

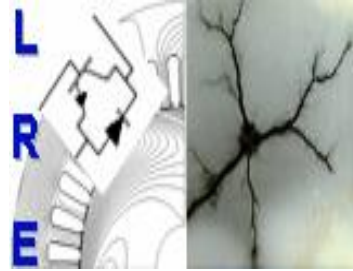
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Ecole Nationale Polytechnique



المدرسة الوطنية المتعددة التخصصات
Ecole Nationale Polytechnique



Département d'ELECTROTECHNIQUE

Laboratoire de Recherche en Electrotechnique

Mémoire de projet de fin d'études pour l'obtention du diplôme

D'Ingénieur d'Etat en Electrotechnique

Intitulé

ETUDE ELECTROMAGNETIQUE ET THERMIQUE DES MACHINES ELECTRIQUES

Présenté par

Mohammed AMOURA

Sous la direction de **Pr. K. BOUGHRARA**

Soutenu publiquement le 20 juin 2018

Membres du Jury

Président :	R. Ibtouen, Professeur à l'ENP
Rapporteur :	K. Boughrara, Professeur à l'ENP
Examineur :	L. Roubache, Doctorant à l'ENP

ENP 2018

Laboratoire de Recherche en Electrotechnique (LRE) - Ecole Nationale Polytechnique (ENP)
10, Avenue des Frères Oudek, Hassen Badi, BP. 182, 16200 El Harrach, Alger, Algérie

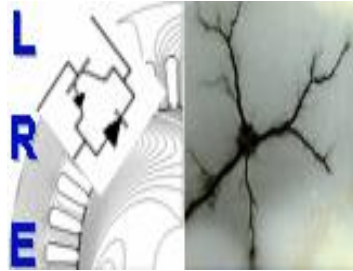
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Ecole Nationale Polytechnique



المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
Ecole Nationale Polytechnique



Département d'ELECTROTECHNIQUE

Laboratoire de Recherche en Electrotechnique

Mémoire de projet de fin d'études pour l'obtention du diplôme

D'Ingénieur d'Etat en Electrotechnique

Intitulé

ETUDE ELECTROMAGNETIQUE ET THERMIQUE DES MACHINES ELECTRIQUES

Présenté par

Mohammed AMOURA

Sous la direction de **Pr. K. BOUGHRARA**

Soutenu publiquement le 20 juin 2018

Membres du Jury

Président : R. Ibtouen, Professeur à l'ENP
Rapporteur : K. Boughrara, Professeur à l'ENP
Examineur : L. Roubache, Doctorant à l'ENP

ENP 2018

Laboratoire de Recherche en Electrotechnique (LRE) - Ecole Nationale Polytechnique (ENP)
10, Avenue des Frères Oudek, Hassen Badi, BP. 182, 16200 El Harrach, Alger, Algérie

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail tout particulièrement à ceux qui comptent le plus pour moi, ma mère et mon père, qui ont toujours été présents à mes côtés et qui m'ont toujours soutenu et encouragé dans chacune de mes entreprises. Que dieu les garde.

A mon frère, mes sœurs et ma belle-sœur qui ont toujours été présents quand j'avais besoin d'eux et qui m'ont beaucoup soutenu et aidé dans les moments les plus difficile de ma formation. Je leurs souhaite tout le bonheur du monde.

Au petits de la famille, mes neveux Anes-Abdeljalil et Mohammed-Nadjib. Que dieu les protège et les guide dans chacun de leurs pas. Puissent-ils apporter de la joie et du bonheur à leurs parents, leurs grands-parents et à toute leur famille.

A toute ma famille. Oncles, tantes, cousins et cousines. Surtout à ceux qui sont loin de nous. A ceux qui ne sont plus des nôtres, tout particulièrement mes deux grands-parents paternels et maternels. Je leurs dis : vous êtes et vous serez toujours présents dans nos pensées et nos cœurs. Puisse Dieu le Tout-Puissant leur accorder sa sainte miséricorde et les accueillir dans son vaste paradis.

Remerciements

Au terme de ce travail je tiens à remercier en premier lieu Dieu le Miséricordieux qui m'a donné la force d'achever ce travail.

Je tiens à remercier mon directeur de mémoire Pr. Kamel BOUGHRARA, pour la confiance qu'il m'a accordé en acceptant d'encadrer ce travail, pour ses multiples conseils et pour toutes les heures qu'il a consacrées à diriger ce travail.

Je souhaiterais également remercier Mr IBTIOUEN Rachid, professeur et chef de département d'électrotechnique de l'école nationale polytechnique. Nous avons eu l'honneur d'être parmi ses élèves et de bénéficier de son riche enseignement. Ses qualités pédagogiques et humaines sont pour nous un modèle, sa gentillesse, et sa disponibilité permanente ont toujours suscité notre admiration.

Je remercie vivement les membres du jury pour l'honneur qu'ils nous font en acceptant d'examiner mon travail

Je tiens à remercier mes camarades, mes amis et toutes les personnes qui m'ont soutenu d'une façon ou d'une autre.

Je ne saurais oublier mes enseignants de tous les niveaux qui ont contribué à ma formation, qu'ils voient dans ce travail mon humble hommage à leur égard.

يعتمد تصميم الماكينة على دورة التشغيل الخاصة بها. يتم تشغيل هذه الآلة الكهربائية مقابل عدة قيود. القيود الحرارية هي واحدة من أكثر القضايا تطلباً. بفضل الدراسة الكهرومغناطيسية التي تجعل من الممكن تقييم الخسائر التي تشكل مصادر الحرارة التي تحد من امكانياتها، يتم إجراء دراسة حرارية من أجل التنبؤ بدرجة الحرارة في الأجزاء المختلفة من الآلة الكهربائية. ويتعلق العمل المقدم في هذه الرسالة بتنفيذ منهجية دراسة حرارية تعتمد على تحليل الآلة الكهربائية إلى شبكة من المقاومة الحرارية التي تعتمد على نمط النقل الحراري المصادفة.

الكلمات المفتاحية

الات كهربائية، الكهرومغناطيسية، فقدان الطاقة، الحرارية، الانتقال الحراري بالحمل، الناقلية للحرارة، الشبكة الحرارية المكافئة.

Abstract

The design of the machine depends on its operating cycle. This electric machine is brought to operate against several constraints. Thermal constraints are one of the most demanding issues. Thanks to an electromagnetic study which makes it possible to evaluate the losses which constitute the heat sources limiting the operation, a thermal study is carried out in order to predict the temperature in the different parts of the electric machine. The work presented in this thesis concerns the implementation of a thermal study methodology based on the decomposition of the electrical machine into a network of thermal resistances that depend on the thermal transfer mode encountered.

