans les différents éléments de la machine.

IV.14 Conclusion

Un modèle thermique à paramètres localisés pour un moteur asynchrone à cage est développé. Ce modèle est basé essentiellement sur la détermination des dimensions géométriques et les propriétés thermo- physiques des matériaux de la machine.
Un des problèmes essentiels de la modélisation thermique reste la détermination des lois de variations des coefficients d'échanges ainsi que celles des valeurs de conductances (contact imparfait, isolants, roulements, etc). Aussi, les difficultés résident dans la localisation des sources de chaleur nécessairement discrètes alors que les pertes sont distribuées. De plus, la prise en compte de la ventilation ou de la source de refroidissement est difficile à réaliser.
Les performances du circuit thermique équivalent ne dépendent pas seulement de la formulation correcte d'un réseau thermique, mais aussi de la localisation des pertes aux nœuds et de l'estimation correcte des coefficients thermiques.
Un modèle thermique détaillé basé sur l'approche de Méllor et al est développé. Les résultats obtenus pour un fonctionnement en régime variable seront présentés au chapitre suivant.

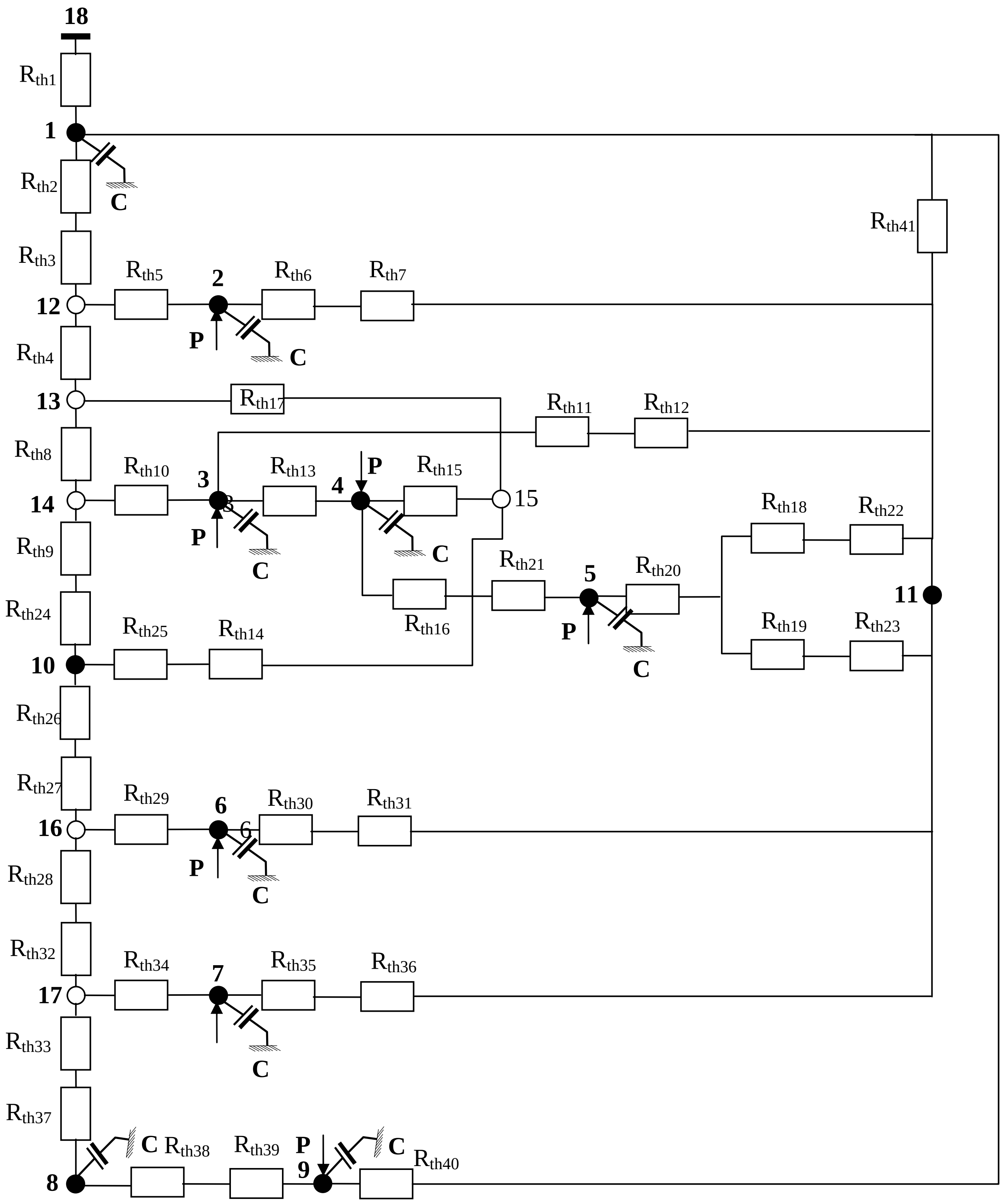


Fig.IV.14 : réseau thermique équivalent détaillé d’un moteur asynchrone à cage

● *: Nœuds d’éléments conductifs*
○ *: Nœuds de liaisons*
C : Capacités thermiques des éléments matériels
P : Sources de chaleur (pertes)
R : Résistances thermiques

CHAPITRE V

Résultats et validation expérimentale

V.1 Introduction

Nous avons présenté dans le chapitre précédent un modèle thermique à paramètres localisés d'un moteur asynchrone à cage d'écureuil de puissance 2.2 kW en se basant sur la méthode développé par Mellor et al [15]. Afin de valider les résultats obtenus par le modèle, des essais expérimentaux sont effectués sur la même machine. Nous avons réalisé un banc d'essais instrumenté qui permet des mesures de températures sous différents régimes de fonctionnements. Le moteur est équipé de plusieurs thermocouples logés dans différents endroits du moteur. Pour voir l'effet de la variation des paramètres du modèle sur l'élévation de la température, une étude de la sensibilité est effectuée.
Bien que le calcul de certaines pertes injectées dans le modèle est relativement précis à l'image des pertes cuivre, d'autres par contre, à l'instar des pertes fer et des pertes supplémentaires ne sont pas clairement définies. L'effet de la variation de ces pertes sur l'élévation de la température dans chaque partie de la machine est discuté et justifié.

V.2 Description de la machine étudiée

La machine étudiée est un moteur asynchrone triphasé tétra polaire à cage auto ventilé, fabriqué par l'entreprise Electro-Industrie Azazga Tizi-ouzou, de petite puissance (2.2 kW).

Le bobinage statorique est monté en triangle sous une tension nominale de 380 V. Le courant nominal est de 5.2 A et la vitesse de rotation nominale est de 1410 tr/min. La cage rotorique est en aluminium moulé directement sur les tôles assurant ainsi leur serrage.

La machine complètement fermée est auto ventilée, un ventilateur radial est monté en bout d'arbre formant ainsi un système de refroidissement forcé. Les caractéristiques géométriques de la machine sont données dans l'annexe A.

V.3 Dispositif de mesure des températures

Le moteur asynchrone qui a fait l'objet de la présente étude thermique est équipé de six (06) thermocouples logés en différents endroits pour couvrir les différents matériaux constituant la machine. La localisation respective de ces six capteurs est donnée par la figure V.1.Leurs numérotations ainsi que leurs emplacements dans le moteur sont comme suit :

(1) carcasse
(2) dos du stator
(3) dents statoriques
(4) encoche statorique
(5) tête de bobine
(6) anneau de court circuit

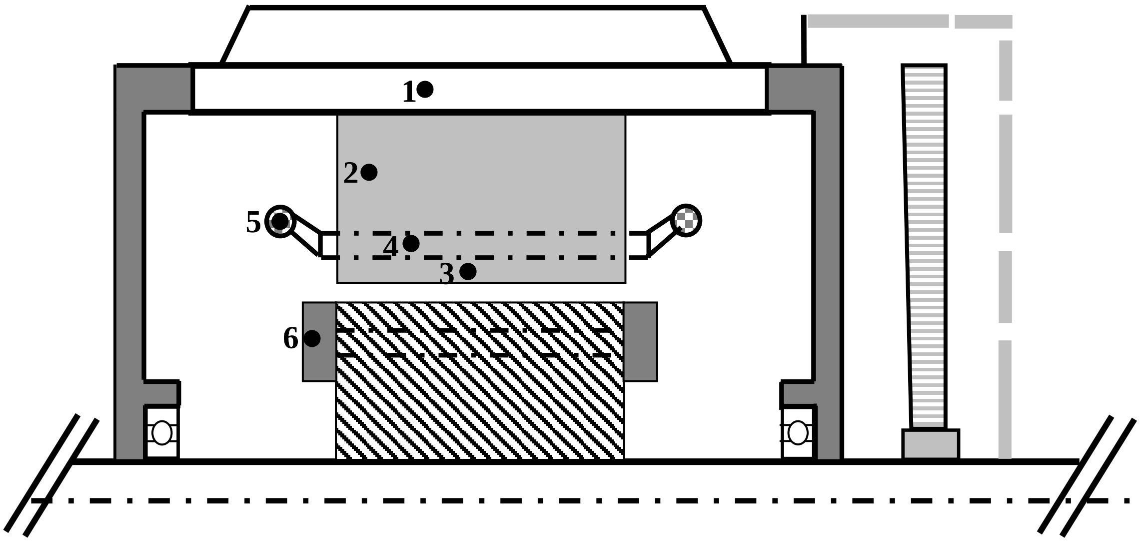
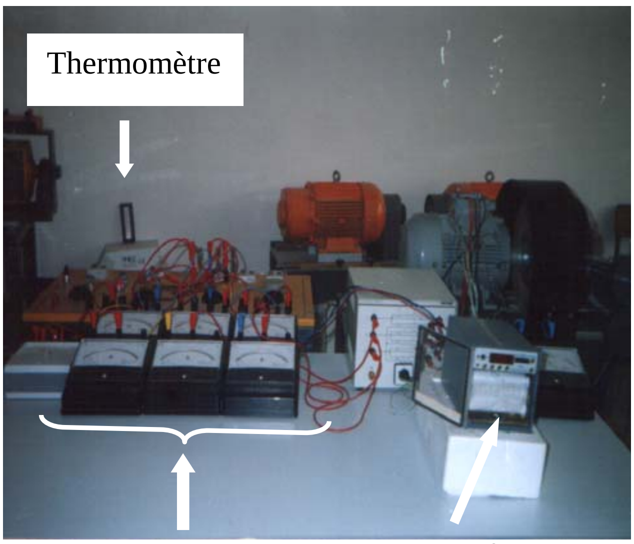


Fig.V.1 : Emplacement des thermocouples dans la machine

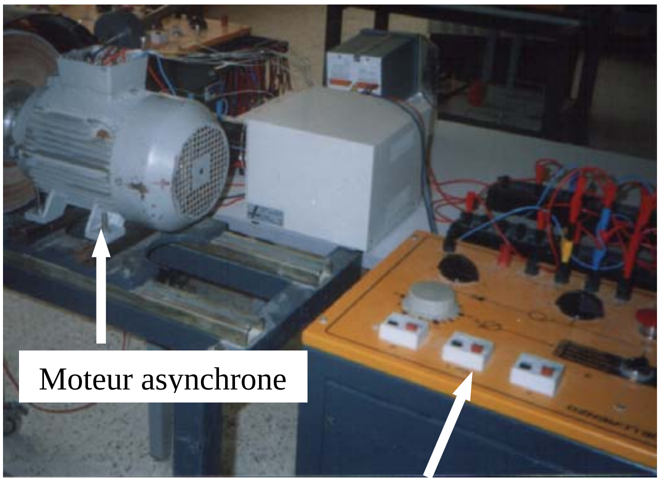
V.4 Montage du banc d’essai

Le banc d’essai comprend la machine décrite ci-dessus entraînant une génératrice à courant continu à excitation séparée (220 V, 6.8 A, 1500 tr/mn) qui débite sur des résistances comme le montre la figure.V.2. Il comprend aussi des appareils et des circuits de mesure.



Voltmètre et Ampèremètre

Dispositif de mesure de température
Data-loger



Alimentation sinusoïdale

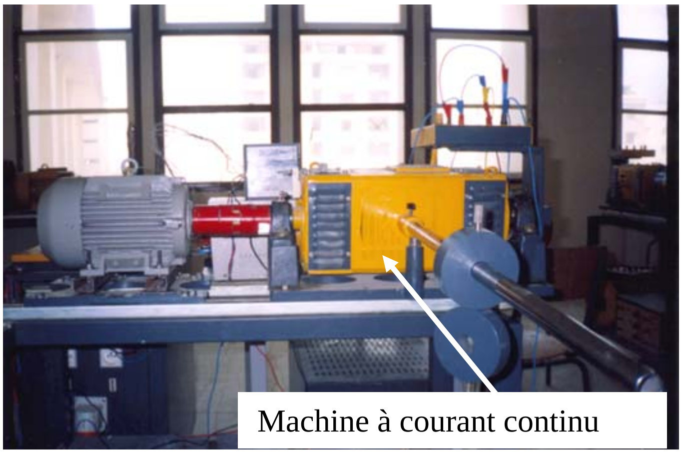


Fig.V.2 : Dispositif expérimental utilisé

V.5 Evaluation des paramètres du modèle thermique

Les valeurs des principaux paramètres thermo-physiques utilisées dans le modèle thermique sont données dans le tableau V.1 pour les conductivités thermiques et dans le tableau V.2 pour les coefficients d'échanges.

Eléments	**Conductivités thermiques (W/m°C)**	
	Direction radiale	**Direction axiale**
Encoche statorique	0.33	386
Isolant d'encoche	0.15	0.15
Tôles (stator et rotor)	45	1.98
Cage rotor (aluminium)	204	204
Arbre (acier)	55	55
Carcasse (aluminium)	204	204

Tableau V.1 : Conductivités thermiques utilisées dans le modèle thermique

Eléments	**Coefficients d'échanges (W/m^2. °C)**
Carcasse/ambiant	224
Têtes de bobines/air interne	32
Air interne/flasque	32
Contact stator - carcasse	550
Entrefer	155

Tableau V.2 : Coefficients des échanges thermiques utilisés dans le circuit thermique équivalent

V.6 Discussion des résultats

Pour vérifier la conformité du modèle thermique développé, nous avons effectué un essai à charge variable. La comparaison des résultats expérimentaux sous différents régimes de fonctionnement (100%I_n , 90%I_n , 80%I_n , 100%I_n) avec ceux obtenus par le modèle détaillé, est illustrée par les figures V.2.(a-f)

Nous avons comparé pour trois régimes de fonctionnement différents, les températures simulées et mesurées. Les résultats de la simulation sont satisfaisants comparés à ceux obtenus expérimentalement. On remarque une bonne concordance des résultats au niveau du stator tant en régime permanent qu'en transitoire thermique, Tableaux V.3, V.4 et V.5. Au niveau du rotor, les calculs effectués montrent que cette partie de la machine peut être considéré comme étant homogène. Les températures des différentes composantes sont pratiquement identiques.

Température (°C)	Modèle détaillé	Mesure
T1(°C)	58.35	56.93
T2(°C)	80.49	80.44
T3(°C)	89.65	90.00
T4(°C)	104.21	103.99
T5(°C)	109.95	110.01
T6(°C)	123.26	118.28

Tableau V.3: Comparaison entre les températures simulées et mesurées en régime permanent pour le point de fonctionnement nominal

Température (°C)	Modèle détaillé	Mesure
T1(°C)	53.02	52.07
T2(°C)	72.96	74.15
T3(°C)	81.21	83.19
T4(°C)	92.97	94.03
T5(°C)	97.25	99.20
T6(°C)	117.23	112.63

Tableau V.4 : Comparaison entre les températures simulées et mesurées en régime permanent à 90% de la charge nominale (I=4.72 A).

Température (°C)	Modèle détaillé	Mesure
T1(°C)	48.45	49.72
T2(°C)	70.11	66.42
T3(°C)	74.07	74.76
T4(°C)	82.65	83.71
T5(°C)	86.57	87.62
T6(°C)	110.52	106.80

Tableau V.5 : Comparaison entre les températures simulées et mesurées en régime permanent à 80% de la charge nominale (I=4.60 A).

V.7 Etude de la sensibilité du modèle

Pour voir l'influence des pertes et des propriétés thermiques sur les résultats du modèle, une étude paramétrique est faite pour montrer l'effet de la variation de ces paramètres sur la distribution de la température.

V.7.1 Effet des pertes supplémentaires en charge sur l'échauffement de la machine

Le tableau V.6 montre l'effet des pertes supplémentaires sur les températures des différents éléments. En se basant sur la proportion de la distribution des pertes supplémentaires utilisées, on constate d'après les résultats trouvés en régime permanent, que le rotor est le plus affecté par les pertes supplémentaires en charge comparativement aux autres parties constituant le moteur. La prise en compte de 10% des pertes totale comme proportions des pertes supplémentaires en charge a mené à une augmentation de la température au niveau du rotor de 38°C. Ainsi, le fait de négliger les pertes supplémentaires en charge, ce qui est généralement le cas dans petits moteurs à induction, peut nous conduire à des résultas erronés, surtout quand la température est utilisée comme un indicateur principal dans un système de protection.

Eléments	Températures calculées en (°C)			
Pertes supplémentaires en W	14 W 0.5% puissance absorbée	26.4 W 1.2% puissance absorbée	62.3 W 10% Pertes totales	0
Carcasse	58.35	60.11	65.78	55.94
Dos du stator	80.49	83.28	91.36	82.32
Dents statorique	89.65	92.76	101.82	86.10
Enroulement	104.21	107.21	117.10	100.14
Têtes de bobines	109.95	113.45	123.60	105.99
Barres rotorique	123.26	130.93	153.11	114.61
Arbre	121.31	128.76	150.33	112.9
Fer rotorique	122.65	130.25	152.24	114.08

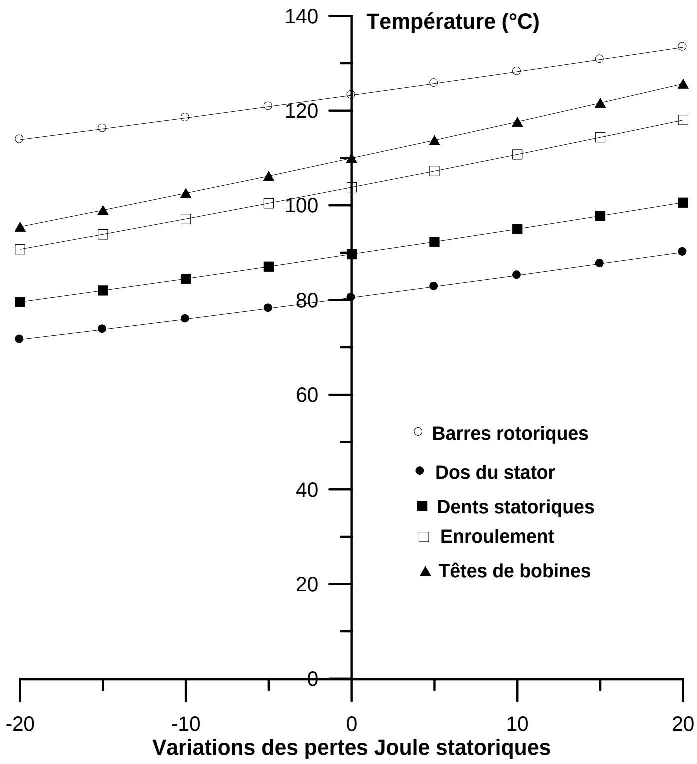
Tableau V.6 : Effet des pertes supplémentaires sur l'élévation de la température dans la machine

V.7.2 Sensibilité aux distributions des pertes

Le tableau V.7 donne la variation des températures pour une augmentation des différentes pertes de 20% dans les éléments actifs, tandis que les graphes des figures V.3.a,b,c montrent l’allure de la variation de la température dans les parties actives de la machine en fonction du pourcentage de variation de chaque type de pertes pour le régime de fonctionnement nominal. Nous remarquons que la variation de la température est pratiquement linéaire dans l’intervalle choisi pour la variation des pertes (de -20% à +20%). Les résultats montrent que le rotor et les têtes de bobines sont plus sensibles aux élévations des pertes rotoriques. Pour chaque incrément de 5%, on note une variation de 2°C pour la température. Les autres parties de la machine reste pratiquement insensibles à ces augmentations. Les pertes fer n’engendrent que de faibles élévations de la température des différentes parties. Une augmentation de 4°C est notée au rotor. L’échauffement de la partie de l’enroulement logée dans les encoches est sensibles aux variations des pertes fer et les pertes Joule statoriques. Ces augmentations de température vont de 4°C pour le fer statorique et atteignent 12°C environ dans l’enroulement statorique. Le modèle thermique montre clairement l’importance de l’attribution précise des pertes dans le modèle et la nécessité de refroidir correctement les enroulements de ce type de machines lors de fonctionnement en surcharge.

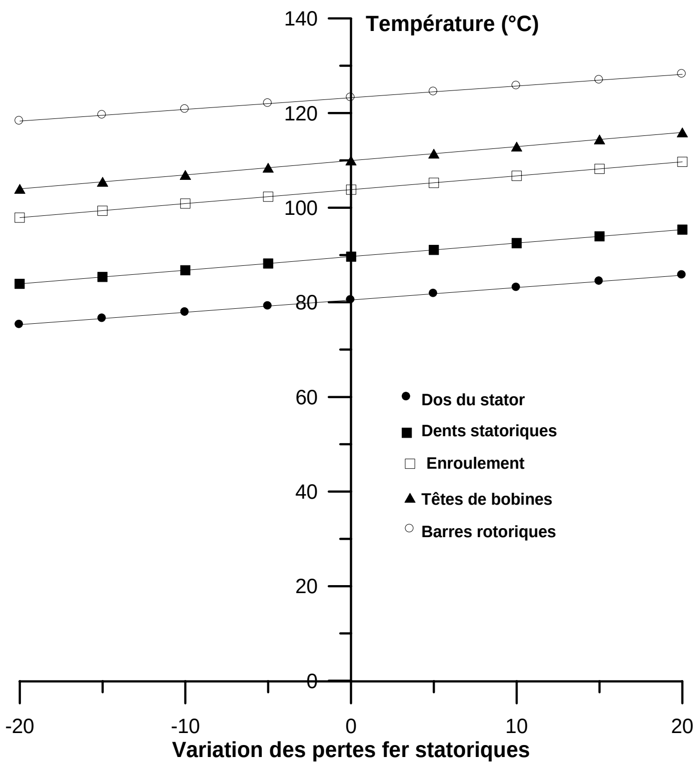
Eléments	Rotor	Dos du stator	Dents statorique	Enroulement	Têtes de bobines	Types de pertes ayant variés
Températures calculées	123.26	80.49	89.65	104.21	109.95	aucun
Températures calculées	132.88	88.9	93.13	107.67	113.93	Rotor
Températures calculées	122.83	85.71	89.87	104.11	109.80	Dos du stator
Températures calculées	128.21	91.18	95.36	109.7	115.92	Dents statorique
Températures calculées	133.42	95.93	100.57	118.03	125.69	Enroulement
Températures calculées	133.42	95.93	100.57	118.03	125.08	Têtes de bobines

Tableau V.7 : Sensibilité du modèle à l’augmentation de l’ordre de 20% de chaque type de pertes pour le régime de fonctionnement nominal.



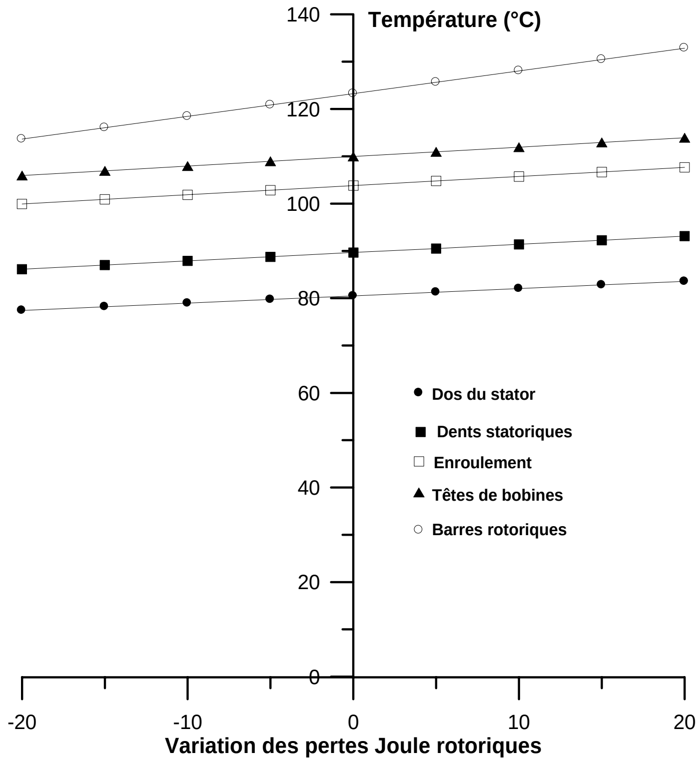
Température (°C)
140
120
100
80
60
40
20
0
Barres rotoriques
Dos du stator
Dents statoriques
Enroulement
Têtes de bobines
-20
-10
0
10
20
Variations des pertes Joule statoriques

a



Température (°C)
140
120
100
80
60
40
20
0
Dos du stator
Dents statoriques
Enroulement
Têtes de bobines
Barres rotoriques
-20
-10
0
10
20
Variation des pertes fer statoriques

b



c

Fig.V.3 : Variation de la température des parties actives de la machine en fonction du pourcentage de variation de chaque type de pertes.
a. variation des pertes Joule statorique
b. variation des pertes fer statorique
c. variation des pertes Joule rotorique

V.7.3 Sensibilité aux coefficients de transfert de chaleur

La sensibilité du modèle thermique équivalent aux coefficients d'échanges convectifs et aux conductivités de certains matériaux est faite de la même manière en variant les coefficients de transfert de chaleur et les conductivités de 20% à -20%. Les tableaux V.8 et V.9 résument les résultats en régime permanent pour un essai à pleine charge, pour une variation de tous les coefficients d'échanges de chaleur. La température dans le rotor (T6) est sensible à une variation du coefficient d'échange convectif (h_{entr}). Tandis que les températures dans l'enroulement statorique (T4 et T5), dépendent de la conductance des isolants d'encoches, c'est à dire, de la conductivité thermique de l'isolant (λ_I). Ce qui est logique, puisque ce sont les principales voies d'évacuation de la chaleur du rotor et de l'enroulement statorique. Cependant, le coefficient de contact carcasse/dos du stator a un effet sur pratiquement tous les éléments. Ce qui est normale, étant donné que c'est la principale trajectoire de transfert de la chaleur des sources internes vers l'air ambiant. Le coefficient d'échange convectif carcasse/ambiant qui caractérise la conductance entre la carcasse et l'air ambiant (h_{amb}) a une influence considérable sur toutes les températures des différents éléments. Heureusement cette conductance peut souvent être évaluée assez précisément en

connaissant la température moyenne de la partie extérieure de la carcasse (T1) et les pertes totales calculées de la machine.
L'effet de la variation du coefficient d'échange convectif carcasse/ambiant sur l'échauffement de la majorité des éléments du modèle est donné par la figure V.4, en revanche l'influence des autres paramètres est faibles en régime permanent. Nous avons aussi effectué une étude de la sensibilité sur chaque résistance thermique constituant le modèle thermique détaillé. Comme la température des têtes de bobines est la partie la plus critique dans les machines électriques, chaque résistance thermique constituant le réseau thermique équivalent est augmentée de 20%. Les températures obtenues sont comparées aux températures originales. Les résultats obtenus par cette étude sont donnés par le tableau V.10.

	Températures (°C)						
Eléments	Dos du stator	Dents statoriques	Enroulement	Têtes de bobines	Barres rotoriques	Fer rotorique	Arbre
Sans variation	80.49	89.63	104.21	109.95	123.26	122.65	121.31
Variation de h_{amb}	64.76	70.00	83.37	89.15	104.23	103.63	102.30
Variation de h_{ct}	75.95	85.07	99.19	105.33	120.42	119.84	118.56
Ariation de h_{ent}	80.71	89.91	103.96	110.08	120.82	120.25	118.97
Variation de λ_{cu}	80.52	89.67	103.86	109.08	123.23	122.62	121.27
Variation de λ_i	80.40	89.54	102.96	109.11	123.00	122.39	121.05
Variation de λ_{al}	80.48	89.63	103.79	109.94	123.24	122.63	121.29
Variation de λ_r	80.19	88.66	102.84	108.98	122.40	121.90	120.72
Variation de λ_a	80.49	89.63	103.80	109.95	123.23	122.61	121.27

Tableau V.8 : Effet de la variation de l'ordre de +20% des coefficients d'échanges sur l'échauffement des éléments.