Key words

Electrical machines, electromagnetic, power losses, thermal, convection, conduction, finite elements, Lumped parameter thermal model.

Résumé

La conception de la machine dépend de son cycle de fonctionnement. Cette machine électrique est amenée à opérer face à plusieurs contraintes. Les contraintes thermiques constituent une des problématiques les plus exigeantes. Grâce à une étude électromagnétique qui permet d'évaluer les pertes qui constituent les sources de chaleur limitant le fonctionnement, une étude thermique est réalisée dans le but de prédire la température dans les différentes parties de la machine électrique. Le travail présenté dans ce mémoire concerne la mise en œuvre d'une méthodologie d'étude thermique basée sur la décomposition de la machine électrique en réseau de résistances thermiques qui dépendent du mode de transfert thermique rencontré.

Mots clés

Machines électriques, électromagnétique, pertes de puissance, thermique, convection, conduction, éléments finis, circuit thermique équivalent.

SOMMAIRE

LISTE DE FIGURES

LISTE DE TABLEAUX

INTRODUCTION GENERALE	10
I.1. Introduction	12
I.2. Eléments constitutifs des machines électriques	12
I.2.1. Présentation de la machine asynchrone	12
I.2.1.1. Réalisation du stator	13
I.2.1.2. Réalisation du rotor	13
I.2.2. Présentation de la machine synchrone à aimants permanents	15
I.3. Pertes dans les machines électriques	16
I.3.1. Pertes fer	16
I.3.1.1. Pertes par hystérésis	16
I.3.1.2. Pertes par courants de Foucault	18
I.3.1.3. Pertes supplémentaires	18
I.3.2. Pertes joules	19
I.3.3. Pertes mécaniques	20
I.4. Contraintes liées à la construction des machines électriques	21
I.4.1. Contraintes thermiques	21
I.4.2. Contraintes électromagnétiques	22
I.4.3. Contraintes mécaniques	22
I.4.4. Contraintes environnementales	22
I.4.5. Autres contraintes	22
I.5. Transfert thermique dans les machines électriques	23
I.5.1. Mode de transfert thermique	23
I.5.1.1. Conduction	23
I.5.1.1.1. Conductivité thermique	24
I.5.1.2. Convection	25
I.5.1.2.1. Type de convection	26
I.5.1.2.1.1. Convection naturelle	26
I.5.1.2.1.2. Convection forcée	26
I.5.1.3. Rayonnement	26
I.5.2. Analyse thermique dans les machines électriques	27
I.5.3. Classes d'isolation	28
I.6. Conclusion	29
II.1. Introduction	30
II.2. Modélisation électromagnétique des machines électriques par éléments finis	30
II.2.1. Equations générales de Maxwell	30
II.2.2. Modèles magnétiques	31
II.2.2.1. Modèle magnétostatique	31
II.2.2.1.1. Modèle magnétostatique scalaire	31
II.2.2.1.2. Modèle magnétostatique vectorielle	32
II.2.2.2. Mode magnétodynamique	32
II.2.3. Méthode des éléments finis	33
II.3. Modélisation thermique des machines électriques	33
II.3.1. Méthode des éléments finis	35

II.3.2.	Méthode du circuit thermique équivalent ou méthode Nodale	36
II.3.2.1.	Analogie thermique électrique	36
II.3.2.2.	Description du modèle	37
II.4.	Conclusion	40
III.1.	Introduction	42
III.2.	Etude électromagnétique et thermique de la machine asynchrone	42
III.2.1.	Simulation électromagnétique de la machine asynchrone par éléments finis	42
III.2.1.1.	Paramètres de la machine étudiée	42
III.2.1.2.	Description géométrique et maillage du moteur	43
III.2.1.3.	Description physique	43
III.2.1.4.	Résolution du modèle	44
III.2.2.	Simulation du transfert thermique	46
III.2.2.1.	Description physique	46
III.2.2.2.	Exploitation de la méthode des éléments finis	47
III.2.2.2.1.	Variation de la conductivité thermique	48
III.2.2.2.2.	Variation du coefficient d'échange thermique par convection	49
III.2.2.3.	Méthode du circuit thermique équivalent	52
III.2.2.3.1.	Variation de la conductivité thermique	53
III.2.2.3.2.	Variation du coefficient d'échange thermique par convection	55
III.2.2.4.	Validation des résultats	58
III.3.	Etude électromagnétique et thermique de la machine synchrone à aimants permanents en surface	60
III.3.1.	Détermination des pertes magnétiques par éléments finis	60
III.3.1.1.	Paramètres de la machine étudiée	60
III.3.1.2.	Description géométrique et maillage du moteur	60
III.3.1.3.	Description physique	61
III.3.1.4.	Résolution par éléments finis de l'application physique	62
III.3.1.4.1.	Cartographie du champ	62
III.3.1.4.2.	Calcul du couple mécanique et de la puissance mécanique	63
III.3.1.4.3.	Calcul des pertes Joule	63
III.3.1.4.4.	Pertes fer	63
III.3.1.4.5.	Pertes au niveau de l'aimant permanent	65
III.3.1.5.	Table des puissances	65
III.3.2.	Simulation du comportement thermique	65
III.3.2.1.	Description physique	66
III.3.2.2.	Exploitation de la méthode des éléments finis	66
III.3.2.2.1.	Discussion des résultats	67
III.3.2.2.1.1.	Variation de la conductivité thermique d'encoche	67
III.3.2.2.1.2.	Variation du coefficient d'échange thermique par convection	67
III.3.2.3.	Exploitation de la méthode du circuit thermique équivalent	70
III.3.2.3.1.	Variation de la conductivité thermique d'encoche	70
III.3.2.3.2.	Variation du coefficient d'échange thermique par convection	71
III.3.2.4.	Validation des résultats	75
III.4.	Conclusion	75
	CONCLUSION GENERALE	77
	REFERENCES	79

LISTE DE FIGURES

CHAPITRE I : GENERALITES SUR LES MACHINES ELECTRIQUES

Figure I. 1 : Stator d'une machine triphasée.....	13
Figure I. 2 : Stator feuilleté sans les bobinages	13
Figure I. 3 : Quelques topologies du rotor de la machine asynchrone.....	14
Figure I. 4 : Rotor de la machine synchrone à aimants.....	15
Figure I. 5 : Cycle d'hystérésis d'un matériau magnétique.....	17
Figure I. 6 : Carte générale d'échange thermique d'un moteur asynchrone à cage	28

CHAPITRE II : MODELISATION ELECTROMAGNETIQUE ET THERMIQUE DES MACHINES

ELECTRIQUES

Figure II. 1: Analyse électromagnétique	34
Figure II. 2: Analyse thermique en régime permanent	34
Figure II. 3: Couplage multi physique en analyse thermique	35
Figure II. 4: Etapes de modélisation par éléments finis	36
Figure II. 5: Maillage du stator avec éléments thermiques quadrilatéraux.....	37
Figure II. 6: Réseau thermique à neuf nœuds	38
Figure II. 7: Mise en évidence de la convection.....	40

CHAPITRE III : Exploitation de la méthode Nodale pour la prédiction du transfert

thermique dans les machines électriques

Figure III. 1: Géométrie de la machine.	43
Figure III. 2 : Maillage de la machine	43
Figure III. 3: Caractéristiques B(H) du matériau magnétique flu_steel_1010_xc10.....	44
Figure III. 4: Distribution de l'induction magnétique.....	44
Figure III. 5: Répartition des lignes du potentiel vecteur.	45
Figure III. 6: Distribution volumique des pertes Joule dans les barres rotoriques	45
Figure III. 7: Distribution volumique des pertes fer statoriques	46
Figure III. 8 : Conditions au limites	47
Figure III. 9: Influence de la conductivité thermique d'entrefer sur la température $a K = 0.03 Wm - 1K - 1, b K = 0.3 Wm - 1K - 1, c K = 3 Wm - 1K - 1, d K = 30 Wm - 1K - 1$	48
Figure III. 10: Influence de la conductivité thermique d'entrefer sur la distribution de la température (a) barre, (b) encoche	49
Figure III. 11: Influence de la conductivité thermique d'encoche sur la température $a K = 1.73 Wm - 1K - 1, b K = 394 Wm - 1K - 1$	49
Figure III. 12: Influence des valeurs des coefficients convectifs sur la température du moteur $a hr = 20 W.m - 2K - 1, hs = 20 W.m - 2K - 1, b hr = 80 W.m - 2K - 1, hs = 80 W.m - 2K - 1, c hr = 20 W.m - 2K - 1, hs = 80 W.m - 2K - 1, d hr = 80 W.m - 2K - 1, hs = 20 W.m - 2K - 1$	50
Figure III. 13: Variation de la température en fonction du coefficient d'échange statorique (a) barre, (b) encoche.....	51
Figure III. 14: Variation de la température en fonction du coefficient convectif d'échange rotorique (a) barre, (b) encoche	51
Figure III. 15: Variation de la température dans les différentes parties de la machine pour $hs = hr = 80 W.m - 2K - 1$ et $K = 0.3 Wm - 1K - 1$ (a) barre, (b) encoche, (c) rotor, (d) entrefer, (e) stator.	52
Figure III. 16: Effet de la conductivité thermique d'entrefer sur les différentes parties de la machine(a) barre, (b) encoche, (c) rotor, (d) entrefer, (e) stator.....	53
Figure III. 17: Influence de la conductivité thermique d'entrefer sur la distribution de la température (a) barre, (b) encoche	54

Figure III. 18: Effet de la conductivité thermique de l'encoche sur les différentes parties de la machine(a) barre, (b) encoche, (c) rotor,(d) entrefer, (e) stator.	55
Figure III. 19: Variations des températures dans les différentes parties de la machine en fonction du coefficient d'échange par convection statorique avec $hr = 80 W.m - 2K - 1$, (a) barre, (b) encoche, (c) rotor,(d) entrefer, (e) stator.....	56
Figure III. 20: Variations des températures dans les différentes parties de la machine en fonction du coefficient d'échange convectif rotorique avec $hs = 80 W.m - 2K - 1$, (a) barre, (b) encoche, (c) rotor, (d) entrefer, (e) stator.	57
Figure III. 21: Variation de la température en fonction du coefficient d'échange statorique (a) barre, (b) encoche.....	57
Figure III. 22: Variation de la température en fonction du coefficient d'échange convectif rotorique (a) barre, (b) encoche	58
Figure III. 23: Validation des résultats (a) barre, (b) encoche	59
Figure III. 24 : Géométrie de la machine synchrone	61
Figure III. 25 : Maillage de la machine	61
Figure III. 26 : Caractéristique B(H) du matériau magnétique	62
Figure III. 27 : Distribution de l'induction magnétique dans la machine.	62
Figure III. 28 : Répartition des lignes du champ magnétique.....	62
Figure III. 29 : Puissance mécanique développée.....	63
Figure III. 30 : Couple électromagnétique	63
Figure III. 31 : Courant stator de la phase 1.	63
Figure III. 32 : Pertes Joule de la phase 1.	63
Figure III. 33 : Pertes fer (a) modèle de BERTTOTTI, (b) modèle LS	64
Figure III. 34 : Pertes Joule dans un aimant permanent.	65
Figure III. 35 : Conditions aux limites.....	66
Figure III. 36: Influence de la conductivité thermique d'encoche sur la température $a K = 1.73 Wm - 1K - 1, bK = 394 Wm - 1K - 1$	67
Figure III. 37 : Influence des valeurs des coefficients convectifs sur la température de la machine $a h = 1200 W.m - 2K - 1, b h = 800 W.m - 2K - 1, c h = 400 W.m - 2K - 1,$	68
Figure III. 38 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur la température de la machine, $a h = 1200 W.m - 2K - 1, b h = 800 W.m - 2K - 1,$	68
Figure III. 39 : Variation de la température en fonction du coefficient convectif (a) aimant, (b) encoche.	70
Figure III. 40: Effet de la conductivité thermique de l'encoche sur les différentes parties de la machine(a) rotor, (b) aimant, (c) entrefer,(d)encoche, (e) stator.	71
Figure III. 41 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur le stator, $a h = 100 W.m - 2K - 1, b h = 1200 W.m - 2K - 1,$	71
Figure III. 42 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur le rotor, $a h = 100 W.m - 2K - 1, b h = 1200 W.m - 2K - 1$	72
Figure III. 43 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur l'entrefer, $a h = 100 W.m - 2K - 1, b h = 1200 W.m - 2K - 1$	72
Figure III. 44 : Influence des valeurs de coefficient convectif sur l'encoche statorique, $a h = 100 W.m - 2K - 1, b h = 1200 W.m - 2K - 1$	73
Figure III. 45 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur l'aimant permanent, $a h = 100 W.m - 2K - 1, b h = 1200 W.m - 2K - 1$	73
Figure III. 46 : Variation de la température en fonction du coefficient convectif, (a) aimant, (b) encoche statorique.....	75
Figure III. 47 : Comparaison des résultats obtenus par la méthode du circuit thermique équivalent et la méthode des éléments finis au centre de (a) aimant, (b) encoche statorique	75