	Températures (°C)						
Eléments	Dos du stator	Dents statoriques	Enroulement	Têtes de bobines	Barres rotoriques	Fer rotorique	Arbre
Sans variation	80.49	89.63	104.21	109.95	123.26	122.65	121.31
Variation de h_{amb}	79.46	84.78	98.75	104.80	118.27	117.66	116.33
Variation de h_{ct}	87.21	96.39	110.64	116.80	127.44	126.79	125.35
Ariation de h_{ent}	80.20	89.27	103.57	109.75	126.19	125.54	124.12
Variation de λ_{cu}	80.44	89.58	103.70	111.23	123.32	122.71	121.36
Variation de λ_i	80.59	89.75	105.03	111.17	123.60	122.98	121.63
Variation de λ_{al}	80.48	89.63	103.79	109.94	123.27	122.66	121.31
Variation de λ_r	80.91	91.06	105.21	111.36	124.47	123.70	122.09
Variation de λ_a	80.48	89.63	103.80	109.94	123.33	122.72	121.37

Tableau V.9 : Effet de la variation de l'ordre de -20% des coefficients d'échanges sur l'échauffement des éléments.

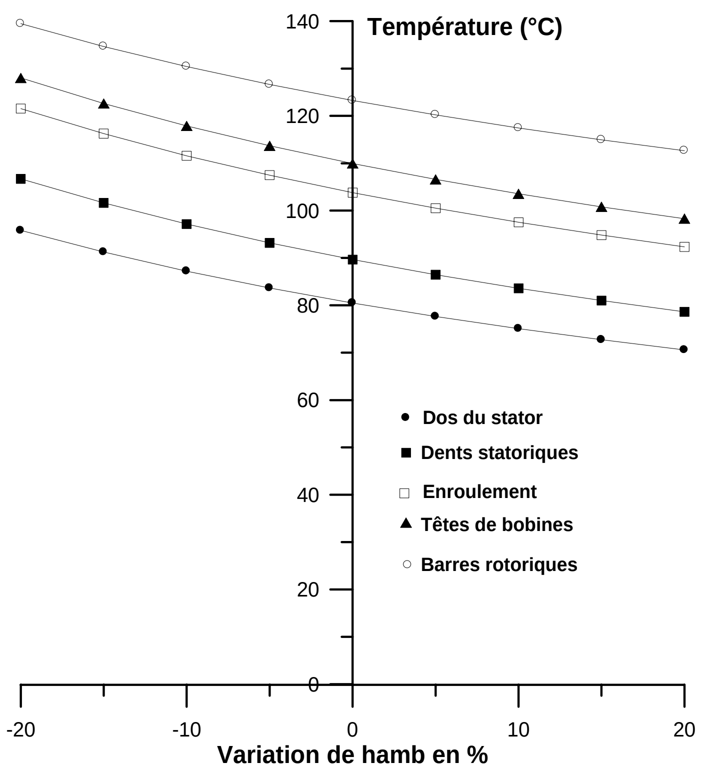


Fig.V.4 : Effet de la variation du coefficient d'échange carcasse/ambiant sur l'échauffement des éléments.

Paramètres	ΔT(Têtes de bobines °C)	Paramètres	ΔT(Têtes de bobines °C)
R_{th1}	14.39	Pfer	5.97
R_{th2}	5.48	Pjs	15.74
R_{th3}	0.08	Pjr	3.98
R_{th4}	0.28		
R_{th5}	0.00		
R_{th6}	0.00		
R_{th7}	0.01		
R_{th8}	0.71		
R_{th9}	-0.02		
R_{th10}	-0.22		
R_{th11}	0.00		
R_{th12}	0.00		
R_{th13}	2.77		
R_{th14}	0.02		
R_{th15}	-0.39		
R_{th16}	0.66		
R_{th17}	0.42		
R_{th18}	0.14		
R_{th19}	0.11		
R_{th20}	-0.19		
R_{th21}	0.36		
R_{th22}	0.11		
R_{th23}	0.09		
R_{th24}	-0.02		
R_{th25}	0.00		
R_{th26}	-0.17		
R_{th27}	-0.01		
R_{th28}	-0.01		
R_{th29}	0.00		
R_{th30}	-0.01		
R_{th31}	-0.06		
R_{th32}	0.00		
R_{th33}	0.01		
R_{th34}	-0.02		
R_{th35}	0.00		
R_{th36}	-0.01		
R_{th37}	0.01		
R_{th38}	0.11		
R_{th39}	0.25		
R_{th40}	0.03		
R_{th41}	0.51		

Tableau V.10 : Effet des variations des paramètres du modèle thermique détaillé sur la température des têtes de bobines

V.8 Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre les résultats d'une modélisation thermique basée sur la méthode d'analyse nodale (réseau à paramètres localisé).

Un modèle thermique détaillé a été développé qui est confronté à des mesures issues des essais pratiques sur un moteur asynchrone à cage d'écureuil de 2.2kW.

La comparaison des résultats expérimentaux avec ceux obtenus par le modèle proposé est acceptable car les résultats obtenus par simulation concordent parfaitement avec les mesures effectuées sur la machine étudiée. La bonne concordance entre les résultats des essais et ceux des simulations est encourageante.

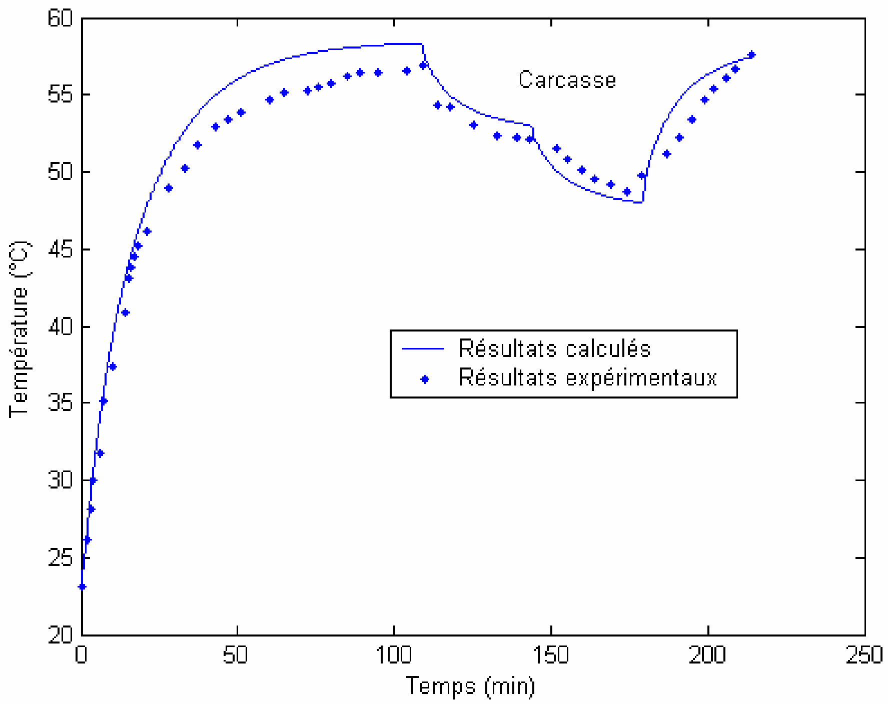
L'étude de la sensibilité du modèle aux variations des différents paramètres a montré que du point de vue thermique, le stator et le rotor sont faiblement couplés. La distribution de la température peut être aussi sensible à d'autres paramètres, tels que les pertes, qui peuvent affecter la température d'une manière significative. De plus, il est important de souligner que le coefficient d'échange convectif carcasse/ambiant a un effet considérable sur toutes les températures des différents éléments.

D'une manière générale, on peut dire que les résultats obtenus par les modèles développés ne dépendent pas seulement de l'élaboration correcte d'un réseau thermique, mais aussi de la détermination et de la localisation des pertes aux nœuds d'une part et de l'identification correcte des paramètres intervenant dans le modèle d'autre part. Pour montrer l'effet de la variation des pertes et de ces paramètres, une étude de la sensibilité du modèle a été préconisée.

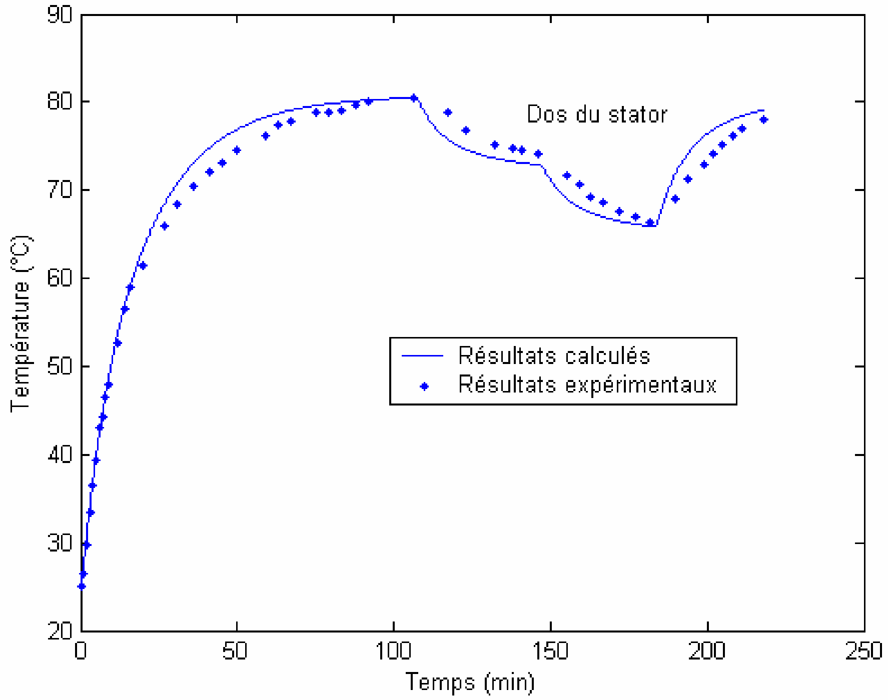
La précision obtenue avec cette méthode est très satisfaisante, dès lors que les paramètres conductifs sont bien identifiés. Le lien direct avec les données constructives est généralement occulté car il est difficile de connaître les incertitudes introduites par les entrefers parasites et les isolants, mais également par la nature des écoulements autour de certaines parties du moteur.

L'analyse de la sensibilité effectuée sur les résistances thermiques illustrée par le tableau V.10 a montrée que quelques résistances thermiques seulement affectent d'une manière significative les températures, alors que la majorité a un effet mineur. Pour cette raison, un modèle thermique simplifié avec un nombre réduit de résistance thermique a été développé et sera discuté au prochain chapitre.

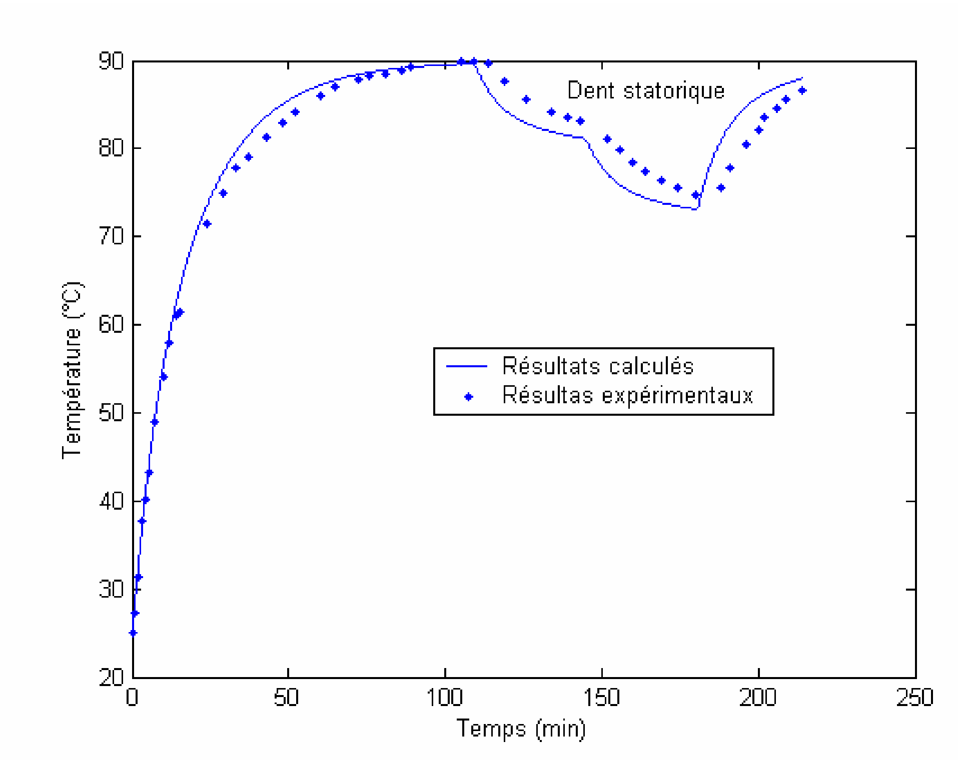
Dans le réseau à paramètres localisés, les pertes sont concentrées en un point qui représente un nœud à température moyenne du réseau thermique équivalent, alors que les pertes sont distribuées. L'estimation de la distribution de pertes dans le moteur est importante pour une évaluation précise de la température dans les différents endroits de la machine, d'où le recours à des méthodes de calcul numériques. Ceci fera l'objet du chapitre VII.


Carcasse
Résultats calculés
Résultats expérimentaux
Température (°C)
Temps (min)
60
55
50
45
40
35
30
25
20
0
50
100
150
200
250

a

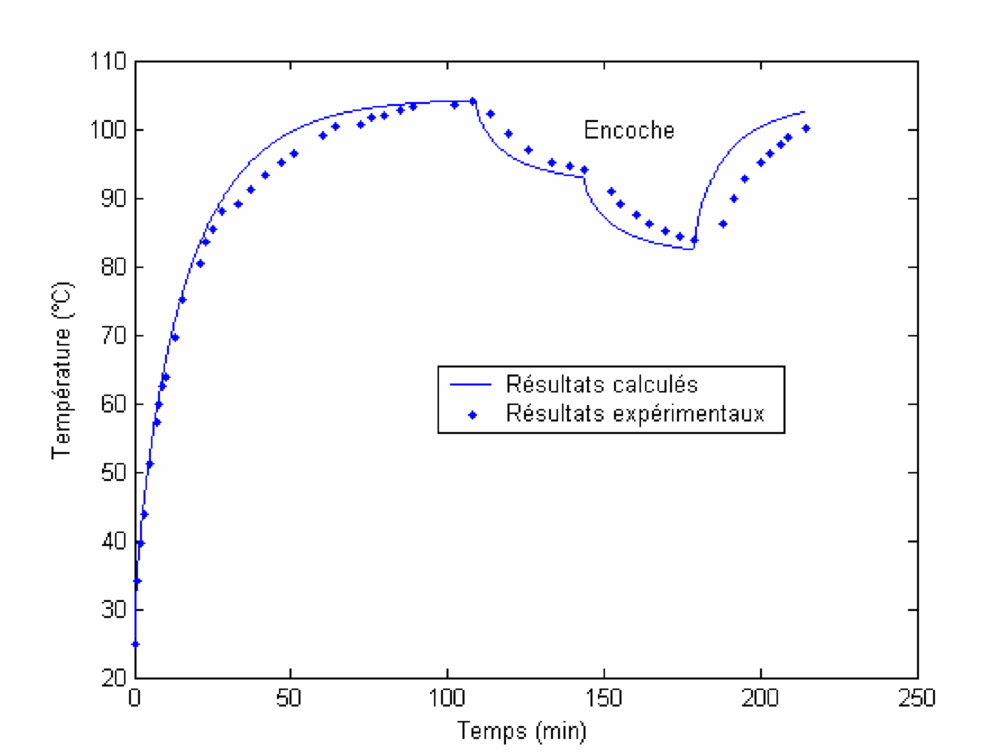

Dos du stator
Résultats calculés
Résultats expérimentaux
Température (°C)
Temps (min)
90
80
70
60
50
40
30
20
0
50
100
150
200
250

b



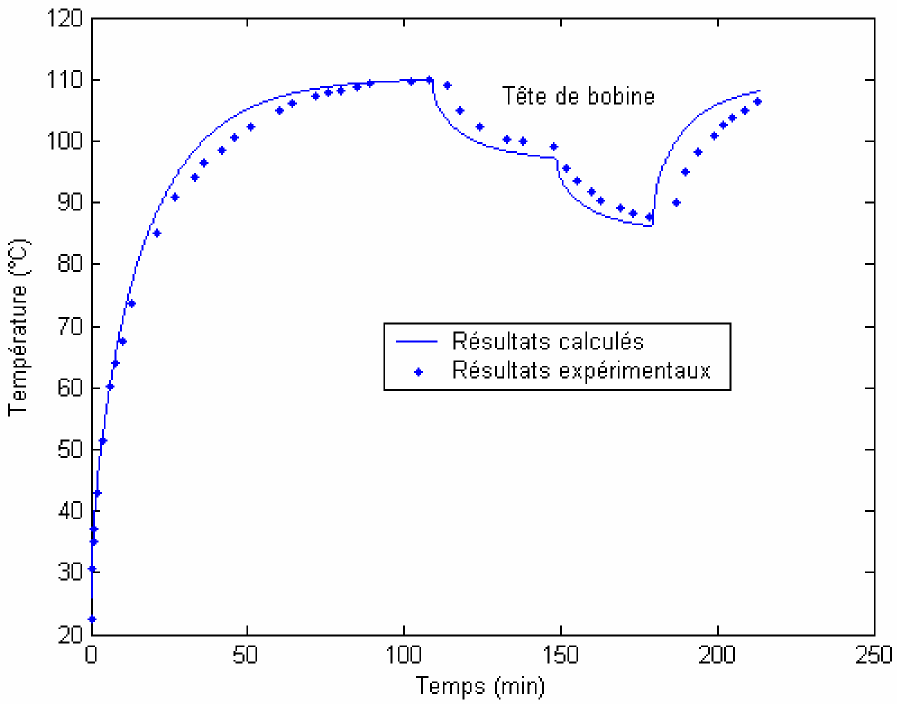
Dent statorique
Résultats calculés
Résultas expérimentaux
Température (°C)
Temps (min)
90
80
70
60
50
40
30
20
0
50
100
150
200
250

c

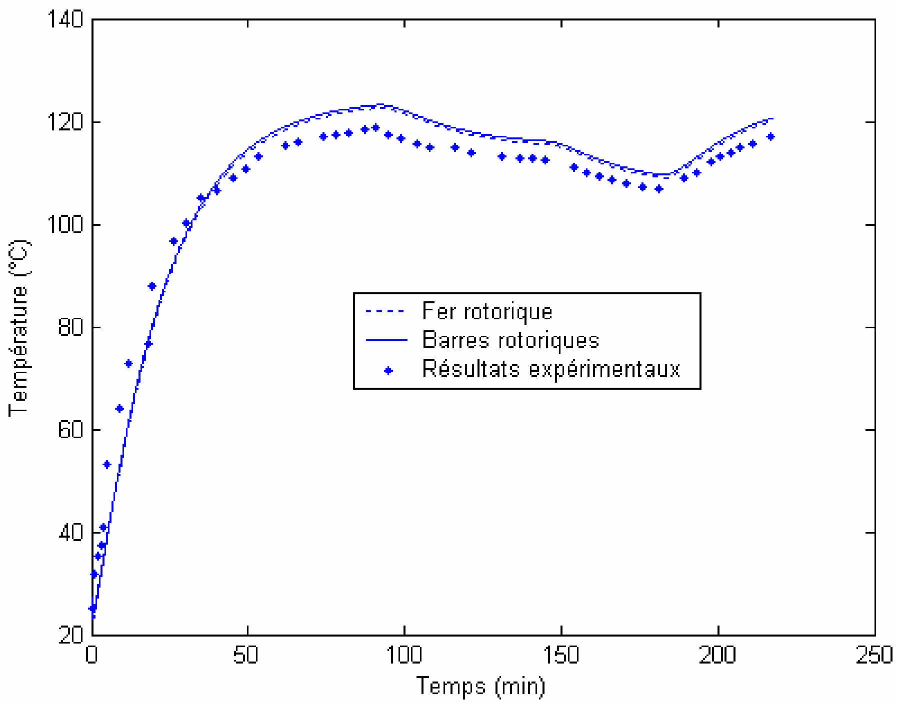


Encoche
Résultats calculés
Résultats expérimentaux
Température (°C)
Temps (min)
110
100
90
80
70
60
50
40
30
20
0
50
100
150
200
250

d



e



f

Fig.V.2 : Comparaison des températures calculées (modèle détaillé) et mesurées sous différents régimes de fonctionnement

a. carcasse c. dents stator e. têtes de bobines

b. dos du stator d. enroulement f. barres rotorique

CHAPITRE VI

Elaboration d’un modèle thermique simplifié d’un moteur asynchrone à cage

VI.1 Introduction

Le modèle thermique détaillé donne une image générale de l'échauffement dans chaque partie de la machine, mais la mise en œuvre d'un tel modèle est relativement complexe. Cela est dû aux nombres de résistances thermiques qui doivent être évaluées avec précision. L'analyse de la sensibilité effectuée dans le chapitre précédent, Tableau V.10, nous a permis de développer un modèle thermique simplifié réduit seulement à quelques résistances thermiques les plus influentes. Cette simplification s'accompagne évidemment de l'introduction de nouveaux facteurs correctifs, tant pour les surfaces que pour les volumes. Le modèle ainsi développé est constitué de résistances thermiques calculées par de simples équations comparées aux équations plus complexes nécessaires dans le modèle détaillé. Une deuxième approche d'un modèle thermique simplifié est développée dans ce chapitre où toutes les parties constituant le moteur sont ramenées à la forme géométrique d'un cylindre creux contenant les mêmes volumes que les éléments réels. Ces modèles doivent représenter aussi fidèlement et simplement que possible les parties actives de la machine (enroulement statorique, circuits magnétiques statorique et rotorique) et les liaisons thermiques entre elles et avec l'extérieur.

Le modèle simplifié, de par sa rapidité et sa taille réduite peut s'intégrer dans un logiciel interactif de conception de machines électriques. Le programme issu de ce modèle réduit, de par son temps de réponse, il peut s'intégrer dans un dispositif de commande en temps réel où l'estimation ou l'observation d'une variable ou d'un paramètre dépendant de la température est nécessaire.

VI.2 Modèle thermique simplifié

Le modèle thermique détaillé développé dans le chapitre IV est modélisé en tenant compte des différents transferts de chaleur radial et axial ainsi que de la complexité du transfert de chaleur par convection dans l'entrefer et les enceintes du moteur. En raison de la complexité géométrique de la machine et de la circulation de l'air, il est très difficile de déterminer tous les paramètres du modèle détaillé. Ce dernier, comprend 41 résistances thermiques, 9 capacités thermiques et 6 sources de chaleur. L'étude de la sensibilité effectuée dans le chapitre précédent, tableau V.10 a révélé que quelques résistances thermiques seulement affectent d'une manière significative la température dans le moteur, alors que la majorité a un effet mineur. En raison de leurs grandeurs et de la topologie du réseau, certaines d'entre elles peuvent être négligées. En conséquence, le calcul des nombreuses résistances dans le modèle détaillé peut être évité. Pour cette raison, nous développons et nous mettons en œuvre un réseau thermique plus simple approprié à l'analyse thermique des moteurs à induction en utilisant seulement les résistances thermiques les plus influentes.

Pour le réseau thermique simplifié, quelques hypothèses simplificatrices additionnelles ont été adoptées :

- Le moteur est supposé symétrique autour de l'arbre et du plan radial à travers le centre de la machine ;
- L'influence de la distribution de la température asymétrique due au ventilateur extérieur monté en bout d'arbre est négligée ;
- Chaque cylindre est thermiquement symétrique dans la direction radiale ;
- Les sources de chaleur interne sont uniformément distribuées ;
- Le transfert de chaleur par rayonnement est négligé. Sa contribution est supposée faible comparé aux processus de conduction et de convection ;

- Le transfert de chaleur dans la direction axiale est considéré seulement dans les enroulements et l'arbre. Il a été négligé dans le reste de la machine. Tout le reste du flux thermique se propage radialement ;
- Un contact imparfait existe entre la culasse statorique et la carcasse ;

VI.3 Simplification du modèle détaillé

Le réseau élémentaire proposé par Mellor et Turner [15] pour un simple cylindre creux est illustré par la figure VI.1. Les éléments R_1 et R_2 représentent les résistances thermiques dans la direction radiale, tandis que l'élément R_3 représente la résistance thermique par conduction dans la direction axiale. R_m tient compte de la chaleur qui n'est pas transférée dans les résistances précédentes. C'est une résistance radiale de connexion.

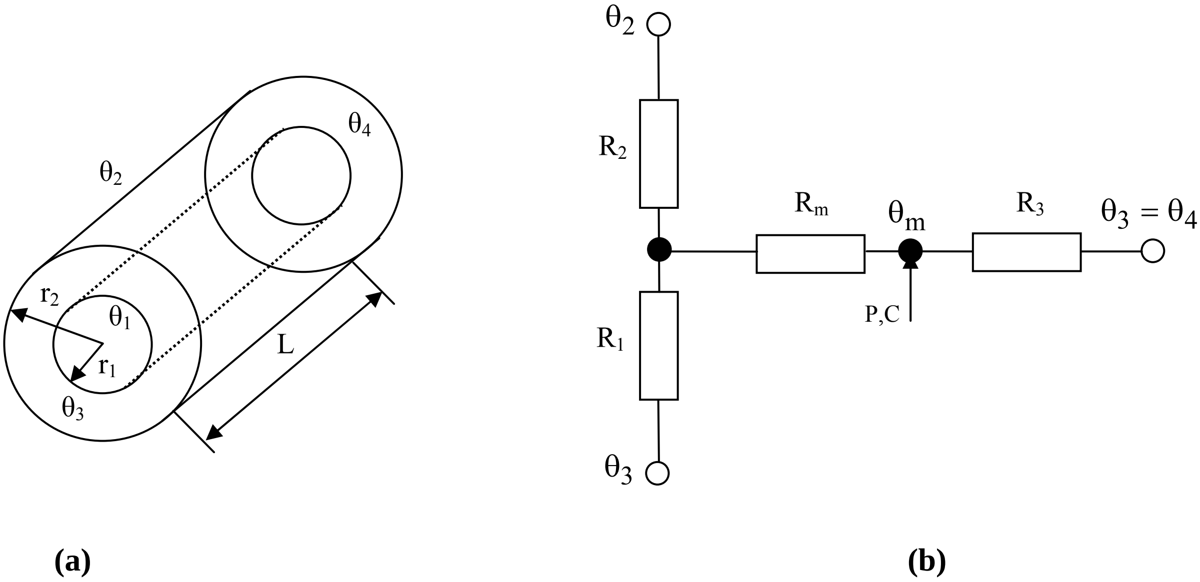


Fig.VI.1 : (a) Elément cylindrique creux de base
(b) Réseau thermique élémentaire suivant le modèle de Mellor et Turner[15]

Les résistances R_1 , R_2 ,R_3 peuvent être évaluées en utilisant les relations suivantes :

$$R_1 = \frac{1}{4\cdot\pi\cdot\lambda\cdot L}\left[\frac{2\cdot r_2^2}{(r_2^2 - r_1^2)}\cdot Ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right) - 1\right] \qquad (VI.1)$$

$$R_2 = \frac{1}{4\cdot\pi\cdot\lambda\cdot L}\left[1 - \frac{2\cdot r_1^2}{(r_2^2 - r_1^2)}\cdot Ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)\right] \qquad (VI.2)$$

$$R_3 = \frac{L}{6\cdot\pi\cdot\lambda\cdot(r_2^2 - r_1^2)} \qquad (VI.3)$$

où :

r_1 et r_2 sont les rayons interne et externe du cylindre considéré, λ est la conductivité thermique et L est la longueur du cylindre. Même si R_m est considérée du point de vue théorique, elle est toujours négligée du point de vue pratique [15].

Si on néglige le transfert de chaleur axial dans le cylindre de base illustré par la figure VI.1.a, le réseau thermique élémentaire équivalent est réduit à celui donné par la figure VI.2, où les résistances thermiques peuvent être calculées par de simples équations bien connues dans le domaine de transfert de chaleur dans les cylindres creux.

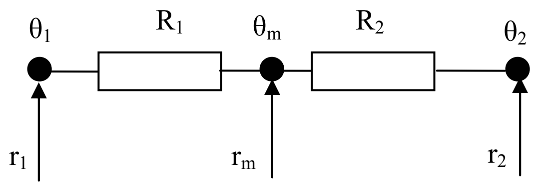


Fig.VII.2 : Réseau thermique simplifié pour un cylindre creux

$$R_1 = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot L} \cdot Ln\left(\frac{r_m}{r_1}\right) \quad \text{(VI.4)}$$

$$R_2 = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot L} \cdot Ln\left(\frac{r_2}{r_m}\right) \quad \text{(VI.5)}$$

où :

$$r_m = \frac{r_1 + r_2}{2} \quad \text{(VI.6)}$$

θ_m est la température moyenne correspondant au rayon moyen r_m .
R_1 et R_2 sont utilisées pour modéliser la culasse et les dents statoriques ainsi que les barres rotoriques.