LISTE DE TABLEAUX

CHAPITRE I : GENERALITE SUR LES MACHINES ELECTRIQUES

Tableau I. 1 : Pertes supplémentaires dans différents types de machines	19
Tableau I. 2 : Influence de différents facteurs sur les propriétés des tôles des circuits magnétiques.....	19
Tableau I. 3: Propriétés thermiques des principaux constituants d'une machine électrique	25

CHAPITRE II : MODELISATION ELECTROMAGNETIQUE ET THERMIQUE DES MACHINES

ELECTRIQUES

Tableau II. 1 : Similitude entre la thermique et l'électricité	37
--	----

CHAPITRE III : Exploitation de la méthode Nodale pour la prédiction du transfert thermique dans les machines électriques

Tableau III. 1 : Caractéristiques de la machine asynchrone.....	42
Tableau III. 2 : Qualité du maillage	43
Tableau III. 3: Conductivités thermiques des différents matériaux utilisés	46
Tableau III. 4: Valeurs maximales et minimales de la température avec $k=0.03 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$	50
Tableau III. 5 : Valeurs maximales et minimales de la température pour $k=0.03 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$	55
Tableau III. 6 : Caractéristiques de la machine synchrone à aimants en surface.....	60
Tableau III. 7 : Bilan de puissances.....	65
Tableau III. 8 : Conductivités thermiques des différents matériaux utilisés	66
Tableau III. 9 : Valeurs maximales et minimales de la température en fonction de h.	69
Tableau III. 10 : Valeurs maximales et minimales de la température pour différentes valeurs du coefficient convectif.	74

Introduction générale

Dans les dispositifs électromécaniques, l'effet du champ électrique et/ou magnétique détermine le fonctionnement des machines tournantes. La modélisation et la simulation des machines électriques a fait l'objet de nombreux travaux, que ce soit dans le but de conception, de la commande ou du diagnostic. L'étude de la machine électrique nécessite la connaissance du champ électromagnétique qui est déterminé par la résolution des équations de Maxwell qui peuvent être résolues avec une méthode d'analyse numérique, or la méthode la plus utilisée et la mieux adaptée aux problèmes d'électromagnétisme rencontrés en génie électrique, est la méthode des éléments finis qui est largement utilisée sous différents types de logiciels [1]-[5].

Les applications de hautes performances qui représentent un défi technologique tels que les véhicules électriques hybrides, les avions tout électrique, les trains à grande vitesse et l'aérospatial requièrent l'utilisation des machines électriques dans des situations dites critiques, où la machine est soumise à des contraintes d'utilisation sévères. Nous pouvons constater que la contrainte thermique est celle qui est liée à presque toutes les autres contraintes. En effet l'aspect thermique des machines électriques a un grand intérêt dans le domaine scientifique [6].

Les actionneurs électriques doivent se conformer aux contraintes thermiques pour assurer et conserver un rendement optimum. Les matériaux magnétiques utilisés dans les tôles des machines électriques sont particulièrement mis en jeu. En effet, les températures élevées causent des dégradations dans les propriétés magnétiques de ces matériaux [7].

Cependant l'analyse thermique des machines électriques a reçu dans le passé moins d'attention que l'analyse électromagnétique. Les concepteurs de moteurs ont seulement traité superficiellement l'aspect de conception, en spécifiant les limites de la densité de courant dans les bobines ou de la densité du flux magnétique dans les noyaux magnétiques, ou les limites de certaines variables de dimensionnement. Avec les exigences croissantes pour les dimensions et la réduction des coûts, ainsi qu'avec l'impératif d'exploiter pleinement les nouvelles topologies et matériaux, il devient plus intéressant d'analyser le comportement thermique des machines dans la même mesure que la conception électromagnétique [6].

Le travail présenté dans ce mémoire détaille une étude magnétique et thermique d'une machine asynchrone à cage et une machine synchrone à aimants permanents montés sur la surface du rotor. Il s'articule autour de trois chapitres.

Nous présentons dans le premier chapitre des généralités sur les machines électriques, où nous exposons brièvement les deux types de machines étudiées ; nous détaillons aussi les pertes magnétiques ainsi que les contraintes liées à la construction des machines électriques et enfin le transfert thermique au sein des machines.

La seconde partie de ce mémoire concerne en premier lieu la modélisation électromagnétique des machines électriques par éléments finis en utilisant le logiciel Flux2d dans le but de déterminer les différentes pertes magnétiques grâce à la résolution des équations de Maxwell. En second lieu, nous présentons la modélisation thermique des machines électriques en utilisant la méthode semi-analytique du circuit thermique équivalent (la méthode nodale) [9]-[11]. Dans cette partie nous montrerons comment réaliser un maillage par des résistances thermiques pour déterminer la matrice des conductances et le vecteur des pertes magnétiques et comment le transfert par convection est introduit dans le système d'équations. Nous présentons aussi dans ce chapitre la méthode des éléments finis appliquée au calcul thermique qui nous permettra de valider les résultats du modèle semi-analytique par réseau de résistances thermiques [11,7] .

Dans le dernier chapitre, nous exploitons la méthode du circuit thermique équivalent pour déterminer le transfert de chaleur dans une machine asynchrone à cage et une machine synchrone à aimants permanents montés sur la surface du rotor. Dans cette partie, nous donnons les résultats du calcul des pertes magnétiques par le logiciel Flux2d pour les deux machines étudiées qui représentent les sources de chaleur pour le modèle thermique semi-analytique. Les résultats obtenus par ce dernier seront comparés à ceux obtenus par éléments finis. Une étude paramétrique sera effectuée en utilisant la méthode du réseau de résistances thermiques sur les deux machines pour voir l'effet du refroidissement sur la distribution de la température dans les deux machines étudiées.

Chapitre I : Généralités sur les machines électriques

I.1. Introduction

Les machines électriques sont constituées d'un circuit magnétique ferromagnétique, de conducteurs électriques en cuivre ou aluminium et des isolants. La conception du circuit magnétique et les conducteurs électriques permet de définir les performances électromagnétiques des machines électriques et leurs puissances que peuvent développer. Cependant, le système d'isolation permet d'isoler les conducteurs électriques du circuit magnétique sans pour autant améliorer les performances de la machine. Le système d'isolation augmente le volume de la machine sans augmenter la puissance délivrée. Néanmoins, il est nécessaire d'avoir ce système d'isolation pour éviter le court-circuit et les défauts d'isolement. La majorité des défauts dans les machines électriques sont liés aux défauts dans les isolants. Dans ce chapitre, nous présentons des généralités sur les machines électriques concernant leur constitution, les différentes pertes de puissance, les contraintes rencontrées à leur réalisation et nous terminons par le transfert thermique y compris les modes de transfert thermique et les classes d'isolation caractérisant les machines électriques.

I.2. Eléments constitutifs des machines électriques

Pratiquement toutes les machines électriques qui transforment l'une en l'autre les énergies mécanique et électrique sont des machines tournantes qui comportent presque toujours un organe fixe dénommé stator et un organe mobile dénommé rotor. Ces deux organes sont séparés par un entrefer, dont le rôle essentiel, comme on le verra par la suite, n'est pas uniquement de permettre la rotation du rotor par rapport au stator.

D'autre part, dans toute machine électrique quelle qu'elle soit, on pourra toujours distinguer un organe destiné à créer le flux magnétique et que l'on désignera pour cette raison sous le nom "d'inducteur" et un organe portant les conducteurs qui sont le siège de forces électromotrices sous l'effet des phénomènes d'induction et que l'on désigne par le nom "d'induit".

Le flux créé par l'inducteur peut être dû à la présence d'aimants permanents ou à des conducteurs parcourus par des courants et disposés sur l'organe inducteur de la machine. Les lignes de force de ce flux se referment à travers un circuit fermé dit circuit magnétique, qui concerne l'inducteur et l'induit et qui traverse l'entrefer [12].

I.2.1. Présentation de la machine asynchrone

La machine se compose de deux pièces principales, comme il est déjà mentionné précédemment :

- le stator qui est une pièce construite en matériau ferromagnétique, servant de support et incluant un bobinage relié au réseau ou à un variateur de vitesse.
- le rotor qui est un cylindre en matériau ferromagnétique relié au stator par des paliers. Il comporte un enroulement constitué de conducteurs en court-circuit parcourus par des courants induits par le champ magnétique créé par les courants statoriques. C'est la

principale différence avec une machine synchrone, laquelle a un rotor avec un champ magnétique provenant d'aimants permanents ou de bobines alimentées en courant continu.

Cette machine peut, selon sa construction, être alimentée par un réseau monophasé ou polyphasé (généralement triphasé car c'est celui de la distribution).

La machine asynchrone est la machine électrique la plus utilisée dans le domaine des puissances supérieures à quelques kilowatts car elle offre alors le meilleur rapport qualité prix, surtout depuis l'apparition dans les années 1970 de variateurs permettant de faire varier la fréquence de rotation de la machine dans une large gamme [13].

Bien que réversible, la machine asynchrone est principalement (mais pas exclusivement) utilisée en moteur.

I.2.1.1. Réalisation du stator

Il est constitué d'un cylindre ferromagnétique entaillé d'encoches permettant d'y loger les bobinages. Ce cylindre est constitué d'un empilement de plaques de tôles feuilletées afin de limiter les courants de Foucault.

Il est courant de réaliser une protection supplémentaire contre les échauffements anormaux des bobinages en plaçant au cœur de ceux-ci soit un disjoncteur thermique, soit un capteur de température, et ceci afin de couper l'alimentation électrique en cas de dépassement d'un seuil déterminé de température.

Afin de réaliser le branchement de la machine au réseau, toutes les connexions sont regroupées dans un boîtier, généralement appelé par les électriciens, plaque à bornes. On y retrouve donc six connexions pour les enroulements statoriques, plus éventuellement celles du capteur de température [14].



Figure I. 1 : Stator d'une machine triphasée



Figure I. 2 : Stator feuilleté sans les bobinages

I.2.1.2. Réalisation du rotor

On peut distinguer quatre types de rotor [14] :

- **À cage** : (rotor en court-circuit) : c'est le plus fréquent. Ce type de rotor a été inventé par Michail Ossip Owitsch Doliwo-Dobrowolski au début des années 1890. Ces rotors sont constitués de tôles ferromagnétiques et de barres conductrices régulièrement réparties à la périphérie du rotor. Les barres sont reliées entre elles par deux anneaux de court-circuit (voir figures ci-dessous). Les tôles ferromagnétiques servent à guider les lignes de champ tandis que les barres accueillent les courants induits. Pour les machines de faible puissance, les rotors sont réalisés à partir d'un empilement de tôles découpées et isolées les unes des autres (feuilletage) dans lesquelles on injecte un matériau conducteur de manière à

constituer les barres ainsi que les anneaux de court-circuit. Pour les machines de forte puissance, les barres sont insérées dans le rotor puis les anneaux de court-circuit sont soudés ou brasés aux barres. Le matériau constituant les barres et les anneaux de court-circuit est généralement un alliage à base d'aluminium, mais on peut aussi rencontrer du cuivre ou du laiton. En général, les barres sont légèrement inclinées suivant l'axe du rotor afin que le nombre de barres présentes sous une phase statorique soit constant quelle que soit la position du rotor. C'est cette inclinaison des encoches qui donne à l'ensemble barres plus anneaux de court-circuit la forme d'une cage d'écureuil déformée.

- **à double cage** : le rotor est construit suivant le principe du rotor à cage simple, mais avec deux cages électriquement indépendantes. Une cage externe à la périphérie du rotor est composée de matériaux résistifs (laiton, bronze) et possède une faible dispersion magnétique. Une cage interne en cuivre possédant une résistivité plus faible et une dispersion magnétique importante. La cage externe, surtout active au démarrage, permet d'obtenir un couple plus important dans cette phase de fonctionnement, tandis qu'au régime nominal la cage interne permet de retrouver les caractéristiques d'un rotor à simple cage.
- **à double encoche ou à encoches profondes** : ce sont des rotors à cage qui utilisent l'effet de peau dans les conducteurs afin de faire varier la résistance du rotor en fonction de la vitesse de fonctionnement de la machine. L'effet de peau est un phénomène électromagnétique qui fait que plus la fréquence des courants augmentent, plus le courant a tendance à ne circuler qu'en surface des conducteurs. Ainsi, au démarrage, la fréquence des courants rotoriques est égale à celle de l'alimentation et le courant n'utilise que la partie supérieure de la barre. Puis, au fur et à mesure que la vitesse de rotation du rotor augmente, la fréquence des courants rotoriques diminue et le courant utilise une surface de plus en plus importante des barres. Ces topologies de rotor permettent un démarrage avec un couple plus important lorsque la machine est alimentée par une source de tension fixe (sans variateur).
- **à bague** : le rotor d'une machine à bague est constitué de trois bobines (on parle aussi de rotor bobiné). Chaque bobine est reliée à une bague. Les bagues permettent d'avoir une liaison électrique avec les bobines du rotor. Ce type de rotor a été conçu pour permettre la variation de résistance du rotor en insérant des résistances en série avec les bobines afin de réaliser un démarrage rotorique. Ce dispositif a ensuite permis la variation de vitesse avec un rendement acceptable au moyen d'un procédé appelé cascade hypo synchrone. Le coût élevé et l'apparition des variateurs de fréquence a rendu obsolète ce type de machine.