Les figures VI.4.(a-f) montrent la comparaison entre les valeurs des résistances thermiques R_1 et R_2 calculées par l'équation VI.1 et l'équation VI.2 et celles déduites par VI.4 et VI.5 respectivement pour la culasse et les dents statoriques ainsi que les barres rotoriques.
Sachant que dans les moteurs à induction le rapport r_2/r_1 se situe dans l'intervalle [1,2 , 1,3]. L'erreur en pourcentage introduite par les équations simplifiées est inférieure à 2.5%. Le modèle simplifié proposé est donné par la figure VI.3. Ce modèle est constitué de onze (11) nœuds au total.

- Les nœuds numérotés de 1 à 8 correspondent aux nœuds d'éléments conductifs (nœuds à température moyenne).
- Le nœud 9 correspond à la partie fluide (air interne).
- Les nœuds 10 et 11 correspondent aux nœuds de liaisons.

Un programme de calcul écrit en Fortran est développé dans le but de déterminer l'évolution de la température dans les différentes parties de la machine sous différents régimes de fonctionnement. Les résultats obtenus à partir du modèle sont confrontés au modèle détaillé et aux résultats expérimentaux afin de valider l'approche proposée.

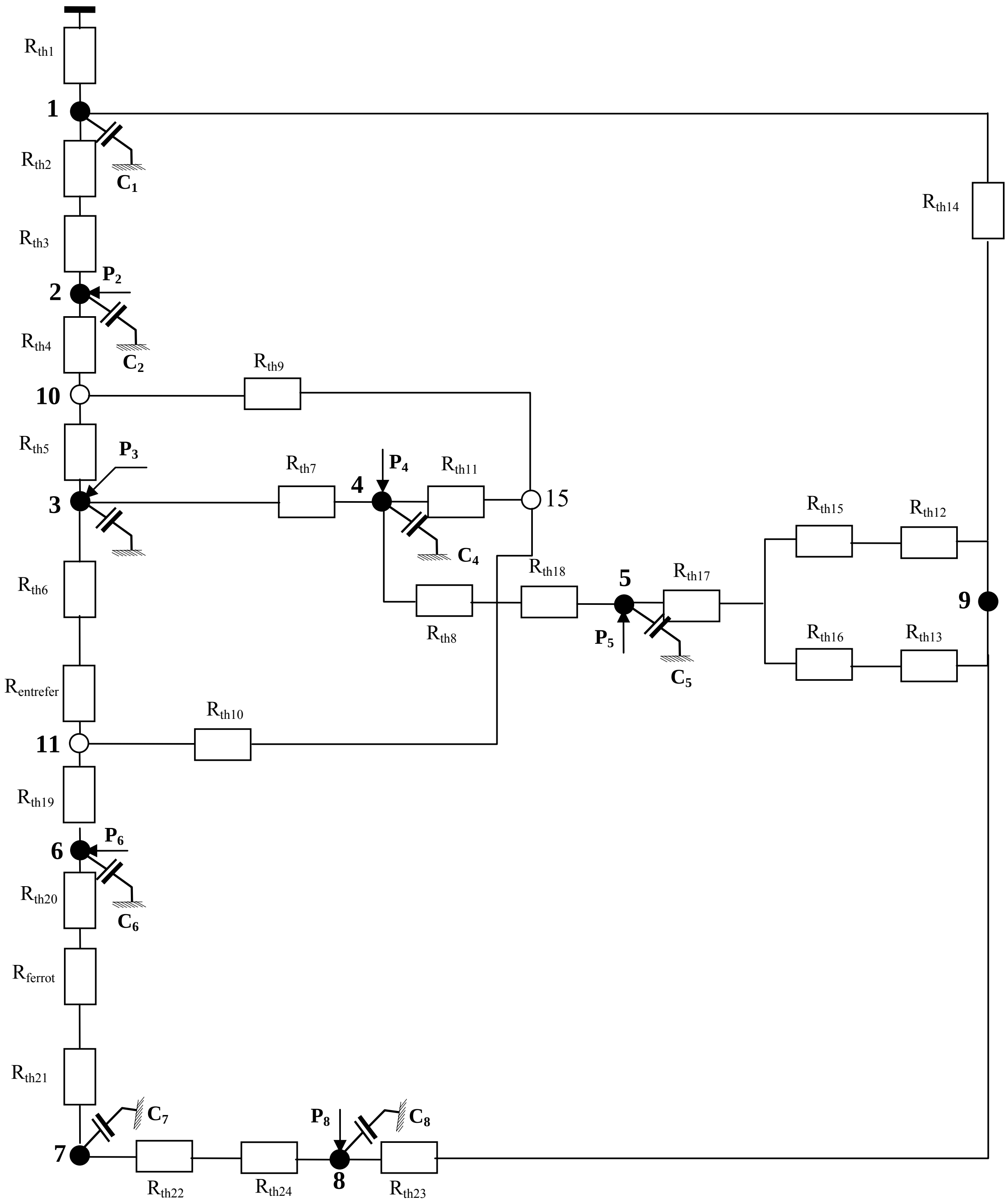


Fig.VII.3 : Modèle thermique équivalent simplifié d'un moteur asynchrone à cage

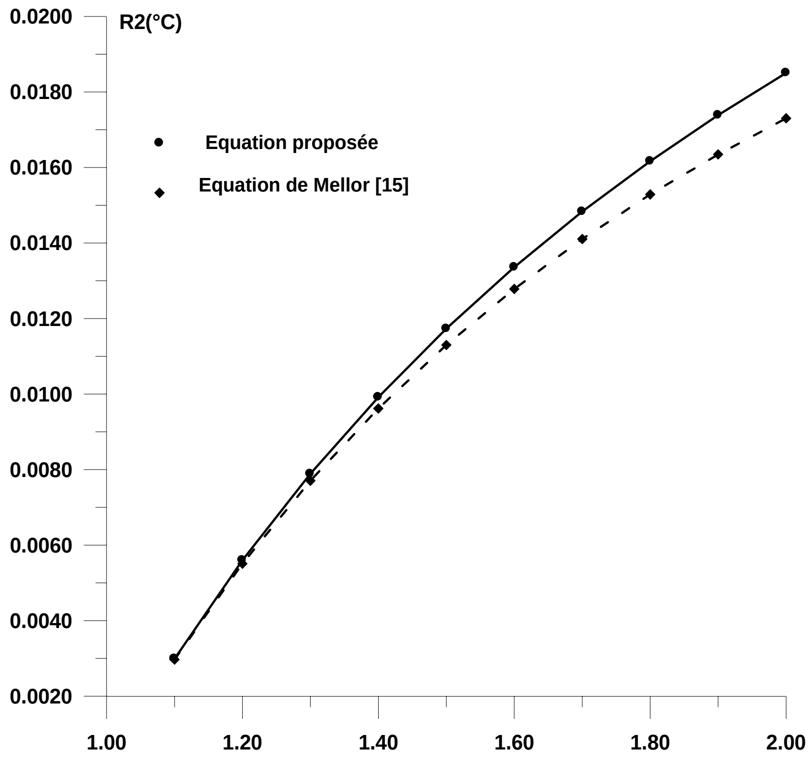


Fig.VI.4.a : Comparaison entre les équations proposées et les équations de Mellor et Turner [15] pour la résistance R2 de la culasse statorique.

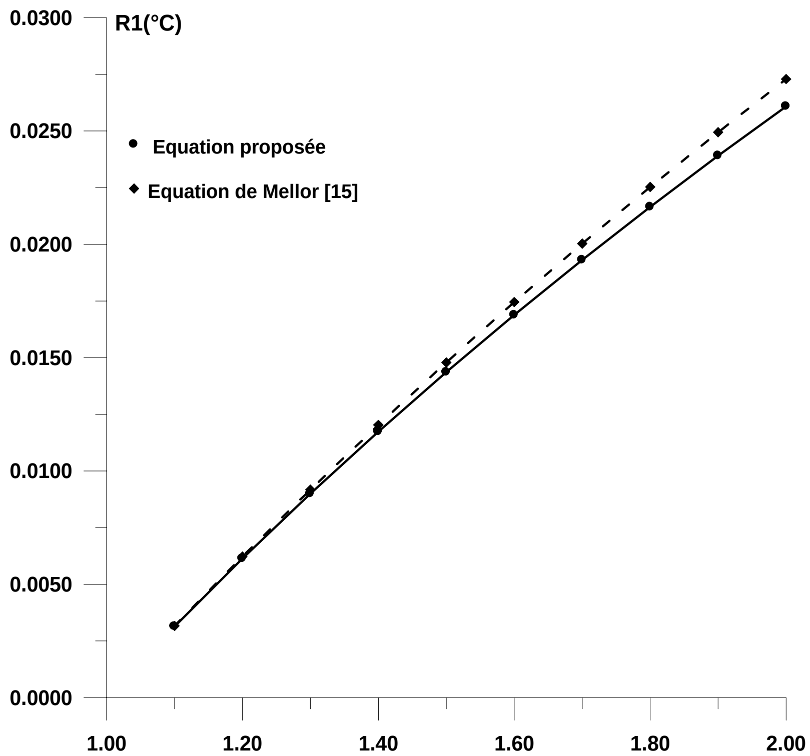


Fig.VI.4.b : Comparaison entre les équations proposées et les équations de Mellor et Turner [15] pour la résistance R1 de la culasse statorique.

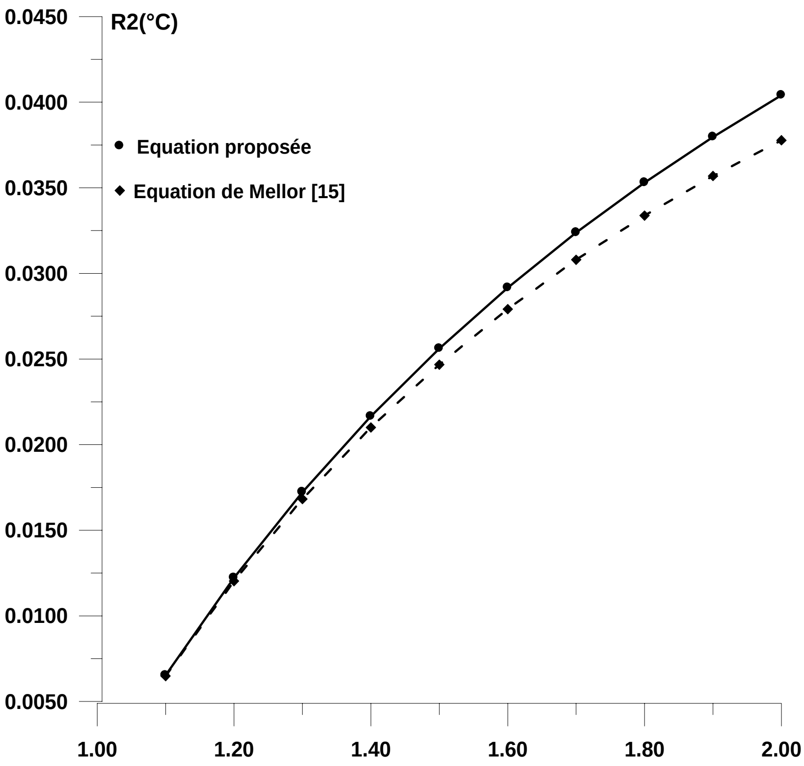


Fig.VI.4.C : Comparaison entre les équations proposées et les équations de Mellor et Turner [15] pour la résistance R2 des dents statoriques.

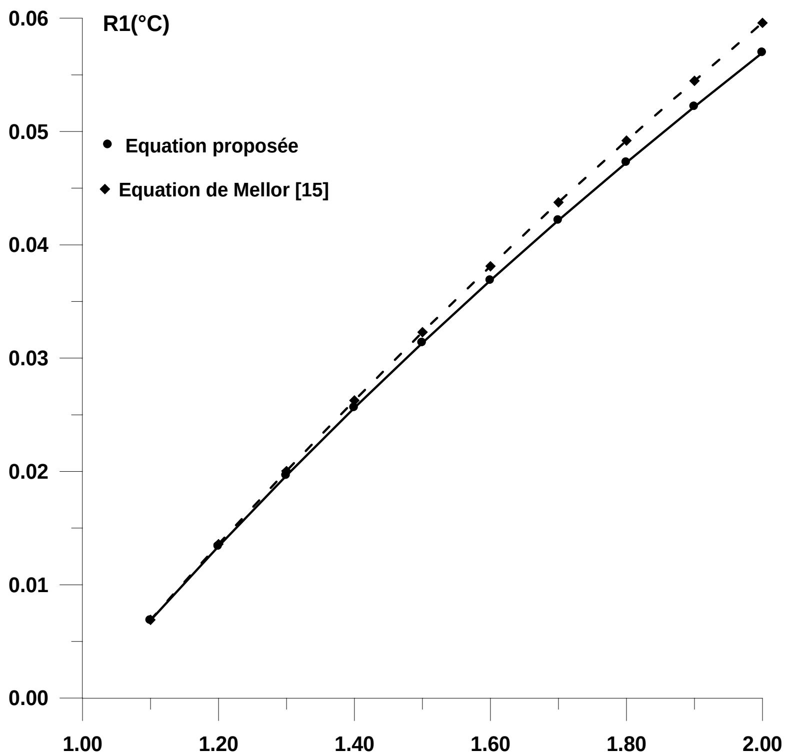


Fig.VI.4.C : Comparaison entre les équations proposées et les équations de Mellor et Turner [15] pour la résistance R1 des dents statoriques.

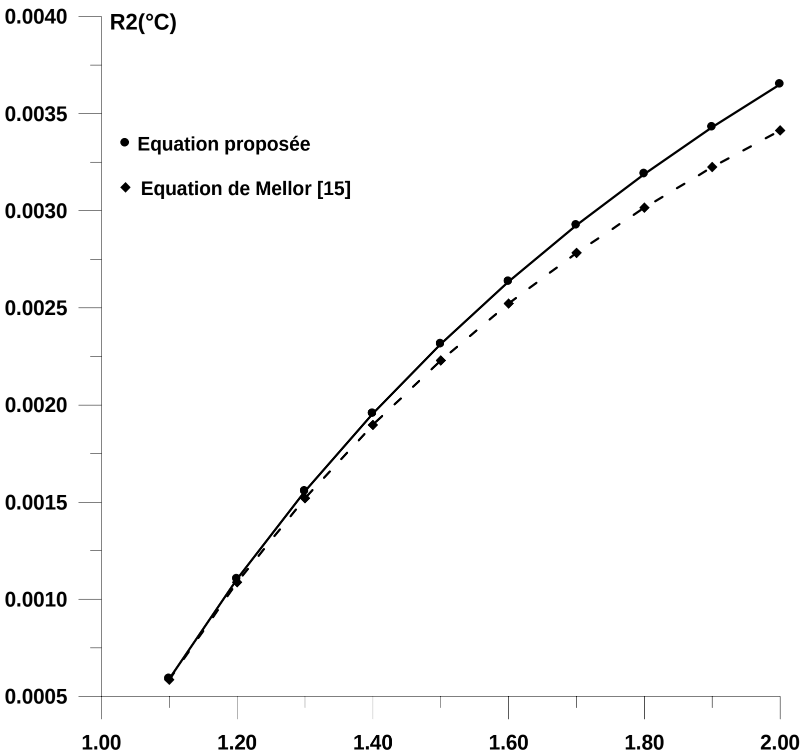


Fig.VI.4.e : Comparaison entre les équations proposées et les équations de Mellor et Turner [15] pour la résistance R2 des barres rotoriques.

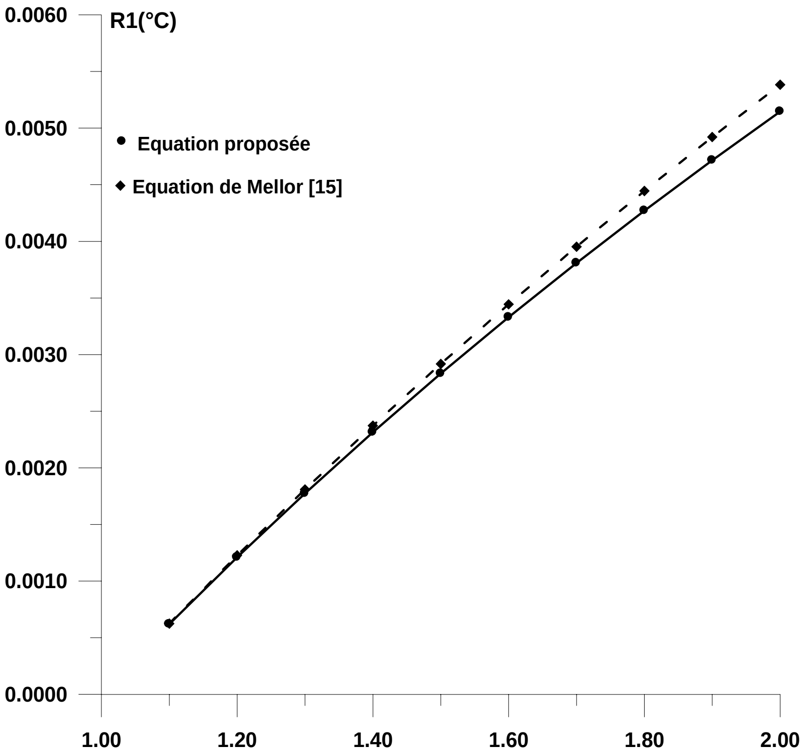


Fig.VI.4.f : Comparaison entre les équations proposées et les équations de Mellor et Turner [15] pour la résistance R1 des barres rotoriques.

VI.4 Identification et calcul des paramètres du modèle thermique simplifié

Le schéma synoptique du moteur où sont illustrés les différents rayons est donné par la figure VI.5

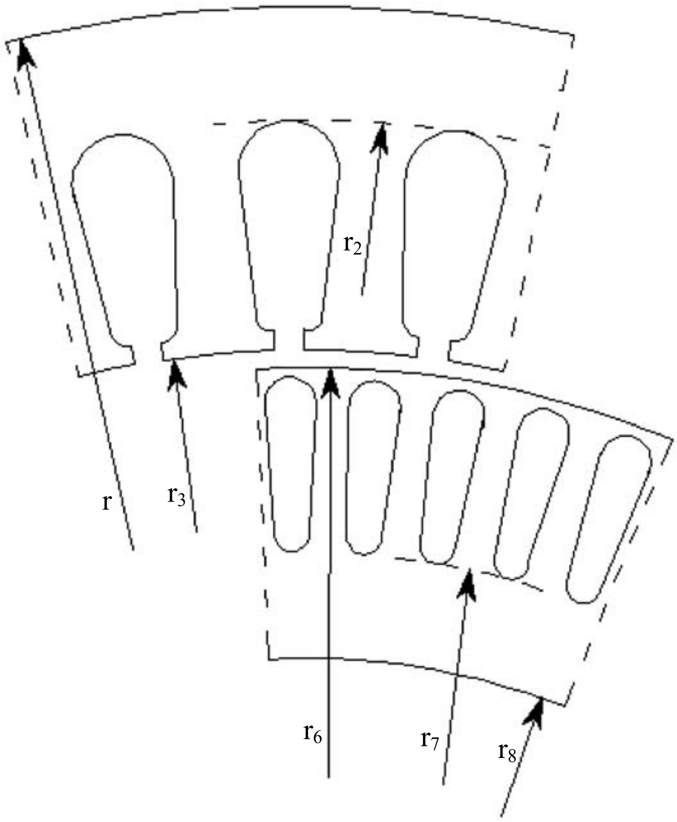


Fig.VI.5 : Dimensions principales du moteur asynchrone à cage

VI.4.1 Résistance thermique mesurée de la carcasse au milieu ambiant

La résistance thermique mesurée de la carcasse au milieu ambiant est donnée par :

$$R_{th1} = \frac{1}{h_{amb} \cdot S_C} \qquad \text{(VI.7)}$$

avec :

h_{amb} : Coefficient d'échange convectif du milieu ambiant
S_C : Surface de la carcasse

$$C_1 = \frac{\delta_{al} \cdot C_{al} \cdot \pi \cdot (r_{ext}^2 - r_1^2) \cdot L_{tot}}{2.} \qquad \text{(VI.8)}$$

avec :
δ_{al} **:** Masse volumique de l'aluminium
C_{al} : Capacité thermique de l'aluminium
L_{tot} : longueur totale de la carcasse
R_{ext} : Rayon extérieur de la machine
r_2 : Rayon extérieur de la tôle statorique

VI.4.2 Résistance thermique de contact entre la culasse statorique et la carcasse

La résistance thermique de contact entre la culasse statorique et la carcasse est donnée par l'expression suivante :

$$R_{th2} = \frac{1}{h_{ct} \cdot S_{cont}} \tag{VI.9}$$

avec :

h_{ct} : Coefficient de contact entre la culasse statorique et la carcasse
S_{cont} : Surface de contact entre la culasse statorique et la carcasse

VI.4.3 Résistance thermique radiale conductive de la culasse statorique vers la carcasse.

La résistance thermique radiale conductive de la culasse statorique vers la carcasse est donnée par :

$$R_{th3} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_r \cdot L} \cdot \mathrm{Ln}\frac{r_1}{r_m} \tag{VI.10}$$

avec :

$r_m = \dfrac{r_1 + r_2}{2}$
λ_r : Conductivité radiale du fer statorique
L : Longueur du stator
r_1 : Rayon extérieur de la culasse statorique

VI.4.4 Résistance thermique radiale conductive de la culasse statorique vers les dents statoriques

La résistance thermique conductive de la culasse vers la dent statorique est exprimée par la relation :

$$R_{th4} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_r \cdot L} \cdot \mathrm{Ln}\frac{r_m}{r_2} \tag{VI.11}$$

$$C_2 = \frac{\delta_{tol} \cdot C_{tol} \cdot \pi \cdot (r_1^2 - r_2^2) \cdot L}{2.} \tag{VI.12}$$

avec :

r_2 : Rayon intérieur de la culasse statorique
δ_{tot} : Masse volumique de la culasse statorique
C_{tot} : Capacité thermique de la culasse statorique
L : Longueur du stator

VI.4.5 Résistance radiale conductive des dents statoriques vers la culasse statorique

C'est une résistance équivalente qui tient compte d'un transfert de chaleur des dents statoriques vers la culasse. La géométrie de la dent est ramenée à un cylindre creux en introduisant un facteur correctif pour maintenir constant sa surface et son volume.

$$R_{th5} = \frac{Ln\left(\frac{r_2}{r_{m1}}\right)}{0.5 \cdot \lambda_r \cdot \alpha_1 \cdot L \cdot Z_d}. \qquad \text{(VI.13)}$$

avec :

$$r_{m1} = \frac{r_2 + r_3}{2}$$

α_1 : représente l'ouverture angulaire de la dent statorique qui permet d'avoir la même surface que la dent réelle.

Z_d : nombre de dents statorique

VI.4.6 Résistance thermique radiale conductive des dents statoriques vers l'entefer

La résistance thermique radiale conductive des dents statorique vers l'entrefer est donné par :

$$R_{th6} = \frac{Ln\frac{r_{m1}}{r_3}}{0.5 \cdot \lambda_r \cdot \alpha_1 \cdot L \cdot Z_d} \qquad \text{(VI.14)}$$

$$C_3 = \frac{\delta_{tol} \cdot C_{tol} \cdot \alpha_1 \cdot Z_d \cdot (r_2^2 - r_3^2) \cdot L}{2.} \qquad \text{(VI.15)}$$

avec :

r_3 : Rayon de l'alésage statorique

VI.4.7Résistance thermique de l'enroulement dans l'encoche

Les enroulements sont modélisés en considérant l'encoche comme une structure géométrique simplifiée d'un cylindre creux rempli de cuivre et entouré d'un isolant (caniveau d'encoche) tout en conservant sa surface et son volume. Une description complète du modèle de l'enroulement est montrée dans le chapitre IV.

$$R_{th7} = \frac{\alpha_2 \cdot (r_2 + r_3)}{6 \cdot \lambda_{r1} \cdot (r_2 - r_3) \cdot L \cdot N_z} + \frac{2 \cdot \delta_{can}}{\lambda_{can} \cdot (r_2 - r_3) \cdot N_z \cdot L} \qquad \text{(VI.16)}$$

$$R_{th8} = \frac{L}{3 \cdot \alpha_2 \cdot \lambda_{a1} \cdot (r_2^2 - r_3^2) \cdot N_z \cdot L \cdot K_{remp}} \qquad \text{(VI.17)}$$

$$K_{remp} = \frac{2 \cdot S_{cu}}{\alpha_2 \cdot (r_2^2 - r_3^2)} \tag{VI.18}$$

$$R_{th9} = \frac{1}{\alpha_2 \cdot \lambda_{r1} \cdot L \cdot N_Z}\left[1 - \frac{2 \cdot r_3^2 \cdot \ln \frac{r_2}{r_3}}{(r_2^2 - r_3^2)}\right] + \frac{2 \cdot \delta_{can}}{\alpha_2 \cdot r_2 \cdot L \cdot N_z} \tag{VI.19}$$

$$R_{th10} = \frac{1}{\alpha_2 \cdot \lambda_{r1} \cdot L \cdot N_Z}\left[\frac{2 \cdot r_2^2 \cdot Ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_2^2 - r_3^2)} - 1\right] + \frac{2.\delta_{can}}{\alpha_2 . r_3 . L \cdot N_Z} \tag{VI.20}$$

$$R_{th11} = \frac{-1}{\alpha_2 \cdot \lambda_{r1} \cdot L \cdot N_Z \cdot (r_2^2 - r_3^2)} \cdot \left[r_2^2 + r_3^2 - \frac{4 \cdot (r_2^2 \cdot r_3^2) \cdot Ln\left(\frac{r_2}{r_3}\right)}{(r_2^2 - r_3^2)}\right] \tag{VI.21}$$

$$C_4 = \frac{\delta_{cu} \cdot C_{cu} \cdot L \cdot N_z}{2.} \tag{VI.22}$$

avec :

α_2 : Représente l'ouverture angulaire équivalente de l'encoche statorique qui permet d'avoir la même surface et le même volume que l'encoche réelle.

$\lambda_{r1} = F.\lambda_V$ (Conductivité radiale équivalente de l'enroulement statorique).

F : Facteur multiplicatif qui dépend du taux volumique du cuivre dans l'encoche.

λ_V : Conductivité thermique du vernis.

λ_{a1} : Conductivité axiale de l'enroulement statorique.

λ_{can} : Conductivité de l'isolant d'encoche.

S_{cu} : Section du cuivre dans l'encoche.

δ_{can} : Epaisseur de l'isolant d'encoche.

K_{remp} : Coefficient de remplissage.

N_Z : Nombre d'encoches

δ_{cu} : Masse volumique du cuivre

C_{cu} : Capacité thermique du cuivre

VI.4.8 Résistances convectives de l'air emprisonné.

Les résistances thermiques convectives de l'air emprisonné sont données par les expressions suivantes :

$$R_{th12} = \frac{1}{h_P \cdot S_1} \qquad \text{(VI.23)}$$

$$R_{13} = \frac{1}{h_P \cdot S_2} \qquad \text{(VI.24)}$$

$$R_{th14} = \frac{1}{h_P \cdot S_3} \qquad \text{(VI.25)}$$

avec :

S_1 : Surface de contact entre la surface externe du tore et l'air emprisonné.
S_2 : Surface de contact entre la surface interne du tore et l'air emprisonné
S_3 : Surface de contact pallier-air emprisonné.
h_e : Coefficient d'échange convectif entre l'air emprisonné et les surfaces externes du moteur.

VI.4.9 Résistance thermique des têtes de bobines

Les têtes de bobines sont modélisées comme une structure toroïdale de rayon extérieur r_4 et de rayon intérieur r_5 donnés par le constructeur.