-a- structure d'un rotor en cage d'écureuil



-b- rotor en cage d'écureuil



-c- coupe d'un rotor à cage à encoches profondes



-d- tôle utilisée pour la réalisation d'une cage à double encoche

Figure I. 3 : Quelques topologies du rotor de la machine asynchrone

I.2.2. Présentation de la machine synchrone à aimants permanents

Les machines synchrones à aimants permanents se composent d'un stator, identique au stator de la machine asynchrone déjà présenté avant, comportant un bobinage qui est alimenté en triphasé et produit un champ magnétique tournant à la fréquence d'alimentation, et d'un rotor où le champ magnétique est produit par des aimants permanents.

Les moteurs à aimants permanents peuvent accepter des courants de surcharge importants pour démarrer rapidement. Associés à des variateurs de vitesse électronique, ils trouvent leur place dans certaines applications de motorisation d'ascenseurs lorsque l'on cherche une certaine compacité et une accélération rapide (immeuble de grande hauteur par exemple).

L'excitation, dans ce cas, est créée par les aimants permanents. Le couple instantané dans n'importe quelle configuration de machine à aimants est la somme de trois couples élémentaires : le couple réluctant, le couple hybride et le couple de détente [15].



Figure I. 4 : Rotor de la machine synchrone à aimants

Il existe quatre catégories de machines synchrones à aimants permanents du point de vue construction mécanique [16] :

- machines synchrones à aimants permanents montés en surface (MSAPS) : Cette structure est la plus simple à construire parce que des aimants permanents à aimantation radiale sont disposés directement sur la périphérie du rotor. Les aimants ont généralement une forme de tuile et sont collés sur une culasse cylindrique. Cette structure de machine rentre dans la catégorie des machines à pôles lisses.
- machines synchrones à aimants permanents insérés (MSAPI) : A partir de la structure précédente, on entaille des logements pour insérer les aimants permanents dans le rotor afin de faciliter l'assemblage mécanique. Les parties de fer entre les aimants permanents sont des espaces inter-polaires qui rajoutent de la saillance. Toutefois, les caractéristiques de cette structure restent fondamentalement proches de la MSAPS.
- machines synchrones à aimants permanents chapeautés (MSAPC) : Cette structure est déduite de celles avec des aimants permanents montés en surface. On place sur les aimants des pièces polaires généralement en acier doux. La combinaison des aimants et des pièces polaires crée une anisotropie du rotor et rajoute une saillance. Les pièces polaires permettent de contrôler la forme de la force électromotrice au stator en agissant sur le profil de la pièce.
- machines synchrones à aimants permanents enterrés (MSAPE) : Le principe de cette structure est d'augmenter l'induction magnétique dans l'entrefer par rapport à

l'induction rémanente des aimants permanents. En fait, les pièces polaires canalisent le flux généré par les aimants permanents à aimantation tangentielle dont la surface latérale est supérieure à la demi-surface de la pièce polaire prise au niveau de l'entrefer.

I.3. Pertes dans les machines électriques

I.3.1. Pertes fer

Il est nécessaire pour les concepteurs de machines électriques d'être capable de prédire avec précision les pertes fer, en particulier dans le développement de moteurs et de générateurs électriques haut de gamme. Ainsi, le sujet de la prédiction des pertes fer dans les machines électriques est toujours intensément recherchée. Le premier modèle de pertes fer largement accepté était le Steinmetz modèle qui est composé de deux coefficients constants [17]. Plus tard, Bertotti a introduit un modèle à trois coefficients constants qui est devenu l'un des modèles largement acceptés [18]. Ce modèle, dont les pertes fer sont séparées en trois parties : perte d'hystérésis, perte de courant de Foucault et perte excessive, représente une amélioration par rapport à l'original. Plus récemment, il y a eu l'introduction de modèles avec deux et trois variables [19-20]. Cependant en raison de la nature complexe du problème, de la précision et de la gamme de l'application de tous les modèles de pertes fer, l'erreur accumulée dans le processus de calcul des pertes fer peut, dans certains cas, atteindre jusqu'à 30% [19]. À ce jour, la recherche continue pour développer des modèles qui peuvent raisonnablement prédire les pertes fer à travers une large gamme de machines [21].

Une des demandes lors de l'étude des pertes fer est le besoin de résultats de mesure et de données techniques des matériaux utilisés. Les données nécessaires dépendent du modèle de pertes fer utilisé. Mais même si l'on se concentre sur le même type de catalogue de tôles d'acier électriques, les pertes fer varieront en réalité en raison des effets non isotropes, des différents composites d'alliage et de la contamination au cours du processus de fabrication.

Plus d'attention devrait être accordée aux influences qui se produisent pendant le processus de fabrication du circuit magnétique d'une machine électrique. Même si les modèles analytiques présentés donnent des résultats plus ou moins raisonnables et des données de mesure des pertes (typiquement obtenues par des mesures de trames Epstein), la précision peut être considérablement réduite en ce qui concerne la détermination des pertes dans les noyaux de machines assemblées [8].

En résumé, une approche pour identifier les pertes fer consiste à la séparation de la formule de perte fer (pfe) en trois facteurs : les pertes d'hystérésis statiques (physt), les pertes dynamiques de courants de Foucault (pcf) et les pertes excessives (pex) pour prendre en compte les pertes excessives en fonction de la densité magnétique et de la fréquence du rayonnement.

I.3.1.1. Pertes par hystérésis

Produites en raison de la friction associée au mouvement de la paroi du domaine magnétique et rotation du domaine magnétique lorsqu'un champ magnétique externe H est appliqué, entraînant le décalage de la variation de la densité du flux magnétique par rapport au changement du champ magnétique [22], ce décalage est connu sous le nom d'hystérésis.

Pour un champ magnétique alternatif, une boucle est formée dans le plan B-H, formant la courbe d'hystérésis. La zone entourée par une telle boucle correspond à la perte d'hystérésis

[23]. Elle montre également que l'état magnétisé du matériau dépend non seulement de la force magnétisante actuellement appliquée, mais aussi de l'état magnétique précédent [24].

La Figure I.5 présente le cycle d'hystérésis d'un matériau magnétique. Cette courbe est obtenue en soumettant le matériau magnétique à un champ magnétique. La courbe en bleu OAS représente la courbe de première aimantation. Au point S nous avons la saturation ($H=+H_s$). A partir de ce point l'augmentation de l'intensité du champ magnétique n'a presque aucun effet sur le matériau magnétique. Si du point S le champ diminue jusqu'à la valeur nulle, une induction demeure dans le matériau. Cette induction est appelée induction rémanente ($B=+B_r$). Mais si le champ continue à diminuer donc change de sens jusqu'à la valeur $H=-H_c$, l'induction devient nulle dans le matériau. La valeur de l'intensité de ce champ est appelée champ coercitif. Si le champ H diminue jusqu'à la valeur $-H_s$, et ensuite augmente jusqu'à la valeur nulle ($H=0$), l'induction B dans le matériau devient $-B_r$ [19].

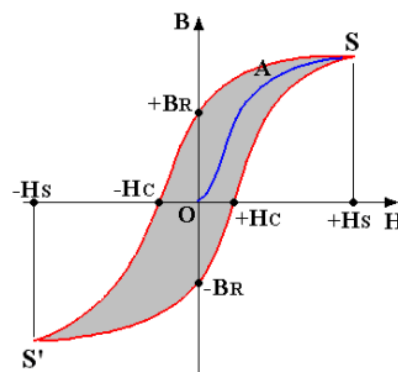


Figure I. 5 : Cycle d'hystérésis d'un matériau magnétique

Les pertes par hystérésis apparaissent sous l'effet de variations temporelles du champ magnétique, entraînant la modification de l'organisation en domaine de Weiss de la matière. Les pertes engendrées sont proportionnelles à l'aire du cycle d'hystérésis, au nombre de cycles d'aimantation et sont indépendantes de l'épaisseur de la tôle. Pour un volume V d'un matériau soumis au champ H et à l'induction B sur une période τ , les pertes par hystérésis peuvent se mettre sous la forme [25] :

$$P_{\text{hyst}} = \int_V \left(\frac{1}{\tau} \int H dB \right) Dv \quad \text{I. 1}$$

Habituellement, le fabricant spécifie des courbes de pertes fer en fonction de la perte par unité de volume ou de masse, en fonction de la densité de flux et de la fréquence. Dans certains cas, des expressions empiriques sont données à la place des courbes [23]. La formule de Steinmetz [24] montre l'équation analytique du calcul des pertes d'hystérésis.

$$P_{\text{hyst}} = K_h \cdot f^{\partial 1} \cdot B_m^{\partial 2}$$

avec : f est la fréquence d'inversion de flux en Hz, k_h est le coefficient d'hystérésis, $\partial 1$ et $\partial 2$ sont des constantes de perte d'hystérésis dépendant du matériau et B_m est la densité de flux de pointe AC.

Selon [12], la boucle d'hystérésis est parcourue une fois par période, ce qui implique que $\partial 1 = 1$. De plus, si la boucle d'hystérésis est approximée comme étant rectangulaire, on peut supposer que $\partial 2 = 2$.

$$P_{\text{hyst}} = K_h \cdot f \cdot B_m^2 \quad \text{I. 2}$$

I.3.1.2. Pertes par courants de Foucault

Les courants de Foucault sont les courants circulants résultant des variations temporelles du flux magnétique qui induisent des forces électromotrices dans le matériau de base. Quand un conducteur électrique est placé dans un champ magnétique, un courant perpendiculaire à la section transversale du conducteur est créé et conduit aux pertes par courants de Foucault. Pour cette raison, l'épaisseur de la stratification de l'acier est minimisée pour réduire la quantité de courant de Foucault, les circuits magnétiques sont constitués en pratique d'un empilement de tôles minces isolées les unes des autres et dont les plans sont parallèles au sens du flux [25]. De plus, l'acier est allié à des éléments (souvent du silicium) pour réduire davantage les pertes par courants de Foucault [26].

Les pertes par courants de Foucault se calculent de la manière suivante (I.3)

$$P_{\text{hyst}} = \int_V \int_0^\tau \rho J^2 dV dt \quad \text{I. 3}$$

avec : J : densité locale de courant et ρ : résistivité électrique

L'équation analytique du calcul des pertes par courant de Foucault des aciers de laminage est :

$$P_{\text{cf}} = K_e \cdot f^2 \cdot B_m^2 \quad \text{I. 4}$$

où : k_e est le coefficient de pertes par courants de Foucault.

I.3.1.3. Pertes supplémentaires

D'autres pertes fer d'origines différentes dans les machines tournantes sont les suivantes [27] :

- **les pertes fer frontales**, générées par le champ magnétique dans les deux régions frontales des noyaux magnétiques de la machine. Pénétrant les structures métalliques de la machine dans cette région, avec un comportement de conducteur solide, ce champ crée des courants de Foucault. Le calcul analytique de ces pertes par courants de Foucault est plutôt difficile, mais l'évaluation par éléments finis est maintenant possible.

- **les pertes de pulsations du fer** dans les dents sont associées à la pulsation du champ magnétique à l'intérieur du stator et des dents du rotor. Dans les deux armatures, ces pertes sont proportionnelles au carré de la vitesse de la machine n . Les pertes dans les dents du stator sont proportionnelles au carré de l'amplitude de la pulsation de la densité du flux magnétique dans ces dents, $(B_{\text{puls},s})^2$, et au carré du nombre d'encoches du rotor, $(Z_2)^2$. Vice-versa, pour les pertes dans les dents du rotor.

- **des pertes fer superficielles** sont associées aux courants de Foucault sur la surface vers l'entrefer des noyaux magnétiques du stator et du rotor, générés par la pulsation du champ magnétique dans l'entrefer du moteur résultant de l'existence d'encoches au stator et / ou au rotor. Ces pertes sont proportionnelles à l'induction puissance 1,5 et la vitesse de la machine n à la puissance 1,5. L'analyse précise des pertes superficielles nécessite la solution par éléments finis du champ électromagnétique.

Dans de nombreux cas, la densité volumique des pertes fer supplémentaires, appelé aussi pertes excessives, a une formule similaire à celle de l'hystérésis et des pertes par courants de Foucault:

$$P_{ex} = K_{xe} \cdot f^{1.5} \cdot B_m^{1.5} \quad \text{I. 5}$$

Les valeurs typiques des pertes supplémentaires dans différents types de machines en pourcentage par rapport à la puissance d'entrée sont présentées dans le Tableau I.1.