Les résistances thermiques formant les têtes de bobines sont données par les expressions suivantes :

$$R_{th15} = \frac{\dfrac{1}{\alpha_3 \cdot \lambda_{r2} \cdot L_{tet}}\left[1 - \dfrac{2 \cdot r_5^2 \cdot Ln\dfrac{r_4}{r_5}}{\left(r_4^2 - r_5^2\right)}\right]}{2} \qquad \text{(VI.26)}$$

$$R_{th16} = \frac{\dfrac{1}{\alpha_3 \cdot \lambda_{r2} \cdot L_{tet}}\left[\dfrac{2 \cdot r_4^2 \cdot Ln\dfrac{r_4}{r_5}}{(r_6^2 - r_7^2)} - 1\right]}{2} \qquad \text{(VI.27)}$$

$$R_{th17} = \frac{\dfrac{-1}{2 \cdot \alpha_3 \cdot \lambda_{r2} \cdot L_{tet} \cdot (r_4^2 - r_5^2)}\left[r_4^2 + r_5^2 - \dfrac{4 \cdot (r_4 \cdot r_5)^2 \cdot Ln\dfrac{r_4}{r_5}}{(r_4^2 - r_5^2)}\right]}{2} \qquad \text{(VI.28)}$$

$$R_{theq} = R_{th17} + \frac{(R_{th15} + R_{th12})(R_{th16} + R_{th13})}{(R_{th12} + R_{th13} + R_{th15} + R_{th16})} \qquad \text{(VI.29)}$$

VI.4.10 Résistance thermique axiale des têtes de bobines

La résistance thermique axiale représentant l'extension des têtes de bobines est exprimée par la relation suivante :

$$R_{th18} = \frac{L_0}{\lambda_{a2} \cdot \pi \cdot r_0^2 \cdot N_C \cdot N_Z} \qquad \text{(VI.30)}$$

$$C_5 = \delta_{cu} \cdot C_{cu} \cdot V_{cutb} \qquad \text{(VI.31)}$$

avec :

N_C : Nombre de conducteurs dans l'encoche
L_{tet} : Longueur de la tête de bobine
L_0 : Longueur de l'extension entre encoche et têtes de bobines
r_4 : Rayon externe du tore (constructeur)
r_5 : Rayon interne du tore (constructeur)
λ_{a2} : Conductivité axiale du cuivre des têtes de bobines
$\lambda_{r2} = F \cdot \lambda_V$: Conductivité thermique radiale équivalente des têtes de bobines
α_3 : Ouverture angulaire des têtes de bobines
r_0 : Rayon d'un conducteur dans l'encoche
V_{cutb} : Volume du cuivre dans les têtes de bobines

VI.4.11 Résistance thermique de l'entrefer

Les résultats obtenus pour le moteur électrique étudié dont la puissance nominale est de 2.2 kW, ont montré que le nombre de Rynolds dans l'entrefer est souvent inférieur à la valeur critique. Cela signifie que l'échange thermique se fait seulement par conduction. Dans ce cas, les trois résistances R_{th24} , R_{th25} et R_{th26} de l'entrefer du modèle détaillé peuvent être remplacés par une simple résistance équivalente de l'entrefer $R_{entrefer}$.

$$R_{entrefer} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_{air} \cdot L} \cdot Ln \frac{r_3}{r_6} \qquad \text{(VI.32)}$$

avec :

r_6 : Rayon externe du rotor

VI.12 Résistance thermique radiale des barres rotoriques

Les barres rotoriques sont modélisées comme étant un cylindre en aluminium entourant le paquet de tôle. Cette simplification est rendue possible en raison de l'homogénéité thermique de la structure rotorique où un contact parfait existe entre les barres et le circuit magnétique rotorique. L'extrémité de l'encoche rotorique est reliée à un disque de volume égal à celui de l'anneau de court circuit.

VI.12.1 Résistance radiale des barres rotoriques vers l'entrefer

La résistance radiale des barres rotoriques vers l'entrefer est donnée par :

$$R_{th19} = \frac{1}{\pi \cdot \lambda_{al} \cdot (L + L_{acc})} \cdot Ln\left(\frac{r_6}{r_{m2}}\right) \qquad \text{(VI.33)}$$

VI.12.2 Résistance radiale des barres rotoriques vers le fer rotorique

La résistance radiale des barres rotoriques vers le fer rotorique est donnée par :

$$R_{th20} = \frac{1}{\pi \cdot \lambda_{al} \cdot (L + L_{acc})} \cdot Ln\left(\frac{r_{m2}}{r_7}\right) \qquad \text{(VI.34)}$$

$$C_6 = \frac{1}{2} \cdot \delta_{al} \cdot C_{al} \cdot \left(\pi \cdot \left(r_6^2 - r_2^7\right) \cdot L + V_{acc}\right) \qquad \text{(VI.35)}$$

avec :

$r_{m2} = \frac{(r_6 + r_7)}{2}$

L_{acc} : Longueur de l'anneau de court circuit

λ_{al} : Conductivité de l'aluminium

V_{acc} : Volume de l'anneau de court circuit

δ_{al} : Masse volumique de l'aluminium

C_{al} : Capacité thermique de l'aluminium

VI.4.13 Résistance radiale conductive du fer rotorique

Le fer rotorique est considéré comme un cylindre creux de rayon interne r_8 et de rayon externe r_7. Le transfert de chaleur n'est considéré que dans la direction radiale.

La résistance radiale du fer rotorique est donnée par :

$$R_{ferrot} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_r \cdot L} \cdot Ln\frac{r_7}{r_8} \qquad \text{(VI.36)}$$

Avec :

r_7 : Rayon équivalent interne du rotor

r_8 : Rayon de l'arbre

VI.4.14 Résistance thermique de l'arbre

L'arbre représente un cylindre en acier. Il est divisé en trois sections, la première se trouve au dessous du fer rotorique, la deuxième se trouve au dessous du roulement et la troisième joue le rôle de connexion thermique entre les températures moyennes des deux premières sections. Il comprend les deux blocs 7 et 8.

VI.4.14.1 Résistance thermique radiale de l'arbre sous le circuit rotorique

La résistance thermique radiale de l'arbre sous le circuit rotorique est donnée par :

$$R_{th21} = \frac{1}{4 \cdot \pi \cdot \lambda_{arb} \cdot L} \qquad \text{(VI.37)}$$

VI.4.14.2 Résistance thermique axiale de l'arbre sous le circuit rotorique

La résistance thermique axiale de l'arbre sous le circuit rotorique est donnée par :

$$R_{th22} = \frac{L}{6 \cdot \pi \cdot \lambda_{arb} \cdot r_8^2} \qquad \text{(VI.38)}$$

$$C_7 = \frac{\delta_{ac} \cdot C_{ac} \cdot \pi \cdot r_8^2 \cdot L}{2.} \qquad \text{(VI.39)}$$

VI.4.14.3 Partie de l'arbre sous le roulement

La résistance thermique radiale de l'arbre sous le roulement est donnée par :

$$R_{th23} = \frac{1}{8 \cdot \pi \cdot \lambda_{arb} \cdot L_{roul}} \qquad \text{(VI.40)}$$

$$C_8 = \delta_{ac.} \cdot C_{ac} \cdot \pi \cdot r_8^2 \cdot (L_{roul} + L_{conc})$$

VI.4.14.4 Partie de l'arbre formant une connexion entre les blocs 7 et 8

La résistance thermique de l'arbre formant une connexion entre les blocs 7 et 8 est donnée par :

$$R_{th24} = \frac{(L_{tot} - L)}{2 \cdot \pi \cdot r_8^2 \cdot \lambda_{arb}} \qquad \text{(VI.41)}$$

avec :

λ_{arb} : Conductivité de l'arbre
R_8 : Rayon de l'arbre
L_{tot} : Longueur totale de la machine

L_{roul} : Longueur du roulement
L : Longueur du stator
L_{conc} : Longueur formant une connexion entre les blocs 7 et 8.

Les différentes résistances thermiques qui constituent le réseau thermique simplifié équivalent sont les suivantes :

$R_{1\to2} = R_{th2} + R_{th3}$
$R_{1\to9} = R_{th14}$
$R_{1\to8} = R_{th23}$
$R_{2\to10} = R_{th4}$
$R_{3\to4} = R_{th7}$
$R_{3\to10} = R_{th5}$
$R_{3\to11} = R_{th6} + R_{entrefer}$
$R_{4\to5} = R_{th8} + R_{th18}$
$$R_{5\to9} = R_{th17} + \frac{(R_{th15} + R_{th12})(R_{th16} + R_{th13})}{(R_{th12} + R_{th13} + R_{th15} + R_{th16})}$$
$R_{6\to11} = R_{th19}$
$R_{6\to7} = R_{th19} + R_{ferrot} + R_{th21}$
$R_{7\to8} = R_{th22} + R_{24}$

VI.5. Mise en place d'une deuxième approche d'un modèle thermique simplifié

Dans ce modèle, la machine est considérée comme un assemblage de pièces homogènes dans la construction et dans le fonctionnement [86]. Les différents éléments constituant la machine peuvent s'inscrire dans une géométrie de révolution cylindrique ayant chacun un volume équivalent au volume réel du matériau correspondant.

Les éléments de la machine pour lesquels les simplifications vont s'avérer les plus importantes afin de se ramener aux formes de la géométrie cylindrique sont :

1. Les enroulements ainsi que l'isolant et le caniveau d'encoche contenus dans les encoches statoriques.
2. Les barres rotoriques et les têtes de bobines statoriques.

Les encoches statoriques et l'isolant ainsi que le caniveau d'encoche sont ramenées à la forme géométrique d'un cylindre creux contenant le même volume du cuivre et de l'isolant que les encoches réelles.

La même modélisation est considérée dans le rotor où les encoches rotoriques remplies d'aluminium sont ramenées aussi à la forme géométrique d'un cylindre creux contenant le volume total des barres.

Le transfert de chaleur dans la direction axiale est considéré seulement dans les enroulements et l'élément formant le fer rotorique et l'arbre. Tout le flux thermique se propage radialement. Ce qui simplifie le nombre de paramètres à identifier.

La structure réelle de tous les éléments de la machine est transformée en une structure équivalente simplifiée. La machine est modélisée par des cylindres creux concentriques représentant les différents matériaux et ayant chacun un volume équivalent au volume réel du matériau correspondant. La figure VI.6 représente la simplification des formes des éléments constituants la machine ramenées toutes à une forme unique.

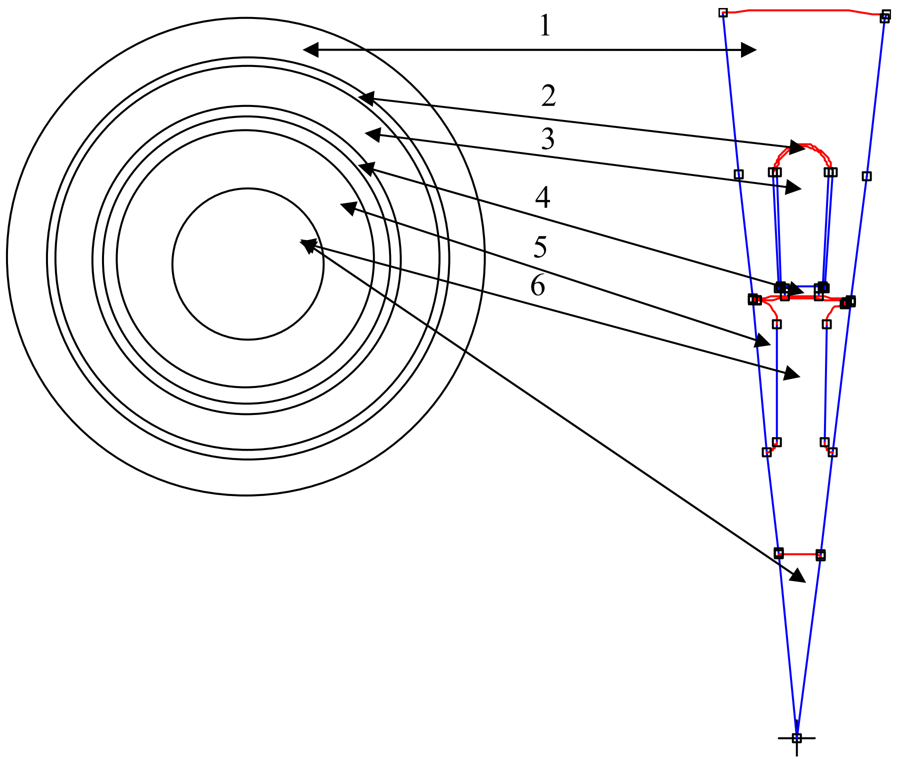


Fig.VI.6 : Simplification des formes

1. *culasse et dents statorique*
2. *isolant d'encoche*
3. *enroulement dans l'encoche*
4. *caniveau d'encoche*
5. *barres rotorique*
6. *arbre et fer rotorique*

Une paroi cylindrique de conductivité λ d'épaisseur $e = r_2 - r_1$ et de longueur L est représentée par une résistance modélisant le régime permanent et un condensateur représentant le régime transitoire.

$$R_{th} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot L \cdot \lambda} \mathrm{Ln} \frac{r_2}{r_1} \qquad \text{(VI.42)}$$

$$C_{th} = \rho \cdot V \cdot C_P \qquad \text{(VI.43)}$$

Où r_2 et r_1 sont respectivement le rayon extérieur et intérieur de la couche et λ la conductivité thermique du matériau.

V : le volume de la paroi considéré
C_p : Capacité calorifique (J/Kg.°C)

Le modèle simplifié développé est présenté par la figure VI.7. La culasse et les dents statoriques sont représentées par un seul élément numéroté (1). L'enroulement statorique reste représenté par deux éléments : tête de bobines (4) et la partie dans l'encoche (2). Le dos du fer rotorique et l'arbre sont représentés par un seul élément (6) La décomposition du rotor ne distingue pas les barres de la cage des dents du circuit magnétique. Compte tenu de la procédure de fabrication et de l'absence d'isolation, on peut estimer, en effet, en première approximation que le contact thermique est bon entre ces éléments. Par ailleurs, les barres et le fer rotorique sont représentés par un seul élément (5). Les éléments 3 et 4 représentent respectivement l'isolant et le caniveau d'encoche.

Le modèle est donc constitué de :

- 7 noeuds d'éléments conductifs numérotés de 1 à 7
- 1 noeud d'élément convectif (air interne) numérotés 8
- un nœud secondaire numéroté 9.

L'enroulement dans l'encoche et les têtes de bobines sont modélisés en utilisant les équations VI.1, VI.2 et VI.3. Les éléments 3 et 4 sont modélisés par l'équation VI.42. En négligeant le transfert de chaleur axial, les modèles élémentaires concernant le circuit magnétique statorique et rotorique sont développés en utilisant les équations VI.4 et VI.5.

La comparaison des températures calculées avec les modèles détaillés et simplifiés avec ceux mesurées est donnée par la figure.VII.8 (a-e). D'après cette figure, on remarque que les températures en régime permanent sont pratiquement les mêmes pour les trois modèles. Bien qu'il existe une légère différence en régime transitoire, particulièrement, pour le premier modèle. Par contre, la comparaison des résultats entre le modèle détaillé et le modèle simplifié suivant la deuxième approche est très encourageante tant en régime permanant qu'en transitoire thermique.

VI.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté deux approches d'un modèle thermique simplifié. Le premier modèle est développé en fonction de l'analyse de la sensibilité effectuée sur les résistances thermiques constituant le réseau thermique équivalent. La seconde approche, est développée en modélisant la machine par des cylindres creux concentriques ayant les mêmes volumes que les éléments réels.

L'inconvénient du modèle thermique détaillé est la connaissance détaillée nécessaire des dimensions géométriques et les paramètres thermo-physiques de la machine. En raison de la complexité de la détermination de tous ces paramètres, un premier modèle thermique simplifié a été développé en utilisant seulement les paramètres les plus influents. Les résistances thermiques formant ce modèle simplifié sont calculées par de simples équations. Cette simplification de la géométrie de la machine s'accompagne évidemment de l'introduction de nouveaux facteurs correctifs, tant pour les surfaces que pour les volumes. Ce dernier, peut être utilisé avec confidence si les dimensions géométriques complètes du moteur ne sont pas toutes disponibles. Concernant la deuxième approche, les températures obtenues dans les différents endroits du moteur comparées au modèle détaillé et aux résultats expérimentaux sont très satisfaisantes aussi bien en régime permanent qu'en transitoire thermique.

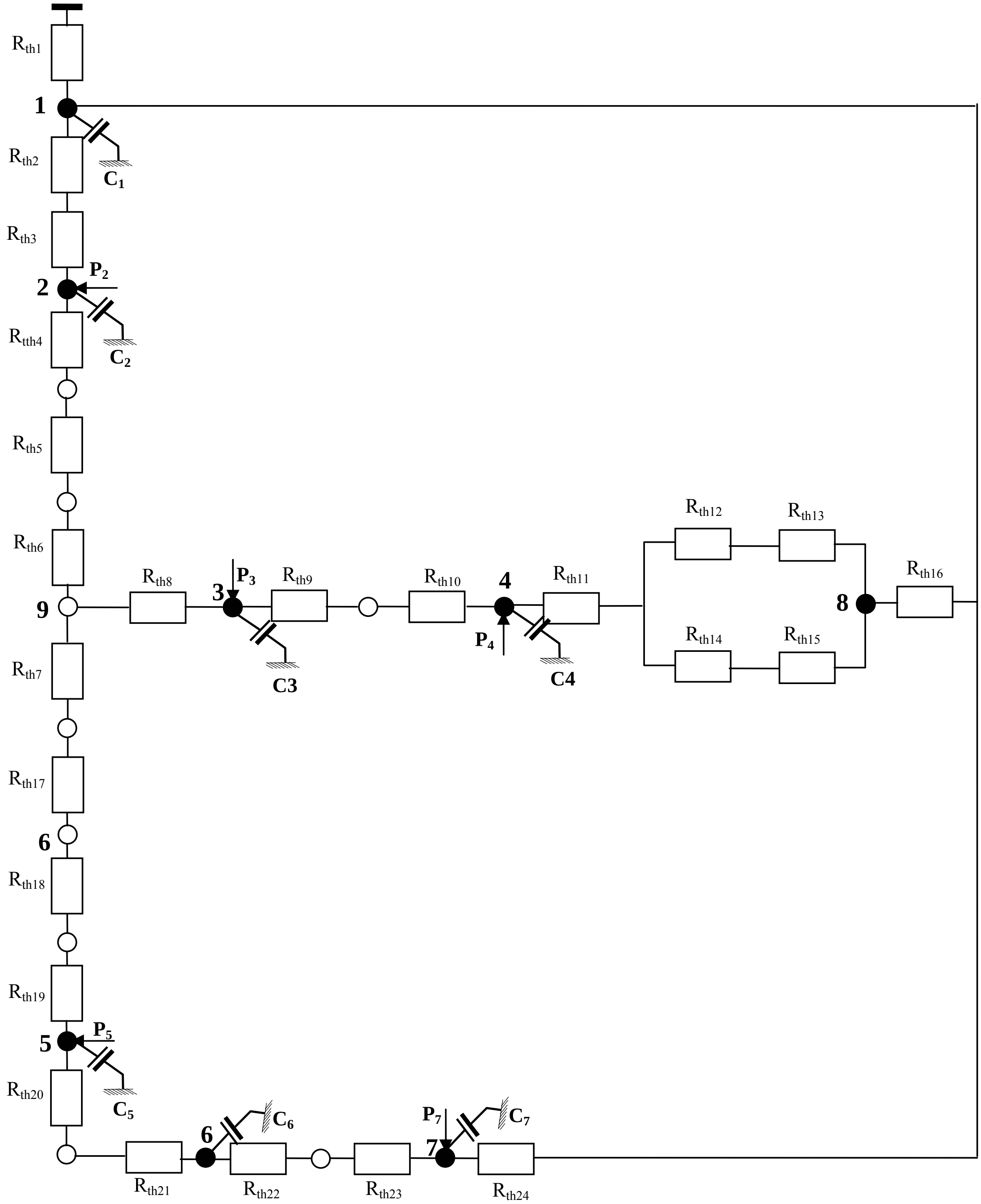
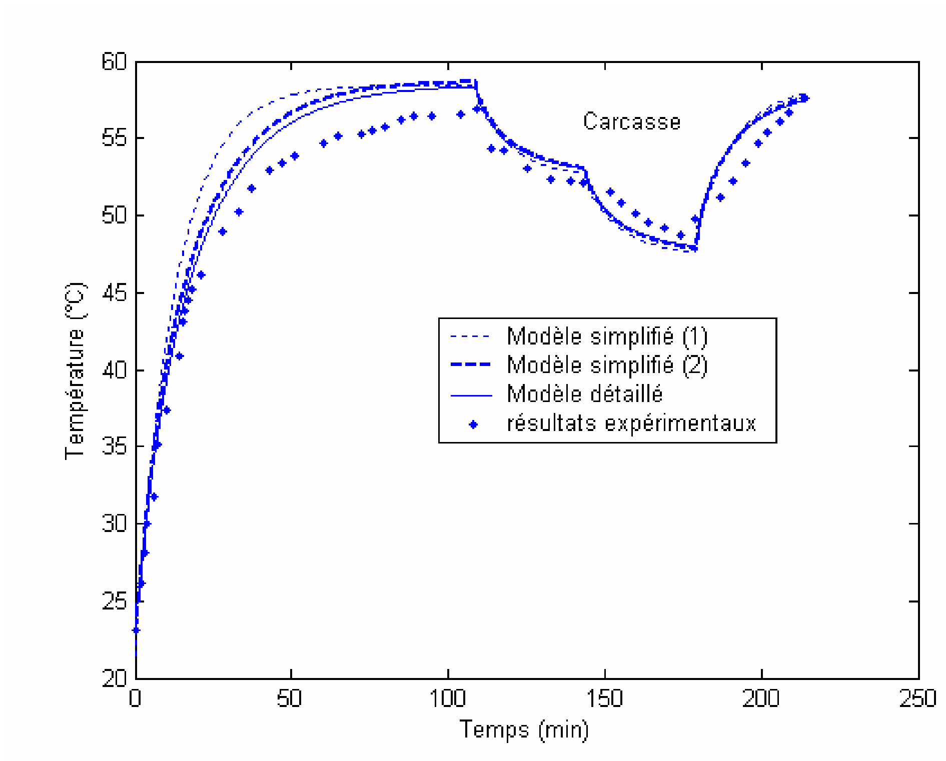
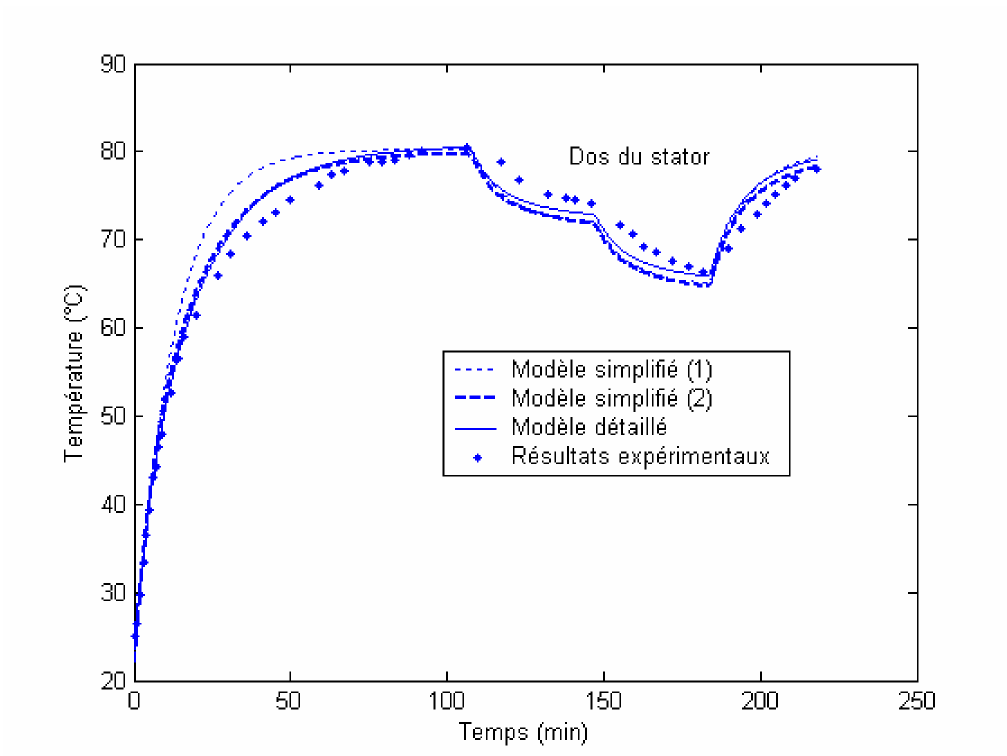


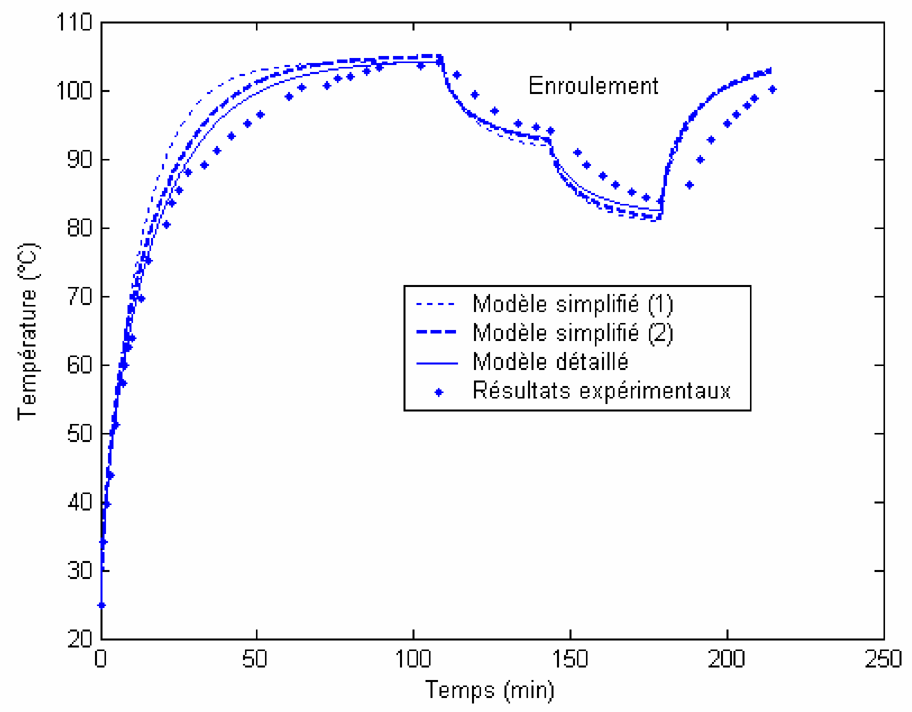
Fig.VII.7 : Modèle thermique équivalent simplifié suivant la seconde approche


Carcasse
Modèle simplifié (1)
Modèle simplifié (2)
Modèle détaillé
résultats expérimentaux
Température (°C)
Temps (min)
60
55
50
45
40
35
30
25
20
0
50
100
150
200
250

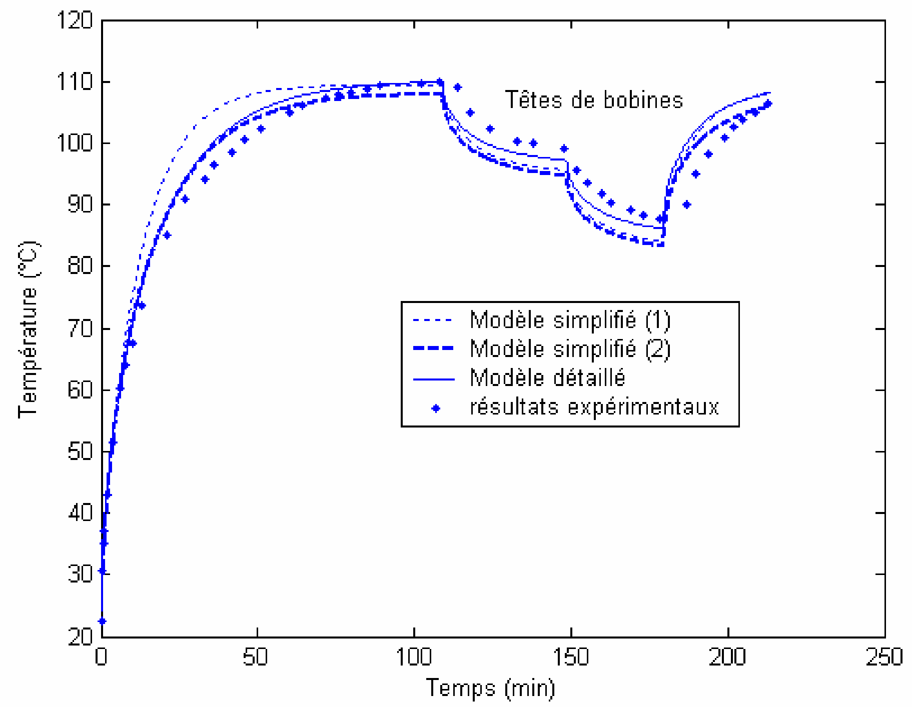
a


Dos du stator
Modèle simplifié (1)
Modèle simplifié (2)
Modèle détaillé
Résultats expérimentaux
Température (°C)
Temps (min)
90
80
70
60
50
40
30
20
0
50
100
150
200
250

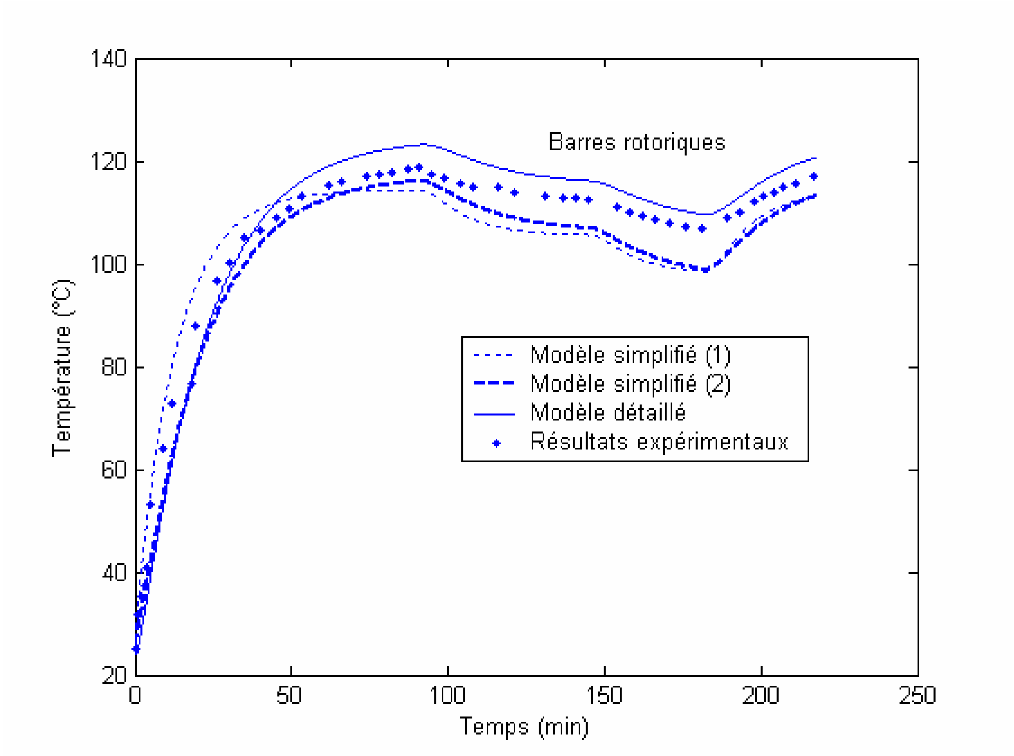
b


Enroulement
Modèle simplifié (1)
Modèle simplifié (2)
Modèle détaillé
Résultats expérimentaux
Température (°C)
Temps (min)

c


Têtes de bobines
Modèle simplifié (1)
Modèle simplifié (2)
Modèle détaillé
résultats expérimentaux
Température (°C)
Temps (min)

d



e

Fig.VI.8 : Comparaison des températures calculées (modèle détaillé et simplifié) et mesurées sous différents régimes de fonctionnement (100%In, 90%In, 80%In, 100%In) .
a. carcasse b. dos du stator c. enroulemen logé dans l'encoche
d. têtes de bobines e.barres rotoriques.

CHAPITRE VII

Elaboration d'un modèle thermique par éléments finis d'un moteur asynchrone à cage

VII.1 Introduction

Le problème électromagnétique peut être résolu avec différentes méthodes : analytique ou numérique. Le choix d'une méthode est lié à la complexité de la géométrie du système à étudier, la nature des matériaux et aux phénomènes mis en jeu. Auparavant, l'étude expérimentale et les méthodes d'étude basées sur des solutions analytiques simples étaient les plus utilisées pour la conception des dispositifs électromagnétiques moyennant des hypothèses simplificatrices. Actuellement, ces méthodes ne suffisent plus pour concevoir ces systèmes qui, avec les développements technologiques deviennent complexes. D'où la nécessité d'une modélisation qui permet une meilleure approche des phénomènes réels.
En outre, afin de connaître l'évolution de la température en tout point de la machine, il est nécessaire de connaître la distribution précise des densités de pertes dans le moteur ; ce qui nécessite le recours aux méthodes numériques et particulièrement la méthode des éléments finis.

La méthode des éléments finis est la plus utilisée pour le calcul du champ électromagnétique. L'objectif d'une telle méthode est de remplacer le modèle décrit dans un espace continu par un modèle discret équivalent. Pour cela, on découpe le domaine de résolution en éléments géométriques simples ; c'est le maillage. Ensuite, on applique l'équation à résoudre à chacun de ces éléments simples. L'assemblage de toutes ces équations pour l'ensemble des éléments conduit à un système d'équations. On détermine alors la solution pour un nombre finis d'éléments. La solution pour l'ensemble du domaine s'obtient alors par interpolation.
Il existe deux formulations intégrales, qui sont du reste, les plus utilisées dans la méthode des éléments finis : la méthode de Galerkine et la formulation variationnelle [74].

L'objectif visé dans ce chapitre est l'étude d'un modèle bidimensionnel des phénomènes couplés magnétiques et thermiques dans les machines asynchrones à cage. Le modèle électromagnétique intègre les équations de Maxwell en formulations potentiel vecteur magnétique couplé à un modèle thermique de la machine. La méthode de résolution des équations aux dérivées partielles, en l'occurrence la méthode des éléments finis, est ensuite abordée. Un programme informatique concernant un couplage magnéto-thermique de la machine a été développé sous environnement Matlab pour calculer l'évolution de la température dans les différents éléments de la machine sous différents régimes de fonctionnement.

VII.2 Formulation éléments finis des problèmes électromagnétiques

VII.2.1 Equation de champ et comportement des matériaux

Les équations fondamentales pour le calcul du champ électromagnétique au sein des dispositifs en électrotechnique sont représentées par les équations locales de Maxwell. Dans le cadre de l'approximation des régimes quasi-stationnaires(*où les courants de déplacement sont négligés*) et en négligeant toute distribution de charges spatiales, ces équations s'ecrivent [80]:

$$\nabla \cdot D = 0 \tag{VII.1}$$

$$\nabla \cdot B = 0 \tag{VII.2}$$

$$\nabla \times E = -\frac{\partial B}{\partial t} \tag{VII.3}$$

$$\nabla \times H = J \tag{VII.4}$$

avec :

E [V/m] : Vecteur de champ électrique.
D [C/m^2] : Vecteur densité de l'induction du champ électrique.
B [T] : Vecteur de l'induction du champ magnétique.
H [A/m] :Vecteur du champ magnétique.

Les équations de Maxwell sont générales et s'appliquent à tous les milieux. Pour prévoir le comportement des phénomènes électromagnétiques, il faut ajouter à ces équations les relations de constitution des matériaux, qui sont supposées isotropes :

$$D = \varepsilon \cdot E = \varepsilon_0 \cdot \varepsilon_r \cdot E \qquad \text{(VII.5)}$$

$$B = \mu \cdot H = \mu_0 \cdot \mu_r \cdot H = \frac{1}{\upsilon} = \frac{1}{\upsilon_0 \cdot \upsilon_r} \cdot H \qquad \text{(VII.6)}$$

$$J = \sigma_E \cdot E \qquad \text{(VII.7)}$$

Ces différentes propriètés (σ et μ) ne sont pas nécéssairement constantes, et peuvent varier en fonction de diverses grandeurs telles que : l'anisotropie du matériau, la courbe de saturation du matériau et la température.

VII.3 Formulation en potentiel vecteur

Les équations de Maxwell ne sont pas résolues en terme de champ électrique (E , D) ou magnétique (B , M) ; elles sont transformées avant tout traitement numérique en équations aux dérivées partielles en utilisant des formulations en potentiel vecteur ou scalaire magnétique ou électrique. Dans notre étude, nous avons adopté la formulation en potentiel vecteur.

VII.3.1 Equation au potentiel vecteur

L'équation VII.2 implique que l'induction magnétique dérive d'un potentiel vecteur $\vec{A}$ satisfaisant la relation suivante :

$$\vec{B} = \vec{rot}(\vec{A}) \qquad \text{(VII.8)}$$

En considérant l'hypothèse d'une modélisation 2D, les vecteurs d'induction $\vec{B}$ et du champ magnétique $\vec{H}$ sont alors contenus dans le plan à deux dimensions perpendiculaire à l'axe de la machine. On peut choisir ainsi, un vecteur potentiel $\vec{A}$ n'ayant qu'une composante non nulle suivant l'axe de la machine et ne dépendant que des coordonnées x et y du plan. Nous désignerons par A l'unique composante A_z du vecteur potentiel $\vec{A}$. Le vecteur courant $\vec{J}$ a lui aussi une seule composante J suivant l'axe (Oz).
Ces simplifications établies, nous distinguons pour l'équation fondamentale du problème électromagnétique deux cas de figure : la formulation magnétodynamique et la formulation magnétostatique.

En magnétodynamique, les phénomènes ne sont pas stationnaires. L'inducteur est parcouru par un courant variable en fonction du temps qui induit dans les matériaux conducteurs des courants induits dont il faut tenir compte.

En combinant les équations VII.3 et VII.8, on obtient :

$$\vec{\mathrm{rot}}(\vec{E}) = -\frac{\partial}{\partial t}(\vec{\mathrm{rot}}(\vec{A})) \qquad \text{(VII.9)}$$

Ces deux champs sont égaux à un gradient près :

$$\vec{E} = -\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \vec{\mathrm{grad}}(V) \qquad \text{(VII.10)}$$

où V est défini comme le potentiel scalaire électrique.

Ainsi, en remplaçant dans l'équation VII.4, on arrive à :

$$\vec{\mathrm{rot}}(\vec{H}) = \sigma\left(-\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \vec{\mathrm{grad}}(V)\right) \qquad \text{(VII.11)}$$

Et finalement, après simplification, on obtient l'équation suivante :

$$\vec{\mathrm{rot}}(\frac{1}{\mu}\vec{\mathrm{rot}}(\vec{A}) + \sigma\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} = -\sigma\vec{\mathrm{grad}}(V) \qquad \text{(VII.12)}$$

Le terme : $J_S = -\sigma \cdot \vec{\mathrm{grad}}(V)$ exprime la densité de courant source
L'expression (VII.12) devient :

$$\vec{\mathrm{rot}}(\frac{1}{\mu}\vec{\mathrm{rot}}(\vec{A}) + \sigma\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} = J_S \qquad \text{(VII.13)}$$

Afin d'assurer l'unicité de la solution en A, la condition de Jauge de Coulomb $\nabla \cdot A = 0$ est imposée. Cependant, et pour les géométries bidimensionnelles, cette condition est implicitement assurée.

Cette dernière relation constitue l'équation fondamentale du problème électromagnétique en formulation magnétodynamique pour un conducteur comportant une source. Des conditions aux limites assurant l'unicité des potentiels doivent être ajoutées. Elles sont de type Dirichlet lorsque le potentiel vecteur magnétique A ou la différence de potentiel électrique V sont connus. La condition de type Neumann homogène concerne les dérivées normale $\frac{\partial A}{\partial n}$ ou $\frac{\partial V}{\partial n}$ sur les limites des matériaux et des conducteurs entourés d'isolants.

La formulation en magnétostatique peut être déduite simplement de l'équation précédente par l'annulation du terme σ. L'équation obtenue est la suivante :

$$\vec{rot}\left(\frac{1}{\mu}\vec{rot}(\vec{A})\right) = \vec{J}_S \qquad \text{(VII.14)}$$

VII.4 Conditions aux limites

Dans la résolution numérique, l'unicité de la solution exige la connaissance des valeurs des potentiels ou de leurs dérivés sur certaines parties du domaine. Ce sont les conditions aux limites.

VII.4.1 Condition de type Dirichlet

Cette condition nous renseigne sur la valeur exacte de l'inconnue sur la frontière exterieure du domaine de résolution.

$$A\big|_{\Gamma} = A_0 \qquad \text{(VII.15)}$$

Cependant, pour assurer une solution unique du problème en potentiel, il convient d'imposer des conditions aux limites physiquement adéquates. En considérant qu'il n'y a aucun échange d'énergie entre le moteur est le milieu extérieur, une condition de type Dirichlet homogène est imposée à la carcasse.

$A_0 = 0$ sur la carcasse

VII.4.2 Condition de type Neumann

Cette condition nous informe sur la valeur de la composante normale de l'inconnue sur la limite du domaine étudié.

$$\left.\frac{\partial A}{\partial t}\right|_{\Gamma} = A_0 \qquad \text{(VII.16)}$$

VII.4.3 Courant induit dans le fer

Les parties ferromagnétiques des machines peuvent être massives ou feuilletées en tôles d'épaisseur comprise entre 0.3 mm et 0.7 mm, isolées entre elles par application de vernis ou par phosphatation. Le feuilletage des circuits magnétiques a pour but de limiter le développement des courants induits. La présence de l'isolant entre les tôles ne permet pas le passage des courants induits d'une tôle à l'autre. Dans notre étude, nous allons négliger tout courant induit développé dans les tôles ferromagnétiques. Ainsi, les parties magnétiques laminées sont considérées comme des régions non conductrices ($\sigma_E = 0$) non linéaires du point de vue magnétique.

VII.5 Expression de l'équation dans les différentes régions du système

Le système est constitué de trois régions différentes : l'inducteur (le stator), l'induit (le rotor) et l'entrefer (l'air).

VII.5.1 L'inducteur (le stator)

Il forme un milieu conducteur alimenté par une source de tension. L'équation électromanétique s'ecrit alors :

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu_c} (\nabla \times A) \right) = J_s = -\sigma_c \nabla V \qquad \text{(VII.17)}$$

où μ_c et σ_c sont respectivement la conductivité électrique et la perméabilité absolue de l'inducteur.

VII.5.2 L'induit (le rotor)

L'équation électromagnétique dans le rotor est donnée par l'expression suivante :

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu_i} (\nabla \times A) \right) = -\sigma_i \left(\frac{\partial A}{\partial t} \right) \qquad \text{(VII.18)}$$

où σ_i et μ_i sont respectivement la conductivité électrique et la perméabilité absolue de l'induit.

VII.5.3 L'entrefer et les régions ferromagnétiques

Dans cette région, nous pouvons ecrire l'équation suivante :

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu_r \mu_0} (\nabla \times A) \right) = 0 \qquad \text{(VII.19)}$$

où μ_0 est la perméabilité de l'air.

μ_r est la perméabilité relative, elle est égale à 1 pour l'entrefer et elle est différente de 1 pour les matériaux magnétiques.

VII.6 Expression de la densité du courant

La relation existante entre la densité du courant J_s et le courant I_s dans une surface ds suivant la normale n est donnée par l'expression suivante :

$$I_S = \int_{cond} J_S.n.ds \qquad \text{(VII.20)}$$

avec :

n : normale à la section droite des conducteurs traversés par le courant;
ds : élément de surface du conducteur.

La configuration filaire des conducteurs dans l'encoche ne se prête pas au calcul par la méthode des éléments finis, c'est pour cela que le faisceau des conducteurs est substitué par un conducteur massif, figure VII.1, dans lequel les courants induits sont nul.

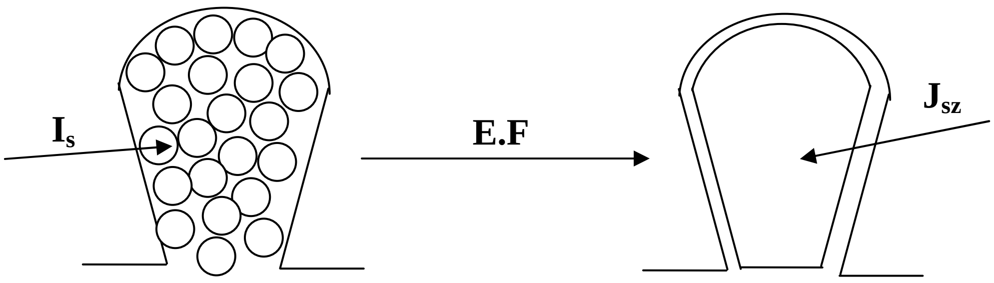


Fig.VII.1 : Modèle de représentation des conducteurs dans l'encoche

La densité de courant J_s est dirigée suivant l'axe Oz tel que $J_s = (0,0,J_{sz})$, elle peut être exprimée en fonction du courant et des paramètres du bobinage de la manière suivante :

$$J_{sz} = \alpha \frac{N_{cond}}{S_{cu}} \cdot I_s \qquad \text{(VII.21)}$$

Avec :

N_{cond} : nombre de spires du bobinage;
S_{cu} : surface du cuivre.

$$\alpha = \begin{cases} -1 \text{ encoche retour} \\ +1 \text{ encoche aller} \\ 0 \text{ ailleurs} \end{cases}$$

VII.7 Développement du modèle thermique

VII.7.1 Introduction

Le calcul électromagnétique effectué précédement nous permet d'obtenir les sources de chaleur pour le problème thermique.

Du point de vue thermique, la machine est un système très complexe avec des matériaux souvent non homogènes tels que le bobinage et les circuits magnétiques. Cette non homogénéité pose le problème du calcul de la conductivité thermique des composants non homogènes. Par ailleurs, le refroidissement de la machine se fait par des échanges convectifs naturels ou forcés.

La machine est l'assemblage sous pression d'un ensemble de matériaux en contact thermique imparfait. La prise en compte de la résistance de contact entre ces surfaces est un autre problème à considérer.

Dans ce paragraphe, nous présentons d'abord les techniques d'évaluation des différents paramètres de l'équation de conduction de la chaleur ainsi que les méthodes utilisées pour traiter les différents problèmes présentés par la machine.

VII.7.2 Equation de la chaleur

L'étude du comportement thermique des dispositifs électromagnétique passe nécessairement par la résolution de l'équation de conduction qui s'ecrit sous la forme suivante pour un matériau linéaire et isotrope sous la forme suivante :

$$\rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + q \qquad \text{(VII.22)}$$

avec :

C_p [J.Kg^{-1}.K^{-1}] représente la capacité thermique massique.

ρ [Kg/m^3] représente la masse volumique

$\rho \cdot C_p$ [J.m^{-3}.K^{-1}] représente la capacité thermique volumique

q [W/m^3] représente la production volumique de chaleur représentant ici les pertes engendrées dans la machine tournante.

L'équation VII.22 représente l'équation fondamentale de la conduction de la chaleur. Elle est applicable à tout matériau en bidimensionnel et en tridimensionnel.

VII.7.3 Conditions aux limites

L'équation VII.16 doit satisfaire un certain nombre de conditions sur les frontières du domaine considéré.

- **Surface isotherme** : Cette condition est l'équivalente de la condition de Dirichlet dans le problème électromagnétique. Elle revient à imposer une valeur pour l'inconnue recherchée, ici, la température sur la frontière Γ_D en question :

$$T_{\Gamma_D} = T_D \qquad \text{(VII.23)}$$

- **Echange convectif :** Ce type d'échange est représenté en utilisant l'équation :

$$-\lambda \left.\frac{\partial T}{\partial n}\right|_{\Gamma_C} = h_C (T - T_{ref}) \qquad \text{(VII.24)}$$

sur la frontière considérée à condition de connaître le coefficient d'échange convectif h_C.

La difficulté majeure réside dans la détermination du coefficient d'échange h_c qui contient des informations condensées sur la frontière considérée. Il existe un nombre important de relations permettant d'accéder aux valeurs de ces coefficients d'échanges en utilisant des nombres adimensionnels décrivant les conditions du fluide et contenant les informations géométriques [2].

VII.8 Formulation élements finis du problème thermique

La résolution du problème thermique consiste à résoudre l'équation de conduction VII.22 avec les conditions aux limites appropriées VII.15 et VII.16. Pour cela, nous utilisons la méthode des éléments finis. Les modèles électromagnétiques et thermiques sont couplés dans les machines électriques par différentes grandeurs. La température ne sera connue avec précision que si l'on détermine localement les pertes électromagnétiques. Or, l'état électromagnétique dépend des propriétés des matériaux, elles mêmes fonction de la témpérature. Pour cela on gardera pour le problème thermique le même maillage que celui du problème électromagnétique puis qu'il y a nécessité de transfert de données entre les deux problèmes. Les formulations éléments finis peuvent être établies dans le cas général indépendamment du système de coordonnées.
Dans les machines électriques, plusieurs phénomènes thermiques font appel à une approche tridimensionnelle dés qu'il y a présence significative d'un flux axial combiné à un flux radial.
Dans un modèle bidimensionnel, on ne peut considérer qu'un seul flux de chaleur. Concernant le plan radial, on ne considére pas les flux de chaleur axiaux.

L'étude sera menée dans le même plan que celui du problème électromagnétique (section radiale), donc, on ne va considérer que les flux de chaleur radiaux. De ce fait, la température dépendra que des deux variables d'espace x et y.

En appliquant la méthode projective de Galerkine à l'équation VII.22, permet de transformer cette équation ponctuelle en une expression intégrale d'où [81] :

$$\iint_{\Omega}\left\{\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla\cdot\left(-\lambda\nabla T\right)\right\} W d\Omega - \iint_{\Omega} qW d\Omega = 0 \qquad \text{(VII.25)}$$

où W est la fonction de pondération et Ω est le domaine où la température est recherchée.

D'autre part, l'intégration de l'équation VII.25 par partie fait apparaître le terme $-\int_{\Gamma} W\lambda\left(\frac{\partial T}{\partial n}\right) d\Gamma$ qui fait intervenir l'expression de la quantité de chaleur échangée avec l'extérieur à travers la limite Γ du domaine d'étude. L'équation VII.25 devient :

$$\iint_{\Omega}\left\{\rho\cdot C_p \frac{\partial T}{\partial t} W d\Omega\right\} + \iint_{\Omega}\lambda\nabla W\cdot\nabla T d\Omega - \int_{\Gamma} W\lambda \frac{\partial T}{\partial n} d\Gamma - \iint_{\Omega} Wq d\Omega = 0 \qquad \text{(VII.26)}$$

En cas de présence d'un échange radio-convectif, le terme exprimant l'échange avec l'extérieur devient :

$$\int_{\Gamma} - W\lambda \frac{\partial T}{\partial n} d\Gamma = \int_{\Gamma} W h_c\left(T - T_{ref}\right) d\Gamma + \int_{\Gamma} W h_r\left(T - T_{ref}\right) d\Gamma \qquad \text{(VII.27)}$$

Donc, l'équation VII.50 devient :

$$\iint_{\Omega}\left\{\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} W d\Omega\right\} + \iint_{\Omega}\lambda\nabla W\cdot\nabla T d\Omega + \int_{\Gamma} W\left(h_c + h_r\right)\left(T - T_{ref}\right) d\Gamma - \iint_{\Omega} Wq d\Omega \qquad \text{(VII.28)}$$

En approximant la température par une combinaison linéaire sur chaque élément :

$$T = \sum_{i=1}^{n_p} N_i T_i \qquad \text{(VII.29)}$$

et en choisissant les fonctions de pondération et les fonctions de forme identiques, nous obtenons la version finale du système à résoudre :

$$[K]\frac{\partial[T]}{\partial t} + [M][T] = [F] \qquad \text{(VII.30)}$$

$$M = M^e + M^{\Gamma} \ , \ F = F^e + F^{\Gamma} \qquad \text{(VII.31)}$$

Tel que :

$$K_{ij} = \rho C_p \int_{\Omega} N_i N_j d\Omega \quad , \ M_{ij}^e = \lambda \iint_{\Omega^e} \nabla N_i \cdot \nabla N_j d\Omega \qquad \text{(VII.32)}$$

$$M_{ij}^{\Gamma} = (h_c + h_r)\int_{\Gamma} N_i N_j d\Gamma \ ; \qquad \text{(VII.33)}$$

$$F_i^e = q\iint_{\Omega} N_i d\Omega \quad , \quad dF_i^{\Gamma} = (h_c + h_r)\int_{\Gamma} N_i T_{ref} d\Gamma \ \text{(VII.57)}$$

En utilisant un maillage formé d'éléments triagulaires du premier ordre tel que définis pour le problème électromagnétique, on aboutit aux expréssions des termes du système VII.30 en fonction des coordonnées nodales et des paramètres physiques :

$$K_{ij}^{\Omega} = \begin{cases} \dfrac{\rho C_p \cdot \Delta_e}{6} & \text{si } i = j \\ \dfrac{\rho C_p \cdot \Delta_e}{12} & \text{si } i \neq j \end{cases}$$

VII.9 Evaluation des paramètres de l'équation de la chaleur

La modélisation thermique des machines électriques nécessite la connaissance au préalable des paramètres thermiques des divers contacts thermiques entre les différentes parties de la machine.

VII.9.1 Sources de chaleur

Les pertes de puissance, qui constituent en fait des sources de chaleur, sont essentiellement :

- **Les pertes par effet Joule**

la densité de pertes par effet Joule est donnée par l'expression suivante :

$$q_{Joule} = \frac{J^2}{\sigma} \qquad \text{(VII.34)}$$

tel que :

σ : est la conductivité électrique du matériau ;
J : est la densité de courant dans le matériau conducteur qui s'exprime en fonction du potentiel vecteur magnétique comme suit :

$$J = -j\sigma \cdot \omega^2 \cdot A \cdot A^* \qquad \text{(VII.35)}$$

en remplacant VII.35 dans VII.34, nous obtenons :

$$q_{Joule} = \frac{\sigma \cdot \omega^2 \cdot A \cdot A^*}{2} \qquad \text{(VII.36)}$$

- **Les pertes magnétiques dans le fer**

Dans le fer, les densités de pertes par hystérésis pour un champ d'induction sinusoidale sont calculées numériquement par la formule de Steinmetz :

$$q_{fer} = C_{hys} \cdot f \cdot B^{\eta_{hys}} \qquad \text{(VII.37)}$$

Avec B l'induction moyenne et f la fréquence de l'alimentation.
Les valeurs de C_{hys} et η^{hys}, déterminées expérimentalement, dépendent de la nature des matériaux et de la forme de l'induction.

- **Les pertes mécaniques**

La machine qui a retenu notre attention est une machine fermée auto-ventilée. Il est connu que ce type de machine développe des pertes mécaniques négligeables. Nous n'avons donc pas pris en compte ces pertes dans l'évaluation des sources de chaleur.

VII.9.2 Evaluation du coefficient ρC_p équivalent

Pour les parties homogènes de la machine (carcasse, barres du rotor, entrefer ou arbre de rotation), les valeurs de ρ et C_p sont données, soit par le constructeur, soit par les bases de données concernant les matériaux.

Pour les matériaux hétérogènes comme l'enroulement et la tôle du stator, il faut calculer les propriétés d'un matériaux équivalent. Pour un matériau hétérogène composé de deux éléments A et B avec les taux de remplissage respectifs α et $1\text{-}\alpha$, le coefficient ρC_p équivalent est donné par [33]:

$$(\rho C_p)_{eq} = \alpha(\rho C_p)_A + (1-\alpha)(\rho C_p)_B \qquad \text{(VII.38)}$$

VII.9.3 Calcul des conductivités thermiques équivalentes

Dans les parties de la machine constituées de matériaux homogénes (carcasse, barres du rotor, entrefer, arbre) les valeurs de la conductivité se trouve dans les bases de données des matériaux concernés. Par contre, pour le bobinage composé d'au moins deux matériaux différents, il faut utiliser les techniques d'homogéneisation adéquates pour trouver les caractéristiques d'un matériau homogène équivalent.

- **La conductivité du bobinage**

Afin de calculer une conductivité équivalente propre aux bobinages, une formule dite de Gotter peut être utilisée :

$$\lambda_{eq,c} = \lambda_{iso}\left(\frac{d_{tot,c}}{d_{iso}} + \frac{d_{iso}}{dc}\right) \qquad \text{(VII.39)}$$

où $d_{tot,c}$ est le diamètre total du conducteur, d_c est le diamètre du conducteur (sans isolant) et d_{iso} est l'épaisseur de l'isolant. C'est cette formule qui a été retenue dans notre modèle pour le calcul de la conductivité thermique du bobinage statorique.

Des travaux récents basés sur les techniques d'homogéneisation et des problèmes inverses, ont permis de donner une approche de la conductivité thermique équivalente qui tient compte seulement de la conductivité du cuivre et celle de l'air tel que [33] :

$$\frac{1}{\lambda_{eq,enc}} = \frac{\sqrt{\alpha}}{\lambda_c} + \frac{1-\sqrt{\alpha}}{\lambda_a} \qquad \text{(VII.40)}$$

où λ_a est la conductivité de l'air qui entoure les conducteurs et λ_c la conductivité des conducteurs.

- **La conductivité des tôles**

Le stator et le rotor sont constitués des tôles empilées et immergées dans le vernis. Dans ce cas le problème est mono-dimensionnel et la conductivité équivalente s'ecrit alors comme suit :

$$\lambda_{eq} = \frac{\lambda_t \cdot \lambda_v \cdot (e_t + e_v)}{\lambda_t \cdot e_v + \lambda_v \cdot e_t} \qquad \text{(VII.41)}$$

En intégrant le coefficient de remplissage des tôles, la conductivité thermique s'ecrit de nouveau comme suit :

$$\lambda_{eq} = \beta \cdot \lambda_{cul} + (1-\beta) \cdot \lambda_v \qquad \text{(VII.42)}$$

avec :

β : coefficient de remplissage de la tôle
λ_{cul} : conductivité thermique de la culasse
e_t , e_v : sont respectivement l'épaisseur de la tôle et du vernis
λ_t , λ_v : sont respectivement les conductivités thermiques de la tôle et du vernis

VII.10 Les résistances thermiques de contacts

Dans plusieurs problèmes d'électrotechnique, des petites couches thermiques de transition sont rencontrées telles que les résistances thermiques de contact, ou bien les couches minces d'isolation [88]. Dans les machines électriques, elles peuvent être localisées dans différents endroits :

- **Contact entre la carcasse et les tôles du stator**

Le fer du stator et la carcasse sont assemblés sous pression mécanique. A cause de la rugosité de ces surfaces assemblées, des interstices remplis de fluide (air) existent et induisent une résistance thermique non négligeable à la traversée de la chaleur.

- **Contact entre l'arbre et le rotor**

Dans le cas des machines qui sont le siège d'importantes sources de chaleur (exemple : machines à induction), la résistance entre l'arbre et le rotor doit être prise en compte lors de la modélisation.

VII.11 Quantification

La résistance thermique de contact est caractérisée par le coefficient h_{co} qui représente la conductance thermique. En effectuant une analogie avec l'électricité, cette résistance est donnée par :

$$R_{th,co} = \frac{1}{h_{co}S} \qquad \text{(VII.43)}$$

l'évaluation des paramètres de contacts thermiques constitue une tâche difficile à cause de leur dépendance des techniques et de la tolérance qu'offrent les pièces assemblées.

VII.12 Techniques de modélisation des contacts

Pour modéliser les couches thermiques de transition, plusieurs approches peuvent être appliquées.Parmi elles, on cite la plus utilisée qui consiste à utiliser un matériau équivalent.

L'idée de cette approche est d'appliquer une correction sur la conductivité thermique des régions enveloppées par des couches thermiques de transition (isolant, résistance thermique de contact), afin de tenir compte de leur présence et par conséquent de leurs effets [83].

En utilisant cette méthode, on obtient une distribution de température exacte au niveau des surfaces de ces régions car le changement de leurs propriètés provoque une legère erreur sur le calcul de la température interne alors que la température moyenne est calculée avec exactitude. Cette méthode est la plus utilisée pour le traitement de ces problèmes, car elle ne provoque pas une augmentation de la taille du système à résoudre.

La conductivité thermique équivalente λ_{eq} se déduit en égalisant la combinaison de la résistance thermique de contact (isolant) et de la résistance thermique de la région enveloppée par cette couche caractérisée par un rayon r et une distribution interne de chaleur à une autre équivalente de même dimensions caractérisée par une conductivité λ_{eq} ,telle que :

$$\frac{1}{4\pi\lambda} + \frac{1}{h_{co} 2\pi r} = \frac{1}{4\pi\lambda_{eq}} \tag{VII.44}$$

$$\lambda_{eq} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\lambda}\right) + \left(\frac{2}{h_{co} r}\right)} \tag{VII.45}$$

Cette méthode va être adoptée pour le traitement des différentes couches thermiques de transition (contact imparfait). Dans cette étude, nous supposons un contact parfait entre les bobines et les tôles du stator ainsi qu'entre les barres et les tôles du rotor. De ce fait, nous allons considérer que le contact arbre/tôle du rotor et le contact tôle du stator/carcasse.

VII.13 Couplage magnéto-thermique

La notion de couplage regroupe les relations liant deux ensembles d'équations mathématiques (A et B). Ce couplage peut être *fort* ou *faible.*

- Il est dit *fort* lorsque les coefficients du système A dépendent de la solution du système B, et vice- versa,
- Le couplge est dit *faible,* lorsque la dépendance est dans un seul sens.

Les problèmes magnétique et thermique présentent en toute rigueur un couplage *fort* et ce pour deux raisons :

- Les sources du problème thermique (pertes Joule, pertes fer…..) découlent de la solution du problème magnétique.
- Plusieurs paramètres du problème magnétique (résistivité des conducteurs,….) varient en fonction de la température.

Ainsi, lorsque le système étudié est suffisament simple (le cas de chauffage d'une plaque par courants induits par exemple), il est possible d'utiliser un couplage fort, et de résoudre le système d'équations simultanément. Cette démarche n'est pas envisageable dans le cas de notre machine, car elle nécessite un temps de calcul excessif, pour la raison suivante :

- Les proportions entre les plus faibles mesures (entrefer = 0.25mm) et les plus grandes mesures (rayon extérieur du stator = 75 mm) sont importantes, et engendrent ainsi, un maillage avec un grand nombre de nœuds.

VII.14 Modèles choisis

L'étude du couplage implique l'analyse des phénomènes électromagnétiques et thermique. Cela consiste à résoudre le système d'équations électromagnétique et thermique suivant :

$$\begin{cases} \sigma \dfrac{\partial A}{\partial t} + \dfrac{1}{\mu} \mathrm{rot}(\mathrm{rot}A) = J_s \\ \rho C_p \dfrac{\partial T}{\partial t} - \lambda \cdot \mathrm{div}(\mathrm{grad}(T) = q \\ q = q_{Joule} + q_{fer} \end{cases} \tag{VII.46}$$

La première équation du système précédent représente le modèle électromagnétique obtenu à partir des équations de Maxwell et du milieu. La deuxième équation décrit le comportement thermique de notre modèle donné en terme de température. La dernière équation du système représente la source thermique interne d'origine électrique et magnétique. La distribution de la température est obtenue une fois le régime permanent thermique établi, d'où l'algorithme utilisé, figure VII.2.

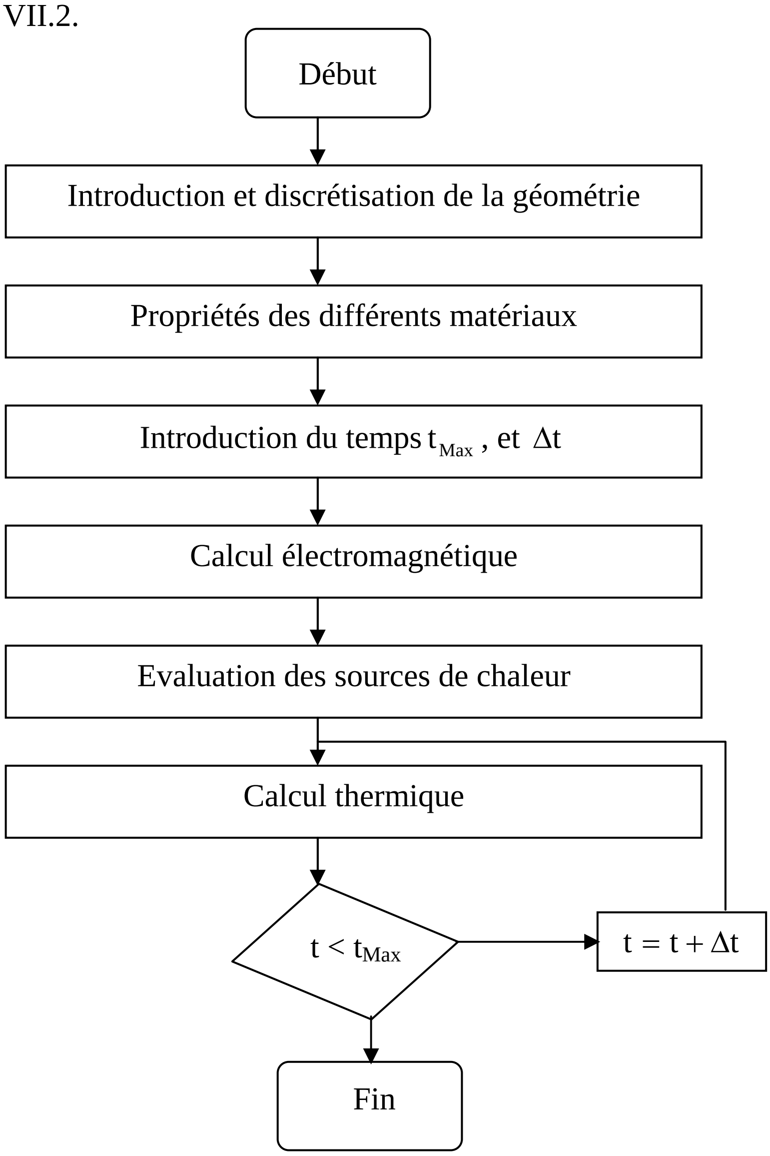


Fig.VII.2 : Algorithme de calcul pour le cas d'un couplage faible des grandeurs électromagnétique et thermique.

VII.15 Application au moteur asynchrone à cage d'écureuil

La géométrie du moteur est decrite sur la figure VII.3. les dimensions géométriques compléte du moteur sont decrites en annexe A. La figure.VII.4 représente le maillage éléments finis du domaine d'étude utilisé pour les deux modèles électromagnétiques et thermique. Le maillage contient 27400 éléments. On remarque une forte concentration du maillage au niveau de l'entrefer car la pratique a montré que l'affinement du maillage de cette zone conduit à des résultats plus satisfaisants.

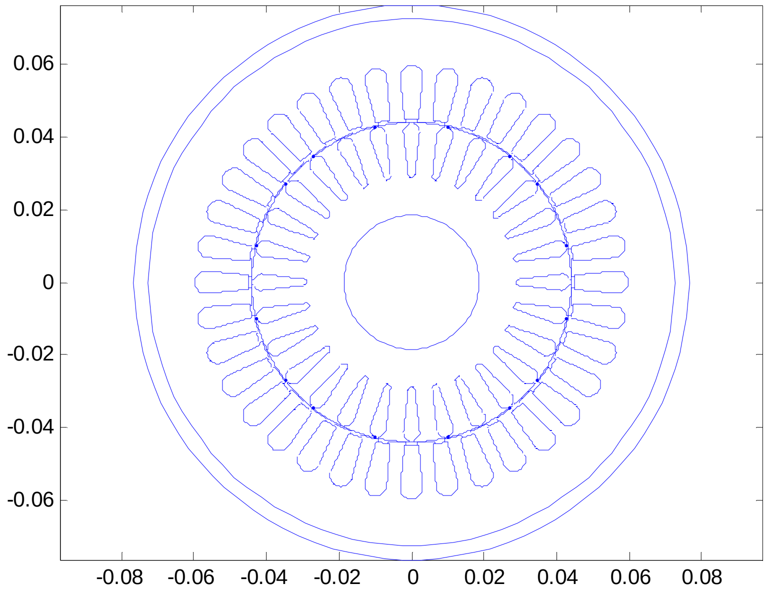


Fig.VII.3 : Géométrie de la machine étudiée

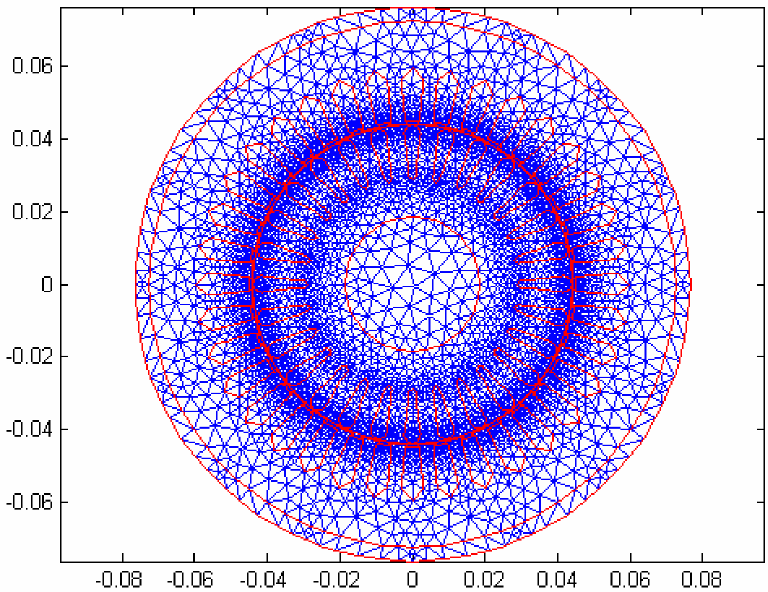


Fig.VII.4 : Discrétisation en éléments finis du domaine d'étude

La résolution du problème magnéto-thermique couplé exige l'imposition sur la frontière supérieur de la machine des conditions tels que (A=0) pour le problème électromagnétique et $-\frac{\partial T}{\partial n} = h \cdot (T - T_\infty)$ pour le problème thermique (avec h=200 W/m^2 °K). La mise en œuvre du modèle magnéto-thermique nécessite l'introduction de plusieurs données :

- **Pour le modèle électromagnétique**

Le Tableau VII.1 récapitule les valeurs des conductivités électriques affectés à chaque région de la machine lors de la modélisation électromagnétique.

Régions	σ_E **(S m^{-1})**
Bobinage du stator	$5.8.10^7$
Cage du rotor	$3.57.10^7$
Tôles du stator/Tôles du rotor	0
Arbre	$3.5.10^6$

Tableau.VII.1 : Conductivités électriques carctérisant les différentes régions de la machine

- **Pour le modèle thermique**

Le Tableau.VII.2 montre les conductivités thermiques ainsi que les capacités thermiques massiques propres à chaque région du modèle thermique.

Régions	C_p **(J Kg^{-1} K^{-1})**	λ **(W m^{-1} K^{-1})**
Bobinage du stator	383	2.48
Cage du rotor	896	204
Tôles du stator/Tôles du rotor	460	45
Entrefer	1006	0.09
Arbre	465	50

Tableau.VII.2 : Capacité thermique massique et conductivité thermique caractérisant chaque partie de la machine.

VII.16 Résultats de simulation

L'évaluation du potentiel vecteur A en tous points de la machine, nous a permis d'évaluer les différentes sources de chaleur qui sont à l'origine de son échauffement.La figureVII.5 représente la partie réelle du potentiel vecteur ainsi déterminé.

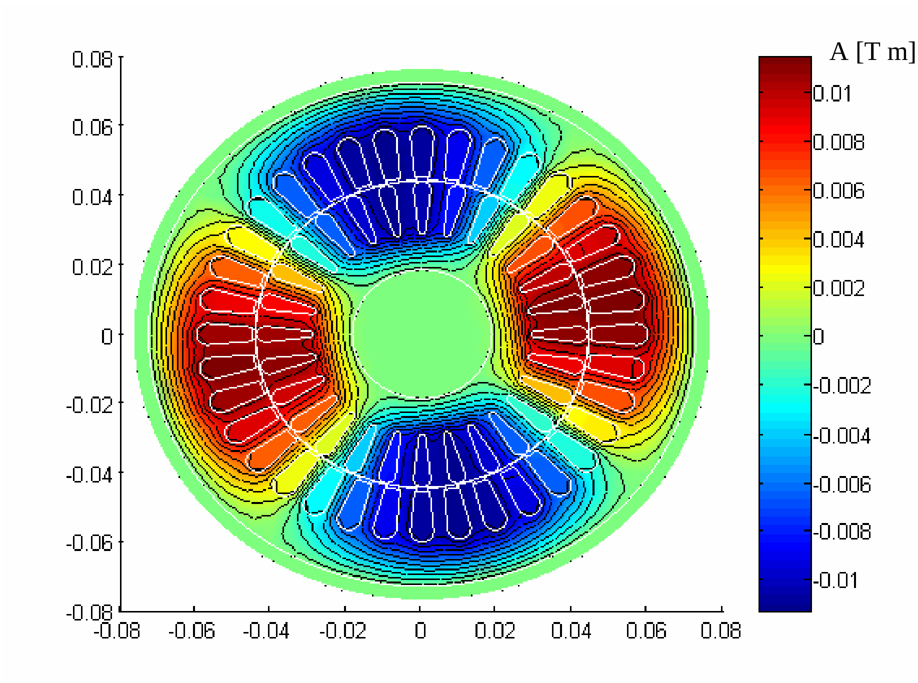


Fig.VII.5 : Lignes équipotentielles de la partie réelle du potentiel vecteur A avec un glissement de 6%.

Les pertes dans la machine sont obtenues à partir des pertes Joules dans les enroulements et les barres du rotor d'une part, et par les pertes fer dans les tôles du stator et rotor d'autre part. la densité des pertes dans le fer due à l'hystérésis est calculée en utilisant l'équation VII.25 d'ou la carte de la densité de ces pertes dans la machine étudiée montré par la figure VII.5.

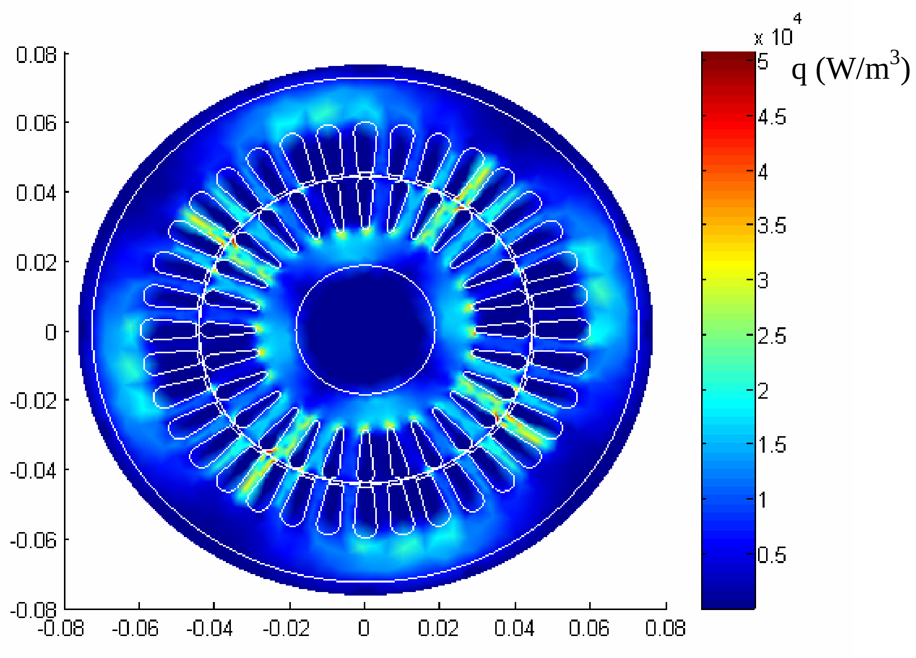


Fig.VII.6 : Carte de la densité des pertes fer dues à l'hystérésis magnétique [W/m^3].

La distribution de la densité des pertes Joule est donnée sur la figure VII.7.

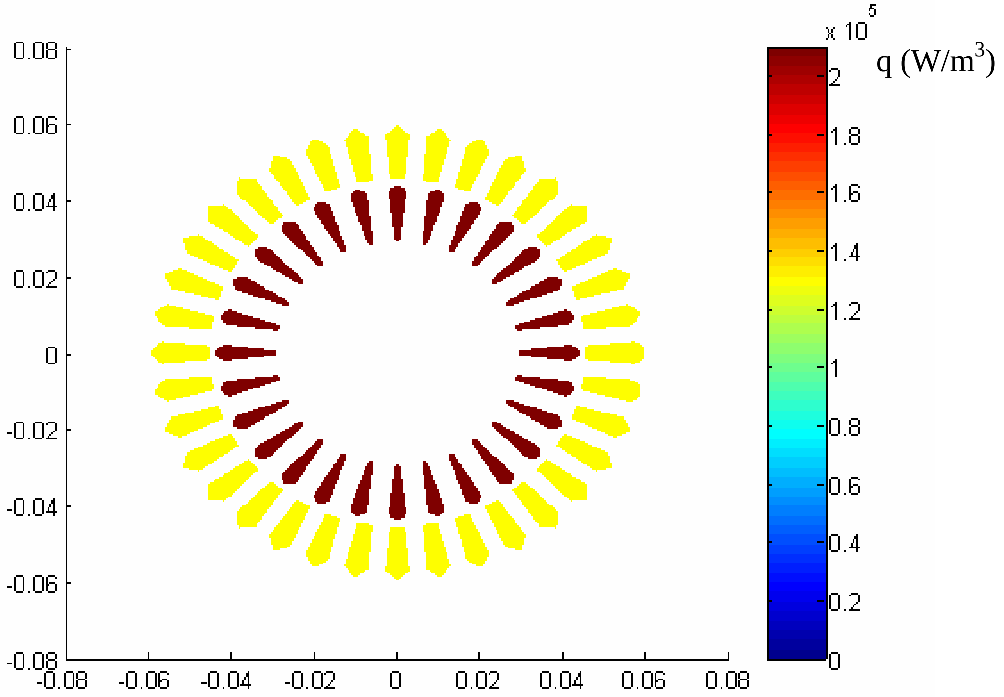


Fig.VII.7 : Distribution de la densité des pertes Joule sur la section radiale de la machine

Une fois la solution électromagnétique obtenue et par conséquent les sources de chaleur, l'équation de diffusion de la chaleur est résolue, équation VII.22. Pour chaque pas de temps,la solution thermique est obtenue après plusieurs itérations jusqu'à ce que le régime permanent thermique est atteint après 2 heures de marche, d'ou la carte de température montrée par la figure VII.8.

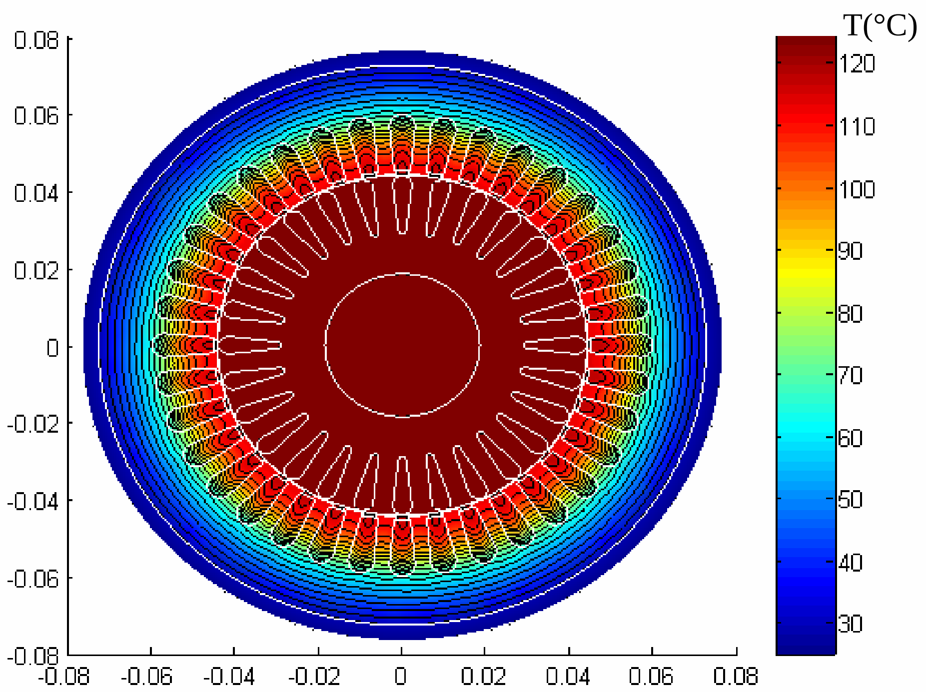


Fig.VII.8 : Carte de température de la machine en régime permanent [°C]

VII.17 Résultats et Discussion

Le tableau VII.3 montre la comparaison des résultats expérimentaux avec ceux obtenus par la méthode d'éléments finis pour le fonctionnement nominal.

Nous présentons sur les figures VII.9, VII.a, VII.b, VII.c ,VII.d l'évolution de la température en régime variable dans les différents éléments de la machine obtenus par le modèle éléments finis et les résultats de mesures effectués sur la machine étudiée.

Eléments	Températures simulées	Températures mesurées	Erreur %
Culasse statorique	81.26	80.22	1.27
Dent statorique	91.39	90	1.52
Enroulement	105.34	103.43	1.81
Rotor	123.98	118.87	17.63

Tableau VII.3 : Comparaison des températures simulées et mesurées pour le point nominal.

En analysant les résultats obtenus, on peut dresser les remarques suivantes :

1. La première concerne l'homogénièté des températures rotoriques où la température est pratiquement identique, comme le montre la carte de la température en régime permament figure VII.8. Ceci est plus où moins prévisible dû à la bonne conductivité thermique de l'aluminium de la cage d'une part et à la compacité de la structure rotorique où de bons contacts thermiques existent entre l'arbre, la cage et les tôles. D'autres part. La cage est en effet moulée directement sur les tôles assurant ainsi leur serrage.

2. Au niveau du stator, la température des enroulements est la plus élevée. Une différence de 15°C à 25°C existe entrele fer et l'encoche..

On remarque que les résultats obtenus par la méthode des éléments finis comparés aux résultats de mesure sont satisfaisants. Au niveau du rotor, l'écart est appréciable. La raison probable est dû aux hypothèses simplificatrices appliquées. Les effets d'extrémités (têtes de bobines, anneaux de court- circuit) n'ont pas étés pris en compte dans le modèle d'éléments finis à deux dimensions. De plus la mesure de température est difficile au rotor. Un système bagues-balais de très faible résistance est réalisé afin de mesurer la température au rotor , mais les résultats ont étés jugés insatisfaisant [86].

En effet la température de la machine décroît au fur et à mesure que l'on s'éloigne du rotor et que l'on se dirige vers l'extérieur car le stator est l'élément le plus proche de la carcasse elle-même en contact avec avec le milieu ambiant qui assure l'évacuation d'une grande partie de chaleur produite dans le moteur.

VII.18 Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre modèle couplé magnéto-thermique basé sur la méthode des éléments finis à deux dimensions d'un moteur asynchrone à cage de 2.2 kW.

Les résultats obtenus par la simulation comparés aux résultats de mesure sont satisfaisants, surtout pour la partie statorique. Pour le rotor, il serait plus judicieux d'avoir un système d'acquisition de mesure de température efficace qui permettra d'avoir des résultats plus précis. Les résultats de simulation montrent que cette partie peut être considérée comme un ensemble homogène où la température des différents matériaux est pratiquement uniforme.

Les puissances dissipées provoquent des élévations de températures que l'on calcule avec un modèle d'équation de diffusion de la chaleur en régime transitoire. L'hétérogénéité de la machine, principalement des enroulements et les tôles magnétiques, exige d'inclure une détermination fine des propriétés physiques équivalentes telles que la conductivité thermique et la chaleur spécifique. A l'interface des différents contacts solides entre les parties de la machine, on définit une résistance thermique équivalente. Un intérêt particulier est accordé pour le calcul des propriétés thermiques équivalentes et des résistances thermiques de contact. Un modèle qui lie les équations magnétique et thermique, par l'intermédiaire de la puissance dissipée qui est à l'origine des pertes thermiques est présenté. Un calcul rigoureux des propriétés thermiques des matériaux homogènes et non homogènes constituant le moteur permet d'aboutir à une solution plus précise.

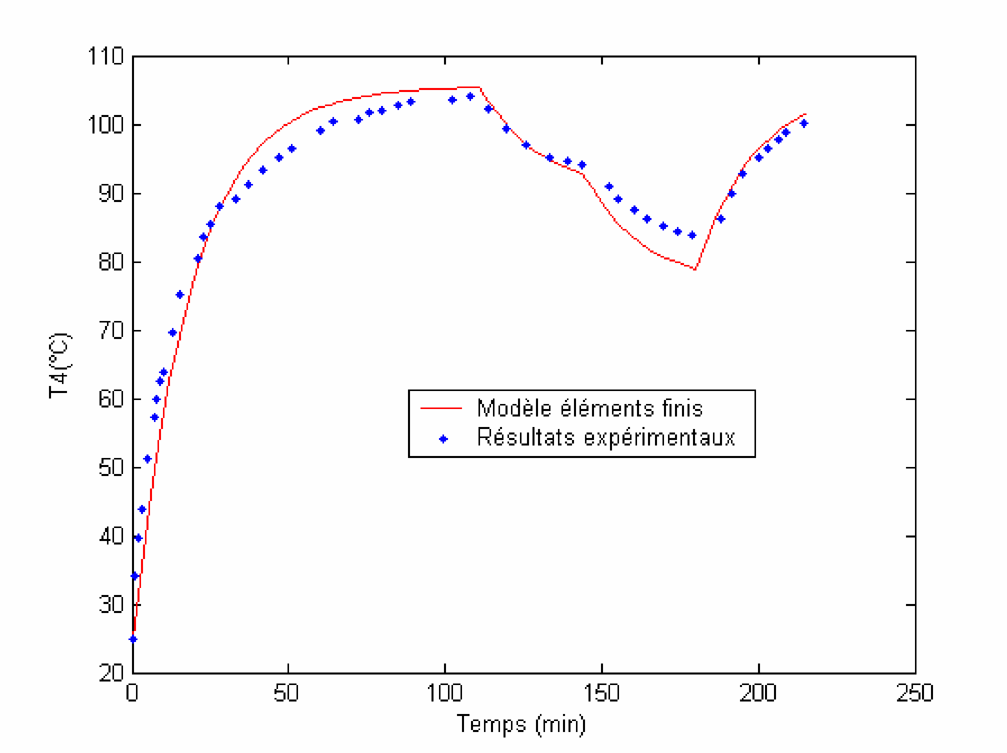


Fig.VII.9.a : Evolution de la température dans l’encoche statorique

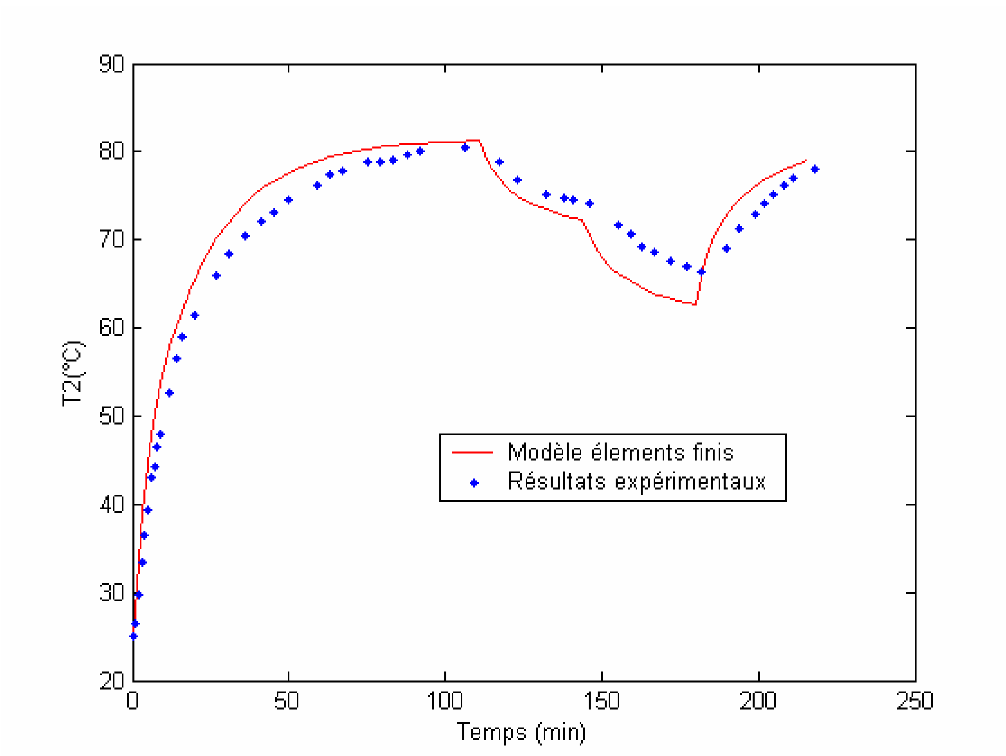


Fig.VII.9.b : Evolution de la température dans le dos du stator

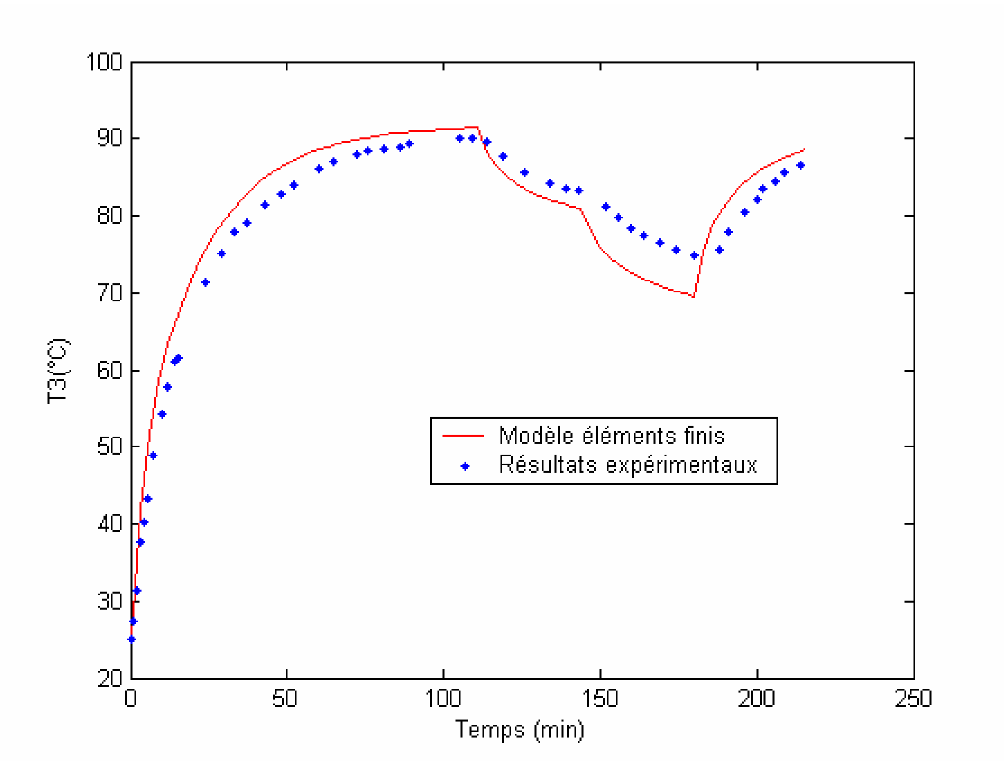


Fig.VII.9.c : Evolution de la température dans les dents statoriques

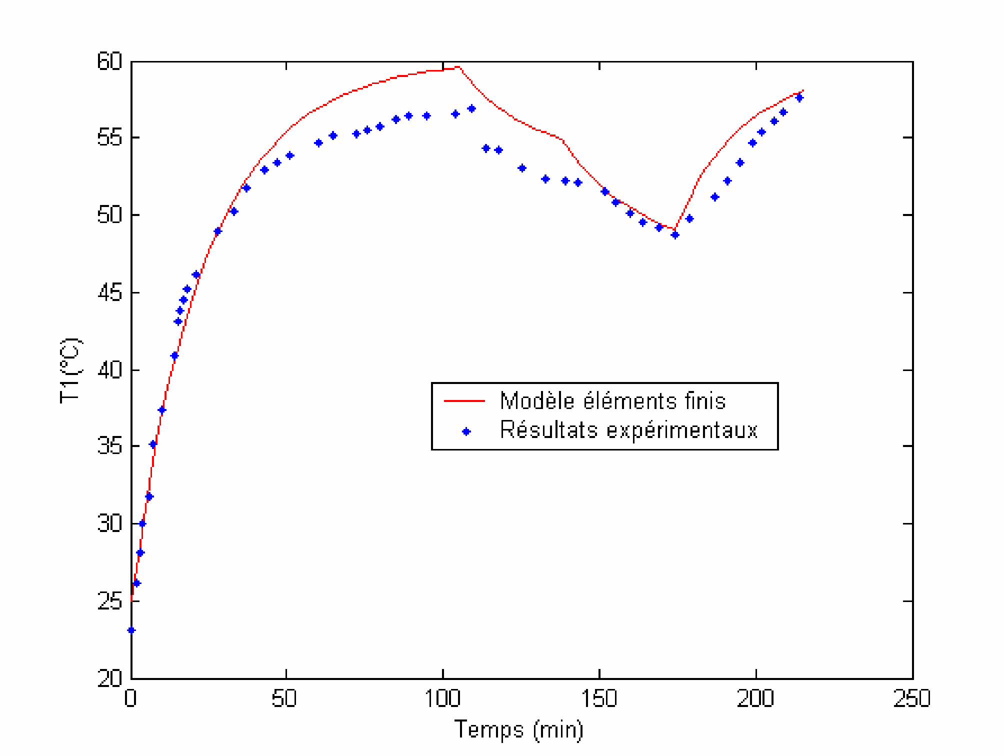


Fig.VII.9.d : Evolution de la température dans la carcasse

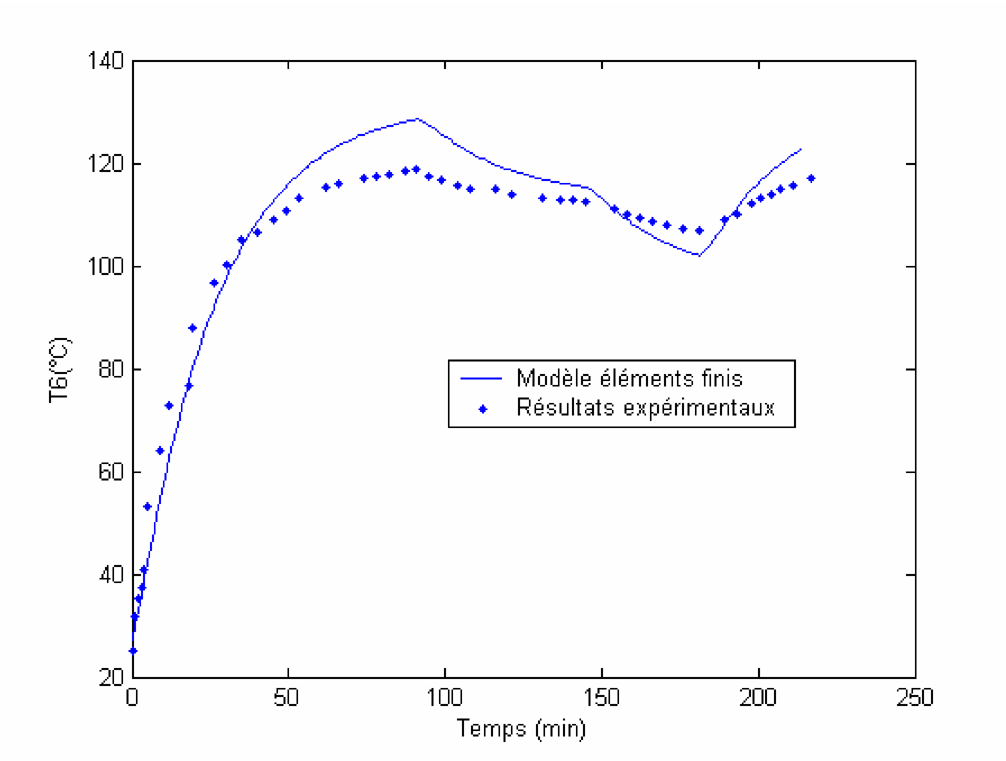


Fig.VII.9.e : Evolution de la température dans le rotor

Fig.VII.10 : Répartition du module de l'induction électromagnétique

Conclusion générale

Conclusion générale

L'objectif assigné à la présente étude concerne la modélisation thermique en régime variable d'un moteur asynchrone à cage de petite puissance.

Le travail s'est articulé autour de plusieurs parties.

La première partie a pour but de mettre en place un modèle thermique détaillé développé suivant l'approche de Mellor et al [15], qui tient compte des différents transferts de chaleur dans la machine étudiée. L'identification des paramètres du modèle développé est effectuée sur la base des dimensions géométriques et thermo-physiques des matériaux constituant le moteur. Quelques paramètres ont été identifiés à partir des essais.

Le but assigné à la deuxième partie concerne la validation du modèle détaillé. En effet, un banc d'essai a été réalisé. Plusieurs thermocouples sont logés dans des endroits stratégiques de la machine. Les résultats obtenus par le modèle détaillé sont comparés aux résultats expérimentaux et les résultats ont été jugés satisfaisants. Afin de voir l'influence des différents paramètres constituant le modèle détaillé sur l'évolution de la température, une étude de la sensibilité a été effectuée.

La troisième partie du travail a consisté à mettre en œuvre un deuxième modèle thermique simplifié de la même machine. Deux approches ont été développées :

- Une approche basé sur l'étude de la sensibilité du modèle. En effet, le modèle simplifié est élaboré seulement en fonction des résistances thermiques les plus influentes constituants le modèle détaillé.
- Dans la seconde approche, le modèle est développé en transformant la structure réelle de tous les éléments de la machine en une structure équivalente simplifiée. La machine est modélisée par des cylindres creux concentriques représentant les différents matériaux et ayant chacun un volume équivalent au volume réel du matériau correspondant.

Dans la dernière partie, nous avons présenté un modèle couplé magnétique-thermique basé sur la méthode des éléments finis à deux dimensions. En effet, le travail consiste à mettre en place un modèle thermique qui permet de déterminer l'évolution de la température dans les différents endroits de la machine sous différents régimes de fonctionnements (100% I_n , 90%I_n , 80% I_n , 100%I_n). Après une évaluation des propriétés thermo-physiques de ses différents matériaux, la localisation des différentes résistances de contact existantes ainsi que le calcul du coefficient d'échange extérieur, l'équation de la conduction de la chaleur est résolue indiquant la température en tout point de la machine.

A travers cette étude de la modélisation thermique, nous pouvons dégager des conclusions générales, et proposer des améliorations éventuelles pour les futurs travaux.

La comparaison entre les résultats obtenus à partir des modèles développés détaillé et simplifié de la machine et les résultats expérimentaux est satisfaisante. En effet, cette confrontation montre qu'en pratique, le modèle simplifié n'est pas affecté par des erreurs significatives comparées au modèle détaillé. A travers cette comparaison, on remarque que le modèle réduit peut être utilisé pour déterminer l'évolution de la température dans les différents éléments du moteur sous différents régimes de fonctionnement même si les dimensions géométriques complètes du moteur ne sont pas toutes disponibles.

En appliquant le modèle thermique à paramètres localisés, une attention particulière doit être retenue concernant la proportion des pertes fer à allouer aux dents et au dos du stator.

Le modèle thermique peut non seulement déterminer l'évolution de la température dans le moteur, mais, il peut aussi donner un aperçu intéressant sur le comportement thermique de la machine, en étudiant l'impact de la variation des différents paramètres sur la distribution de la température dans les différents éléments, comme les coefficients d'échanges, les différentes conductivités et les pertes.
L'étude de la sensibilité a montré que du point de vue thermique le stator et le rotor sont faiblement couplés. La distribution de la température est relativement insensible aux variations de la plus part des paramètres. Cependant, la distribution de la température au niveau d'un élément, est affectée par les changement des paramètres de l'élément lui même et des éléments adjacents. Par exemple, la température au niveau de l'enroulement dans l'encoche est plus sensible à la conductivité de l'isolant, alors que la variation des autres paramètres influent faiblement sur la température de celui-ci.
La distribution de la température peut être aussi sensible à d'autres paramètres, tels que les pertes, qui peuvent affecter la température d'une manière significative. En effet, on a constaté que les pertes supplémentaires et les pertes Joule rotorique ont un effet non négligeable sur la distribution de la température sur pratiquement tous les éléments constituant la machine. Ainsi, le fait de négliger les pertes supplémentaires en charge, ce qui est généralement le cas des petits moteurs à induction, peuvent nous conduire à des résultats erronés. Toutefois, il est important de souligner que le coefficient d'échange convectif carcasse/ambiant a un effet considérable sur toutes les températures des différents éléments. Heureusement que ce coefficient peut souvent être déterminé avec précision en utilisant un essai pratique sur la machine étudiée.

En dépit des hypothèses restrictives le modèle numérique donne des résultats relativement satisfaisants comparés aux résultats expérimentaux. L'intérêt et la complémentarité des deux méthodes présentés dans le cadre de cette étude est à souligner.
Le modèle numérique basé sur une résolution par éléments finis en deux dimensions ne permet pas de donner une distribution de la température dans les têtes de bobines et les anneaux de court-circuit. Il ne prend pas en considération les échanges thermiques sur l'axe de la machine. Un modèle par élément finis en 3D est généralement exigé, afin de tenir compte des têtes de bobines et les surfaces frontales. Néanmoins, un tel modèle est lourd à mettre en œuvre, particulièrement lors de l'étude des régimes transitoires. De plus, ce modèle, présente l'inconvénient d'exiger une taille mémoire assez grande et un long temps de calcul [3,35,36].Ceci peut être obtenu grâce au modèle à paramètres localisés qui donne des valeurs de températures plus exactes dans les têtes de bobines. La précision obtenue avec cette méthode est très satisfaisante dès lors que les paramètres conductifs sont bien identifiés. Le lien direct avec les donnés constructives est généralement occulté et il est difficile de connaître les incertitudes introduites par les entrefers parasites et les isolants mais également par la nature des écoulements autour de certaines parties du moteur. La méthode nodale est par contre, bien adaptée pour étudier les régimes transitoires.

Cette étude a permis d'approfondir la connaissance des processus thermiques sur un moteur électrique de petite puissance de manière précise et quantitative. Certe, elle n'est pas entièrement terminée. Il est évident qu'un important travail reste à effectuer dans le domaine de la modélisation thermique des machines électriques. Le développement d'un modèle à paramètres localisés en trois dimensions est préconisé, afin de tenir compte des transferts de chaleurs azimutales. Le couplage entre les phénomènes électromagnétique, thermique et mécanique est un champ d'investigation qui est loin d'être épuisé. En effet, les trois sous ensembles (thermique, mécanique, électromagnétique) sont liés par la vitesse, la température et la saturation magnétique, ce qui amène à développer des modèles qui sont non linéaires et couplés. Cela montre la grande complexité de la modélisation thermique des machines électriques.

Bibliographie

[1] J.M.Kauffmann., B.Laporte.,'' Analyse des performances des machines électriques''. RGE, N°8, sept.1994, pp.36-40.

[2] D.Roye.,''Modélisation thermique des machines électriques tournantes : Application à la machine à induction''. Thèse de docteur d'Etat és-sciences, INP Grenoble, 1983.

[3] Oi.Okoro.,''Steady and transient states thermal analysis of 7.5 kW squirrel-cage induction machine at rated-load operation''. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol.20,N°.4, December 2005,pp.730-735.

[4] R.Glises., G.Hostache and J.M.Kauffmann.,'' Simulation du comportement thermique en régime permanent d'un moteur asynchrone à refroidissement extérieur. Etude par élément finis''. J.phys.III France 4(1994), pp.1723-1735.

[5] M.S.Rajagopal., K.N.Seetharamu.,'' Transient thermal analysis of induction motors''. IEEE transactions on Energy conversion,vol.13,n°.1,March 1998,pp.62-69.

[6] T.J.Roberts., The solution of the heat flow equation in large electrical machines''. Proc.instu.mech.Engrs.vol.184 ;Pt.3^E,pp.70-83,1969-1970.

[7] G.cannistra., M.syloslabini.,'' Thermal analysis in an induction machine using thermal network and finite element methods''. In Proc.IEE EMD Conf.,1991,pp.300-304.

[8] J.A.D.Pinto., C.F.Antunes.,'' Transient heating and cooling analysis in an electromagnetic device''. IEEE transactions on Magnetics,vol.30,N°5, september 1994,pp.3339-3342.

[9] S.Mezani., R.Ibtiouen., O.Touhami., M.Nouali., M.Benhaddadi.,'' Application of lumped parameter and finite element methods to the thermal modeling of induction motors''. IEMDC 2001, IEEE International Electrical Machines and Drives conference, Boston (USA), 18-22 June, 2001, pp.505-507.

[10] R.Bernard., R.Glises., D.Chamagne., J.M.Kauffmann.,'' Steady state thermal modelling for a brushless motor''. Proc.ICEM, Paris (France), september 1994, pp.442- 447.

[11] Y.Lee., H.Lee., S.Hahn., K.Lee.,'' temperature analysis of induction motor with distributed heat sources by finite element method''. IEEE Transactions on Magnetics, vol.33, N°.2, March 1997, pp.1718-1721.

[12] J.P.Bastos., M.F.R.R. Cabreira., N.Sadowski., S.R.Arruda., S.L.Nau.,'' A thermal analysis of induction motors using a weak coupled modelling''. IEEE transactions on magnetics, vol.33, N°.2, march 1997, pp.1714-1717.

[13] S.Mezani.,'' Modélisation électromagnétique et thermique des moteurs à Induction, en tenant compte des harmoniques d'espace''. Thèse de Doctorat de l'université de Nancy (France), L'INPL, 08 Juillet 2004

[14] D.P.Sreenivasan and D.P.Sengupta.,'' Thermal Design of Totally Enclosed fan Cooled Induction motors''. IEE PES Winter Meeting, 1977.

[15] P.H.Mellor., D.Roberts., D.R.Turner.,'' Lumped parameter model for electrical machines of TEFC design''. IEE Proceeding-B,vol.138,N°5, September 1991,pp.205-218.

[16] Oi.Okoro.,''Thermal analysis of an induction motor using MATLAB. Greenwich journal of science and technology (GJST),vol.4.number 1.July 2003, pp.65-74.

[17] G.Jiménez Moreno., J.Roger Folch., P.carrion Perez.,'' A thermal model for small induction motors based on experimental heating curves''.Proc ICEM, vigo (Spain), pp.40-43,sept.1996.

[18] J.T.Boys., M.J.Miles.,'' Empirical thermal model for inverter –driven cage induction machines''.Proc.IEE, Electr.Power Appl., vol.141, N°.6,pp.360-372,Nov.1994.

[19] D.S.Zhu.,'' Modélisation des machines asynchrones alimentées par des convertisseurs statiques.Etude des performances électriques et thermiques''. Thèse de Doctorat, laboratoire d'électrotechnique de l'INP de Grenoble, 1990,152P.

[20] A.Bousbaine., M.McCormick., W.F.Low.,''In-situ determination of thermal coefficient for electrical machines''. IEEE Trans on Energy conversion,vol.10, N°3,pp.385-391, Sept 1995.

[21] J.J.Bates., A.Tustin., ''Temperature rises in Electrical machines as related to the properties of the thermal networks.,'' Proc.IEE, vol.103, N°.11, 1956, pp.471-482.

[22] R.L.Kotnik.,''An equivalent thermal circuit for non ventilated induction motors.,'' Trans.AIEE,vol.73,pp.1604-1609,1954.

[23] C.R.Soderberg.,'' Steady flow of heat in large turbine generators''. Trans.AIEE, vol.50, 1931, pp.787-802.

[24] Z.Lazarevic., R.Radosavlijevic., Posmokrovic.,'' A new thermal observer for squirrel – cage induction motors''. IEE Instrumentation and Measurement technology conference Brussels, Belgium, June 4-6, 1996, pp.610-613.

[25] I.J.Perez., J.G.Kassakian.,'' A stationary thermal model for smooth air – gap rotating electric machines''. Elec.Mach.Electromech., vol.3, N°.3-4 ,pp.285-303, 1979.

[26] A.Bousbaine.,'' An investigation into the thermal modelling of induction motors PhD Thesis, University of Sheffield, U.K, 1993.

[27] G.Kylander.,'' Thermal modelling of small cage induction motors''. IEEE/KHT, Power Tech.Conf, Stockholm (Sweden), pp.235-240, June 18-22, 1995.

[28] S.Mezani., N.Takorabet., and B.Laporte.,'' A combined electromagnetic and thermal analysis of induction motors''. IEEE transactions on magnetics, vol.41,n°.5,may 2005,pp.360-372.

[29] A.Boglietti., A.cavagnino., M.Lazzari., M.Pastorelli.,'' A simplified thermal model for variable spped self cooled industrial induction motor''. IEEE IAS Annual Meeting 2002 conf.Rec., 13-17 october, P.Hsburgh, USA.

[30] G.Bellenda., L.Ferraris., A.Tenconi.,'' A new simplified thermal model for induction motors for EV_s application.'' Electrical machines and drives, 11-13 september 1995, conference publication N°.412,IEE,1995.

[31] B.Assaii., B.Moghtaderi., S.Sathiakumar and D.F. Gosden.,'' A new thermal model for Ev induction machine drives''. IEEE, 1996,pp175-182 (à REVOIR).

[32] A.Bousbaine., M.McCormick and W.F.Low.,''Thermal modelling of permanent –split capacitor single-phase induction motors based on accurate loss density measurement''. In Proc.IEE EMD conf .,1997,pp.175-179.

[33] E.Chauveau.,'' Contribution au calcul électromagnétique et thermique des machines électriques. Application à l'étude de l'influence des harmoniques sur l'échauffement des Moteurs asynchrones''. Thèse de Doctorat de l'université de Nante (France), Novembre 2001, 147p.

[34] D.Sarkar., P.K.Mukherjee., S.K.Sen.,''Use of 3-diemensional finite element for computation of temperature distribution in the stator of an induction motor''. IEE proceeding –B,vol.138,N°.2, March 1991, pp.75-84.

[35] Y.Liu., Y.Lee., H.K.Jung., S.Hahn., G.H. Youn., KW.Kim., J.L.Kwon., D.Bae., J.I.Lee'' 3D Thermal stress Analysis of the rotor of an induction motor''. IEEE Transactions on Magnetics, vol.36, N°.4, july 2000, pp.1394-1397.

[36] Y.F.Chen.,'' Modélisation Thermique des moteurs Asynchrones en vue de la réalisation d'un outil CAO''. Thèse de Doctorat de l'université de Rouen, 30 Novembre 1994.

[37] Chang-chou Hwang., S.S.Wu., and Y.H.Jiang.''Novel approach to the solution of temperature distribution in the stator of an induction motor''. IEEE transactions on Energy conversion, Vol.15,N°.4, December, 2000.

[38] R.Glises., A.Miraoui., J.M.Kauffmann.,'' Thermal modelling for an induction motor''. Journal de physique III, vol.3, September 1993, pp.4849-1859.

[39] N.Bianchi., S.Bolognani and F.Tonel.,''Thermal analysis of run-capacitor single-phase induction motor''. IEEE transactions on Industry Applications, vol.39,N°.143, N°.1, January 1996.

[40] P.Cosar.,'' Transmission de la chaleur''Technique de l'ingénieur, vol.B-90 à B-96.

[41] N.Benamrouche.,'' An investigtion of the loss distribution in induction motors fed from nonsinusoidal supplies''. Thèse PhD, Sheffield, Angleterre,1990.

[42] M.Kostenko., L.Piotrovski.,''Machines à courant alternatif Edition.Mir.Moscou, 1979,766p.

[43] G.Grellet.,'' Pertes dans les machines tournantes''. Technique de l'ingénieur, traité de génie électrique. Dec.1989, vol.D3450-D3451.

[44] P.L.Alger.,'' Induction machines''. Gordon and Breach Science Publishers, 1970.

[45] K.K.Schwarz.,'' Survey of basic stray load losses in squirrel cage induction motors''.Proc.IEE,vol.111,1964,pp.1565-1573.

[46] P.L.Alger., G.Angst., E.J.Davies.,''Stray load losses in polyphase induction machines''.trans.AIE, June 1959,vol.78,pp.349-357.

[47] A.Bousbaine., W.F.Low., M.McCormick.,''Novel approach to measurement of iron and stray load losses in induction motors.IEE Proc.Electr.power Appl., January 1996,vol.143,N°1, pp.78-86.

[48] P.G.Cummings.,''Estimating effect of system harmonics on loss and temperature rise of squirrel –cage motors''. IEEE Trans.Ind Appl., Nov/Dec 1986,vol.IA-22,N°.6,pp.1121-1126.

[49] S.L.Ho.,'' Study of stray losses under phantom loading conditions in induction motors.ICEM, 1994,D.19,pp.548-553.

[50] E.Spooner.,'' Stray loss in solid-rotor induction machines.IEE Proc.Bt.B,July 1982,vol.129,N°4,pp.181-189.

[51] F.Taegen., R.Walczak.,'' Experimental verification of stray losses in cage induction motors under no-load, full load and reverse rotation test conditions. Archiv fur elektrotechnik,1987,vol.70,N°.4,pp.255-263.

[52] A.A.Jimoh.,'' Thermal effetcs of stray load losses in induction machines''. IEEE Transactions on Industry application, vol.36,n°.4, July/august 2000.

[53] A.A.Jimoh., R.D. Findlay and M.Polujadoff.,'' stray losses in induction machines : Part I, definition, origin and measurement''.IEEE Trans.Power app.syst,vol.pas.104, pp.1500-1505, June 1985.

[54] D.Roye., R.Perret.,'' Définition des règles de modélisation thermique des machines électriques tournantes''. Revue de phys.Appl.20, N°.3, pp.191-202, Mars 1985.

[55] G.Bonnier., H.Ronsin.,''Thermistance CTN et autres thermometres à semi conducteurs''. Technique de l'ingénieur. Traité mesure et contrôle, R2580, 1991, pp.1-9.

[56] J.Rogez., J.Le Coze.,'' Mesure de température''. Techniques de l'ingénieur. Traité mesure et contrôle, R2515,1992,pp.13-20.

[57] F.P.Incropera., D.P de Witt.,'' Fundamentals of heat and mass transfer, Jhon Wiley and sons Inc., New York (USA), 2nd editions, 1985,802p.

[58] J.Mugglestone., S.J.Pickering., D.Lampard.,'' Prediction of the heat transfer from the end winding of a TEFC strip-wound induction motor''. IEMDC 99, IEEE International Electric Machines ans drives conference, seattle (USA), May 1999,pp.484-486.

[59] J.Mukosiej.,''Problems of thermal resistances measurement of equivalent thermal networks of electric machnies''. Proc.ICEM, Munich (Ger), pp.199-202, sept.1986.

[60] E.Olivier., R.Perret., J.Perard.,'' Localisation of the losses in an induction machine suplied by an inverter''. Journal of Electrical Machines and Power systems, N°.9, pp.401-412,1984.

[61] G.Henneberger., K.Ben Yahia., M.Schmitz.,'' Calculation and identification of a thermal equivalent circuit of a water cooled induction motor for electric vehicle applications''. Electrical Machines and drives, 11-13 september 1995,conference publication N°.412,IEE,1995.

[62] M.liwshitz., L.Marret.,'' calcul des machines électriques''. Tome I et II, Editions SPES, lausane (Suisse), 1967.

[63] Y.Liu., Y.Lee., H.K.Jung., S.Hahn., G.H. Youn., KW.Kim., J.L.Kwon., D.Bae., J.I.Lee'' 3D Thermal stress Analysis of the rotor of an induction motor''. IEEE Transactions on Magnetics, vol.36, N°.4, july 2000, pp.1394-1397.

[64] M.EL-Bakry., S.Wahsh.,'' Upper and lower limits in eddy current and hysteresis losses.ICEM, 1992, PP.1211-1215.

[65] M.Amar., R.Kaczmarek., F.Protat.,'' Magnetic losses in PWN voltage exicitation schemes''.ICEM, 1994, D.19, pp.536-541.

[66] H-P.Nee., E.Nipp.,'' A contribution to the calculation of harmonic iron losses of inverter- fed induction motors''. ICEM 1994, pp.698-703.

[67] N.Christofield.,'' Origin of load losses in induction motors with cast aluminium rotors''. Proc.IEE, vol.112, 1965, PP.2317-2332.

[68] R.Bourne.,'' No load method of estimating stray load loss in small cage induction motors''. IEE Proc. Pt.B, March 1989, vol.136, N°2, PP.92.95

[69] J.S.Hsu or (HTSUI)., S.P.Liou., B.T.Lin., W.T.Weldon.,'' Losses influenced by third-harmonic flux induction motors''. IEEE Trans. On Energy Conversion, September 1991, vol.6, N°.3, pp.461-468.

[70] A.F.Armor., M.V.K.Chari.,'' Heat flow in the stator core of large turbine generators by the method of 3- dimensional finite element. Part I : Analys by scalar potentiel formulation. Part II : Temperature distribution in the stator iron''. Trans.IEEE Pas, vol.95, N°5, Sept/Oct 1976, PP.1648-1668.

[71] C.Gazley.,'' Distribution of velocity and temperature between concentric cylinder''. Proc.Royal Society, vol.159 A, 1935, pp.546-578.

[72] G.I.Taylor.,''Distribution of velocity and temperature between concentric cylinders''. Proc.royal society, vol.159A, 1935,pp.546-578.

[73] L.J.Segerlind.,'' Applied finite element analysis''. John Willey et Sons Inc. New York, USA, 1976, 422P.

[74] G.Touzot., G.Dhatt.,’’ Une présentation de la méthode des éléments finis’’. Editions Maloines, Paris (France) , 1984.

[75] CN.Glew.,’’ Stray load losses in induction motors’’. A challenge to academia’’. IEEE Engineering journal, Feb.1998,pp.27-32.

[76] J.F.Moreno., F.P.Hidalgo., And M.D Martinez.,’’ Realisation of tests to determine the parameters of the thermal model of an induction machine’’.IEE Proc.Electric.Power Appl.vol.148, N°5, September 2001, pp.393-397.

[77] A.DI Gérlando., And I.Vistoli.,’’Improved thermal modeling of Induction motors for design purposes’’.Vol.36.IEE EMD conf, 1993, pp.381-386.

[78] D.Staton.,’’ Solving the more difficult Aspects of Electrics motor thermal Analysis in small and medium size Industrial induction motors’’. IEEE Transactions on Industry Application, vol.20,Sept 2005, pp.620-628.

[79] ANSI/IEEE.,’’ IEEE Standard procedure for induction motors and generators,’’

[80] J.C Sabonnadière., J.L Coulomb.,’’ Calcul des champs électromagnétique’’ techniques de l’ingénieur, vol.D1, N°D3020, pp.1-20.

[81] Y.W. Kwon., H.Bang.,’’ The finite element method using Matlab’’.CRC Press LLC,1997.

[82] J.Driesen., R.Belmans., K.Hameyer.,’’ Finite element modeling of thermal contact resistances and insulation layers in electrical machines’’.Proc.IEEE, International Electric machines and Drives conference, May 1999, Seattle, Washington, USA,pp.222-224.

[83] J.Driesen., R.J.M.Belmans., K.Hameyer.,’’ Finite element modeling of thermal contact resistances and insulation layers in electrical machines’’. IEEE transactions on Magnetics, vol.37, N°1, pp. 15-19, January/February 2001.

[84] J.Driesen., R.Belmans., K.Hameyer.,’’ Adaptive relaxation algorithms for thermo-electromagnetic FEM problems’’. IEEE Transactions on Magnetics, vol. 35 , N°3, pp.1622-1625, May 1999.

[85] Yves Bertin, E.Videcoq, S.Thieblin, and D.Petit.,’’ Thermal behaviour of an electrical motor through a reduced model’’. IEEE, Transactions of energy conversion, 15(2):129-134, Mars 2000.

[86] R.Khaldi, ‘’ Etude expérimentale du comportement thermique du moteur asynchrone alimenté par convertisseur’’. Mémoire de magister, U.S.T.H.B. (Alger).. Dec 1996.

[87] F.P.Incorpora, D.P.de Witt, Fundamentals of heat and mass transfer, John Wiley & Sons Inc., New york (USA), 2$^{nd.}$.editions, 1985, 802 p.

Annexe A

ANNEXE A

A.1 Propriétés physique des principaux matériaux utilisés et caractéristiques de la machine étudiée

- **Résistivité électrique**

Cuivre : 1.724 10^{-8} Ω..m
Aluminium : 2.665 10^{-8} Ω..m
Fer : 9.71 10^{-8} Ω..m

- **Coefficient de température**

Cuivre : 3.93 10^{-8} °C^{-1}
Aluminium : 4.46 10^{-3} °C^{-1}
Fer : 5.2 à 6.2 10^{-3} °C^{-1}

Propriétés physiques des corps	masse volumique (Kg/m^3)	Chaleur massique (J/Kg.°C)	Conductivité thermique (W/m.°C)
Acier	7750-7865	460-486	40-75
Cuivre	8954	383	386
Aluminium	2707	896	204
Tôles Direction radiale Direction axiale	7750-7865 - -	460-486 - -	- 45-55 1.97
Fonte	7272	420	52
Vernis isolant	1200	1250	0.15-0.86

Tableau A.1 : Propriétés physiques des principaux corps à 20 °C [2,58].

Température (°C)	Masse volumique (Kg/m^3)	chaleur massique (J/Kg.°C)	Conductivité thermique (W/m.°C)	Viscosité dynamique (Kg/m.s)	Viscosité cinematique (m^2/s)	Diffusivité thermique (m^2/s)
0	1.2	1004	0.0242	171.10^{-7}	13.10^{-6}	19.10^{-6}
20	1.16	1006	0.0258	$184.\ 10^{-7}$	$15.8.\ 10^{-6}$	$22.\ 10^{-6}$
100	0.9	1011.5	0.0318	$218.\ 10^{-7}$	$29.\ 10^{-6}$	$34.\ 10^{-6}$
200	0.72	1026	0.0387	$260.\ 10^{-7}$	$34.\ 10^{-6}$	$51.\ 10^{-6}$

Tableau A.2 : Propriétés physiques de l'air sec en fonction de la température.

A.2 Dimensions géométriques de la machine

Composante	Valeur	Unités
Diamètre extérieur	153	mm
Diamètre intérieur	145	mm
Longueur axiale	192	mm
Nombres d'ailettes	40	-
Hauteur de l'ailette	20	mm
Distance entre deux ailettes	10	Mm

Tableau A.3 : Dimensions de la Carcasse

Composante	Valeur	Unités
Diamètre extérieur	145	mm
Diamètre intérieur	88.5	mm
Diamètre intérieur de la culasse	119.53	mm
Longueur axiale	110	mm
Nombres d'encoches	36	-
Section de l'encoche	70.4	mm^2
Epaisseur du caniveau d'encoche	0.225	mm
Nombres de brins actifs par encoche	64	-
Diamètre du conducteur nu	071	mm
Diamètre du conducteur isolé	0.753	mm
Section du cuivre dans l'encoche	25.34	mm^2
Epaisseur de l'entrefer	0.25	mm
Classe d'isolation	F	-

Tableau A.4 : Dimension du stator

Composante	Valeur	Unités
Diamètre extérieur	88	mm
Diamètre extérieur de la culasse	57.75	mm
Diamètre de l'arbre	37	mm
Longueur axiale	110	mm
Nombre d'encoches	28	-
Section de l'encoche	45.33	mm^2
Diamètre extérieur de l'anneau de court circuit	86.5	mm
Diamètre intérieur de l'anneau de court circuit	48	mm
Nombre d'ailettes à l'extrémité de l'anneau de court circuit	7	-

Tableau A.5 : Dimensions du rotor

A.3 Caractéristiques nominales de la machine

Toutes les données nous ont été communiquées par le constructeur ELECTRO-INDUSTRIES (EX ENEL-MEI-Azazga)

Caractéristiques	Valeurs	Units
Puissance utile	2.2	kW
Nombres de phases	3	-
Fréquence d'alimentation	50	Hz
Vitesse de rotation	1500	Tr/min
Glissement	4.66	%
Tension d'alimentation	380	V
Connexion des enroulements	Triangle (Δ)	-
Courant absorbé	5.2	A
Facteur de puissance	0.83	-
Rendement	78	%
Résistance d'une phase au stator à 20°C	7.63	Ω
Hauteur d'axe	100	mm
Couple nominal	15	N.m
Couple démarrage/Couple nominal	2.3	-
Couple Max/Couple nominal	2.6	-
Courant démmarage/Courant nominal	5.9	-

Tableau A.6 : Caractéristiques nominales de la machine étudiée

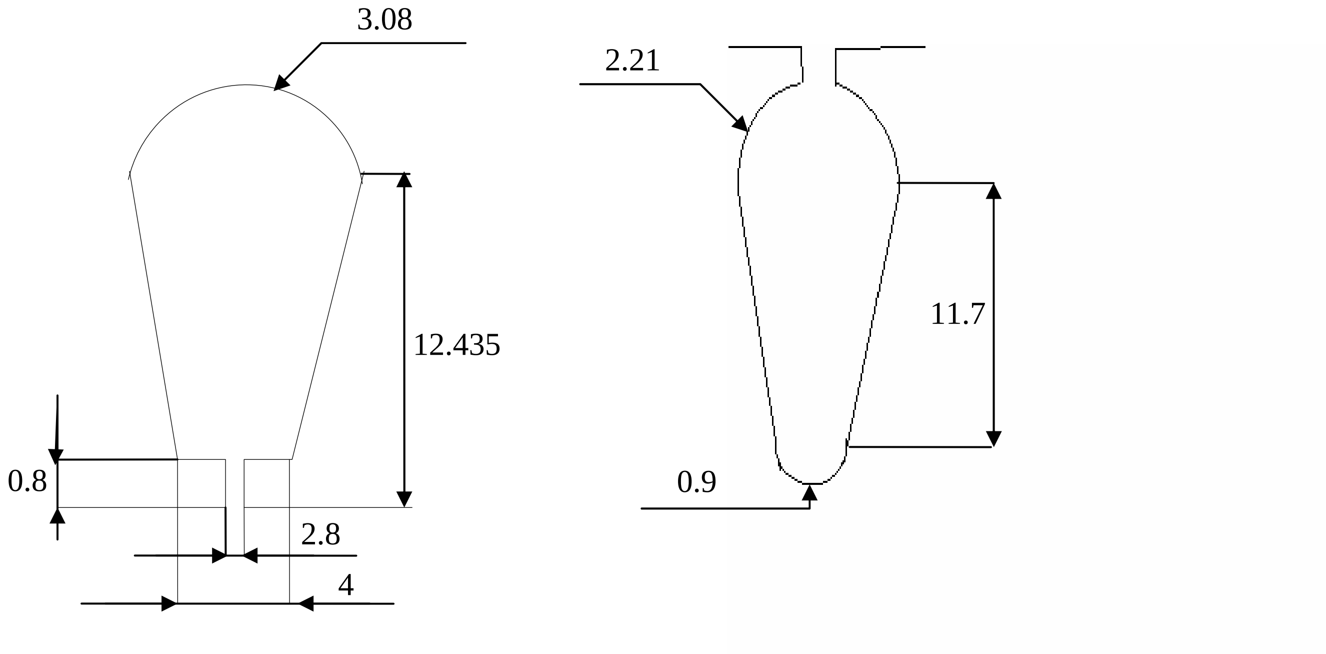


Fig.A.1 : Formes et dimensions des encoches

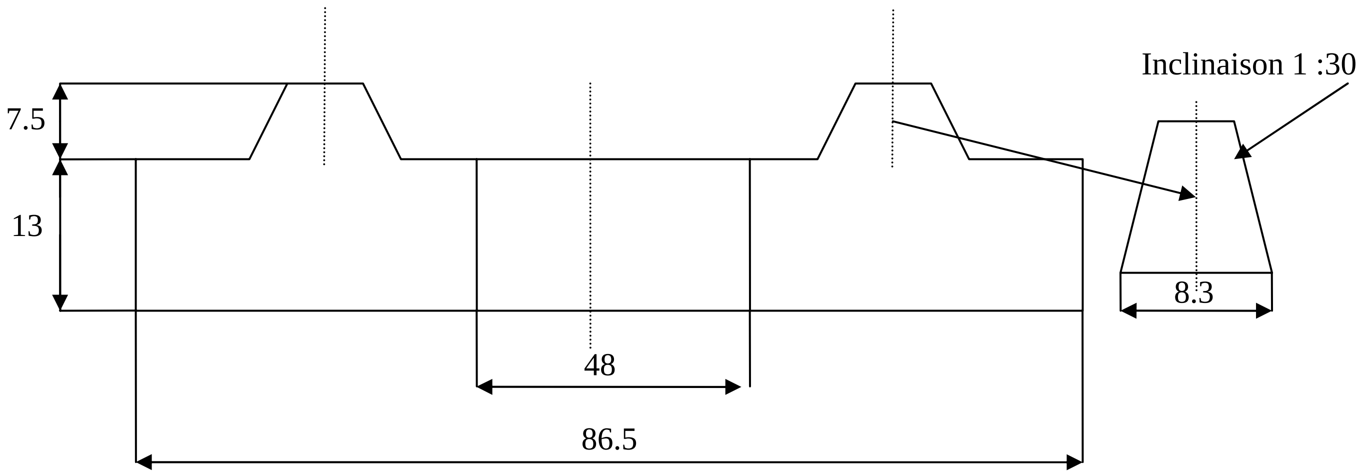


Fig.A.2 : Forme et dimensions de l'anneau de court circuit

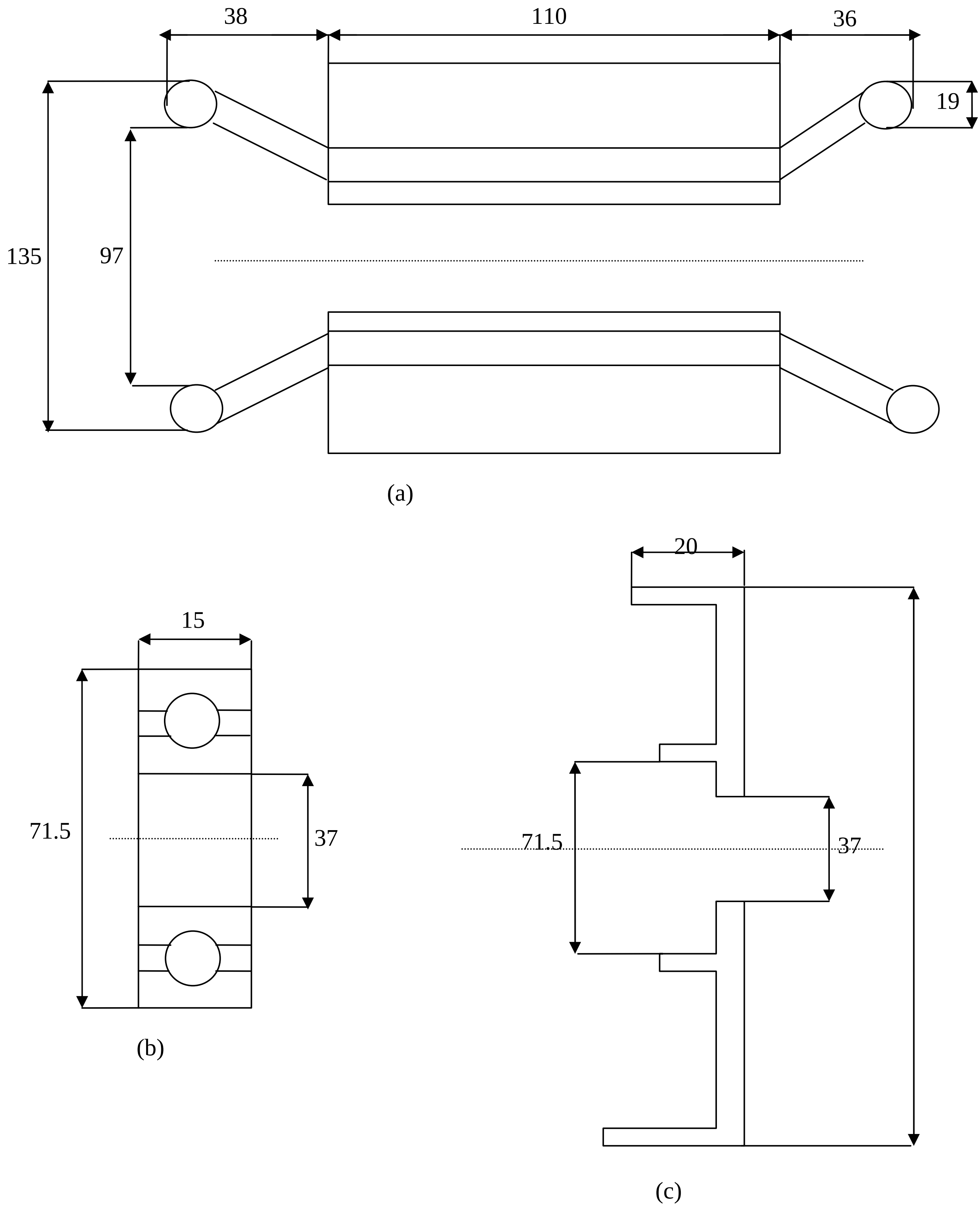


Fig.A.3 : Dimensions des extrémités de la machine
- *a- Têtes de bobines*
- *b- Roulement*
- *c- Flasque*

Annexe B

ANNEXE B

Théorie du circuit électrique équivalent

L'étude d'un moteur à induction peut être investigué par l'utilisation d'un circuit électrique équivalent montré dans la Fig.B.1.

En se référant à la Fig.B.1 les pertes totales par phase de la machine sont données à partir du circuit équivalent par :

$$P_{ph} = \frac{V_1^2}{C \cdot R_m} + \left(\frac{I_2}{C}\right)^2 \cdot C \cdot R_{\frac{S}{C}} \qquad \text{(B.1)}$$

$$R_{\frac{S}{C}} = R_1 + C \cdot R_2$$

$$X_{\frac{S}{C}} = X_1 + C \cdot X_2$$

$$C \approx 1 + \frac{X_1}{X_m}$$

Comme le montre la Fig.B.2 et en supposant que I_m est fortement réactif qui est généralement le cas pour les moteur à induction (X_m << R_m), on à alors.

$$\left(\frac{I_2}{C}\right)^2 = \left(I_1 \cos\beta\right)^2 + \left(I_1 \sin\beta - I_m\right)^2 \qquad \text{(B.2)}$$

Et de plus :

$$I_m = \frac{V_1}{C \cdot X_m} \qquad \text{(B.3)}$$

En substituant I_m dans l'équation (B.2), on aura :

$$\left(\frac{I_2}{C}\right)^2 = I_1^2 - \frac{2 \cdot V_1 \cdot I_1 \cdot \sin\beta}{C \cdot X_m} + \frac{V_1^2}{C \cdot X_m^2} \qquad \text{(B.4)}$$

Le terme $V_1 \cdot I_1 \cdot \sin\beta$, est la puissance réactive par phase qui peut être exprimée à partir du circuit équivalent comme :

$$V_1 \cdot I_1 \cdot \sin\beta = \frac{V_1^2}{C \cdot X_m} + C \cdot X_{\frac{S}{C}} \left(\frac{I_2}{C}\right)^2 \qquad \text{(B.5)}$$

En substituant celle-ci dans l'équation (B.4), on aura :

$$\left(\frac{I_2}{C}\right)^2 = \frac{X_m}{X_m + 2.X_{\frac{S}{C}}} \cdot I_1^2 - \frac{1}{C^2 \cdot X_m \cdot (X_m + 2.X_{\frac{S}{C}})} \cdot V_1^2 \tag{B.6}$$

En substituant $\frac{I_2}{C}$ dans l'équation (B.1), la puissance totale par phase peut être exprimée comme :

$$P_{ph} = \frac{V_1^2}{C \cdot R_m} - \frac{R_{\frac{S}{C}}}{C \cdot X_m (X_m + 2.X_{\frac{S}{C}})} \cdot V_1^2 + \frac{C \cdot R_{\frac{S}{C}} \cdot X_m}{X_m + 2.X_{\frac{S}{C}}} \cdot I_1^2 \tag{B.7}$$

L'équation (B.7), représente Les pertes totales par phase en incluant les pertes fer, les pertes Joule statorique et les Joule rotorique qui peuvent être départagées comme suit :

Les pertes Joule sttorique sont simplement données par :

$$P_{JS} = R_S \cdot I_1^2 \tag{B.8}$$

Les pertes Joule rotorique sont données par :

$$P_{JR} = \left(\frac{I_2}{C}\right)^2 \cdot C^2 \cdot R_2 = \frac{R_2}{X_m(X_m + 2.X_{\frac{S}{C}})} \cdot V_1^2 + \frac{C^2 \cdot R_2 \cdot X_m}{X_m + 2.X_{\frac{S}{C}}} . I_1^2 \tag{B.9}$$

Les pertes fer sont données par :

$$P_{Fer} = P_{Ph} - (P_{JS} + P_{JR})$$

$$= \frac{V_1^2}{C \cdot R_m} - \frac{R_1}{C \cdot X_m \cdot (X_m + 2.X_{\frac{S}{C}})} \cdot V_1^2 + \left(\frac{C \cdot X_m}{X_m + 2 \cdot X_{\frac{S}{C}}} - 1\right) \cdot R_1 \cdot I_1^2 \tag{B.10}$$

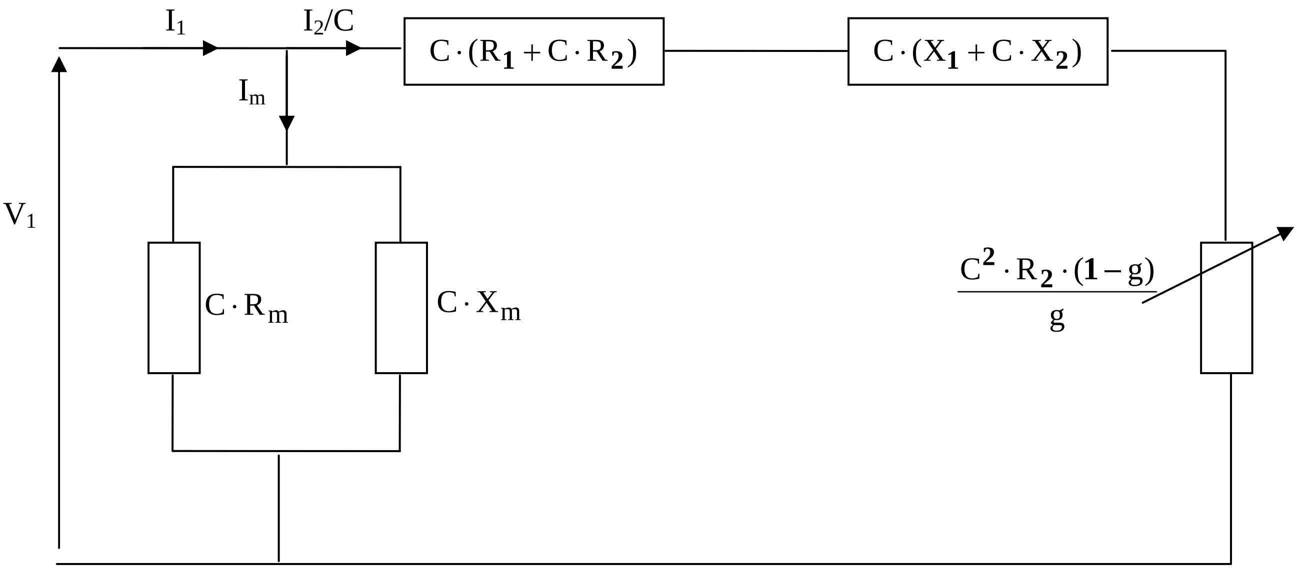


Fig.B.1 : Circuit électrique équivalent d'un moteur asynchrone

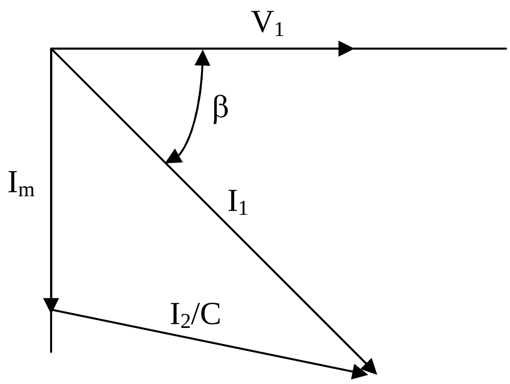


Fig.B.2 : Diagramme vectoriel du circuit équivalent

Résultats de l'essai à rotor bloqué.			Résultats de l'essai à vide			Perte mécanique
V (V)	I (A)	P (W)	V (V)	I (A)	P (W)	P (W)
68	2.5	390	380	3.59	328	19.5

Tableau B.1 : Résultats de l'essai à rotor bloqué et à vide.

Eléments	Grandeurs
Pertes Joule Statorique (W)	300
Pertes Joule rotorique (W)	122
Perte fer (W)	181
Perte mécanique (W)	19.5
Pertes supplémentaires (W)	14
Pertes totales (W)	636.5

Tableau B.2 : Différentes pertes du moteur à charge nominale.

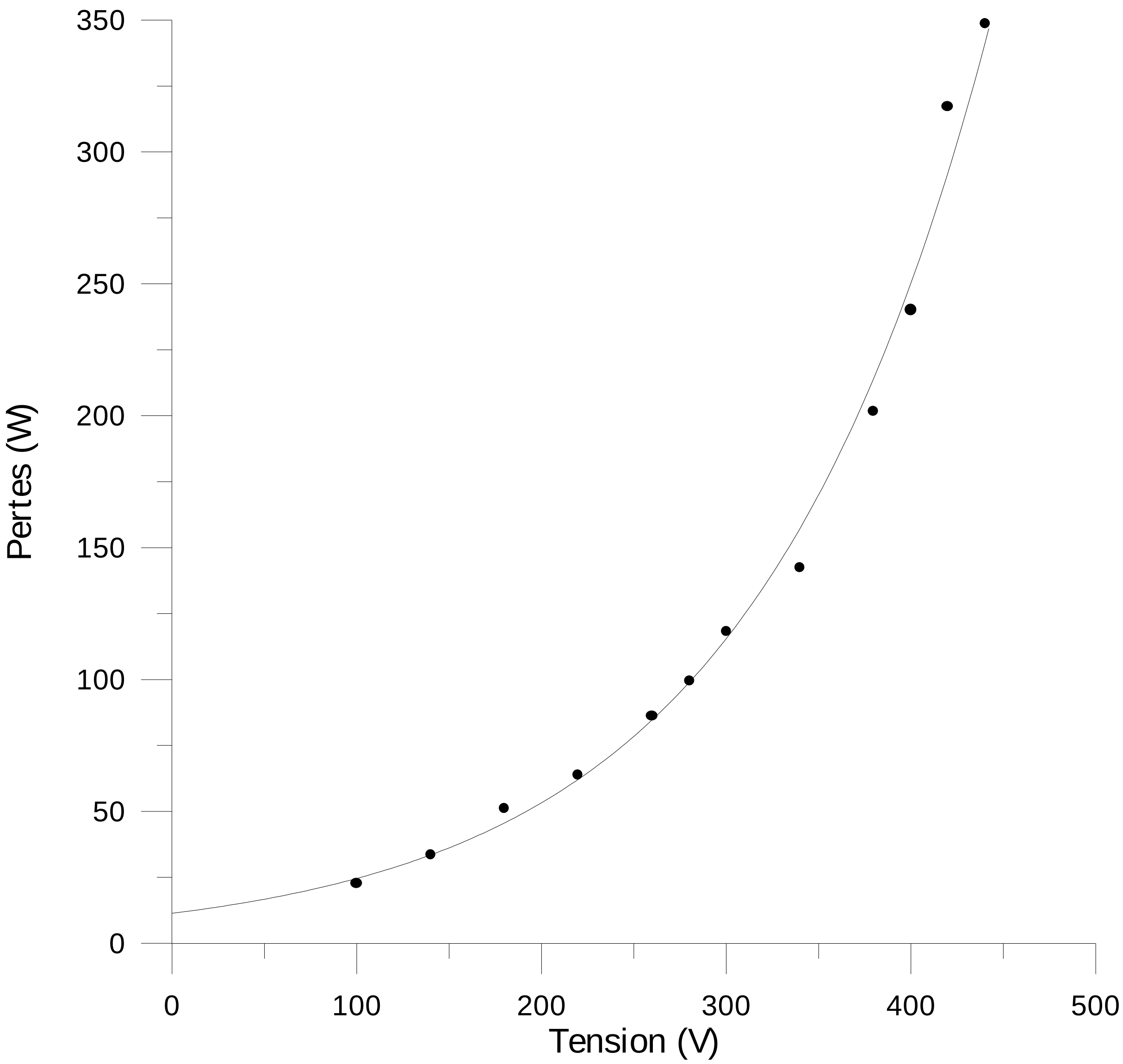


Fig.B.3 : Caractéristique à vide d'un moteur asynchrone de 2.2 kW