Les valeurs typiques des pertes supplémentaires pour différents types de machines

Moteur asynchrone a cage	0.3-2 %
Machines asynchrones à bagues	0.5 %
Machine à courant continu sans compensation	1 %
Machine à courant continu avec compensation	0.5 %
Machine synchrone à pôles saillants	0.1-0.2 %
Machine synchrone à pôles lisses	0.05-0.15 %

Tableau I. 1 : Pertes supplémentaires dans différents types de machines[27]

Remarques :

De nombreuses études montrent qu'il n'existe pas de loi de répartition exacte des pertes fer dans les machines électriques. Dans les travaux de modélisation thermique des machines électriques, ces pertes sont évaluées soit par des méthodes des éléments finis, soit par des formules analytiques soit par des tests. De plus, quel que soit la méthode, il est difficile de les évaluer de manière précise et de connaître leur distribution [8].

Plusieurs facteurs influencent ces pertes. Le Tableau I-2 présente l'influence de quelques facteurs sur les pertes fer dans les tôles utilisées pour les circuits magnétiques [28, 29].

Facteurs influents	Ph	Pcf	Psup	Js	Hc
Taille de grain (↗)	↘		↘		↘
Impuretés (↗)	↗			↘	↗
Epaisseur de tôles (↗)	↘	↗			↘
Contraintes internes (↗)	↗				↗
Découpage de tôles	↗			↘	
Serrage		↗			
Procédé de soudage	↗				
Alliage (%Si ↗)		↘		↘	

Tableau I. 2 : Influence de différents facteurs sur les propriétés des tôles des circuits magnétiques

I.3.2. Pertes joules

Ce sont les pertes induites dans les parties conductrices de la machine parcourues par des courants. Ces pertes sont localisées dans les enroulements d'induit, d'excitation, y compris les balais et dans la cage d'écureuil en aluminium du rotor pour une machine asynchrone. Tout conducteur de résistance parcouru par un courant électrique de valeur efficace est l'objet de pertes par effet Joule qui valent [27] :

$$P_j = RI^2 \quad \text{I. 6}$$

Elles représentent les pertes moyennes compte tenu des constantes de temps électriques et thermiques. Dans le cas des machines triphasées, les pertes sont généralement équitablement réparties dans les phases ce qui peut se vérifier expérimentalement.

La résistance électrique dépend de la température de fonctionnement de l'enroulement selon la loi :

$$R = R_0(1 + \alpha(T - T_0)) \quad \text{I. 7}$$

Avec : R_0 résistance à la température de référence T_0

α : coefficient caractéristique du matériau, $\alpha = 0.00393 \text{ K}^{-1}$ dans le cas du cuivre

D'autres paramètres impactent la valeur des pertes Joule :

- la résistance électrique dépend aussi de la répartition de la densité de courant dans le conducteur. En effet, la densité de courant n'est uniformément répartie sur la section du conducteur qu'en basse fréquence. Lorsque le courant est à fréquence plus élevée, la densité de courant dans une section droite du conducteur n'est plus uniforme [30, 31]. L'effet de peau apparaît dans le conducteur, ce qui a pour conséquence de concentrer le courant sur sa périphérie. La résistance augmente puisque la surface de passage du courant est réduite à celle d'une couronne.

Cette épaisseur est donnée par la relation :

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \mu f}} \quad \text{I. 8}$$

avec : ρ : la résistivité électrique du conducteur, f : la fréquence des courants

μ : la perméabilité du conducteur qui correspond à celle du vide (conducteurs non magnétiques habituellement)

- les pertes Joule peuvent être augmentées par la présence de lignes d'induction traversant le conducteur en plus de son propre flux. La présence de ces flux modifie la distribution de la densité de courant dans le conducteur, ce qui entraîne l'augmentation de la résistance électrique [30]. Ces pertes supplémentaires dépendent de la forme géométrique et de la taille du conducteur ainsi que de la variation de l'intensité du flux dans l'encoche, en particulier, dans les têtes de bobines situées dans l'extrémité de la machine [25].

I.3.3. Pertes mécaniques

Les pertes mécaniques sont de multiples origines, et prennent en compte les frottements dus à la rotation de la partie tournante de la machine. On trouve essentiellement [25]. :

- les pertes par frottement dans les roulements dues au contact des corps roulants, aux mouvements du lubrifiant et du fluide, et aux joints intégrés aux roulements. Ces frottements dépendent de nombreux facteurs à savoir : type de lubrification (graisse, barbotage ou injection d'huile), viscosité et type de géométrie du roulement. L'évaluation de ces pertes peut être effectuée par l'utilisation de formules issues de l'expérience et souvent proposée par les constructeurs de roulements.
- les pertes par ventilation sont localisées à l'intérieur de la carcasse où l'air est brassé, ce qui génère une résistance mécanique. La détermination de ces pertes est

basée sur l'utilisation des résultats de mesures effectuées sur de nombreuses machines, présentés sous forme d'abaques en fonction de la vitesse et de la puissance utile ou sous forme d'expressions approchées.

- les pertes aérodynamiques qui sont dues au fluide gazeux confiné dans le volume dans l'entrefer d'une machine engendrant des frottements sur la surface du rotor en mouvement. Ces pertes deviennent de plus en plus importantes avec l'augmentation de la vitesse de la machine.

Le logiciel Flux 2D ne permet pas de calculer ces pertes. Cependant, le logiciel Hyper Works permet de les calculer grâce au module CFD (Computational Fluid Dynamics). L'utilisation de la mesure est nécessaire. British standard [32] prévoit 1.5% de la puissance utile comme pertes mécaniques. Ces pertes sont constantes pour tout le point de fonctionnement du moteur.

I.4. Contraintes liées à la construction des machines électriques

Dans les applications hautes performances qui représentent un défi technologique telles que les véhicules électriques hybrides, les avions tout électrique, les trains à grande vitesse et l'aérospatial, requièrent l'utilisation des machines électriques dans des situations dites critiques [6].

Les applications dites critiques des machines électriques sont des applications où la machine est soumise à des contraintes d'utilisation sévères. Ces contraintes peuvent être classées en quatre groupes décrits ci-dessous :

I.4.1. Contraintes thermiques

la température a toujours été le facteur principal de limitation des performances d'une machine électrique dû à un besoin croissant de cette dernière à forte densité de couple-puissance qui peut être obtenue en appliquant des densités de courant plus élevées aux enroulements de la machine électrique et/ou en faisant fonctionner la machine à des vitesses plus élevées.

Une densité de courant élevée dans l'enroulement du stator entraîne des pertes de cuivre importantes. De plus, des vitesses de rotor élevées conduisent à des fréquences de courant et de tension plus élevées qui augmentent les pertes fer dans les tôles d'acier du stator et du rotor et les segments d'aimants permanents dans les machines à aimants permanents.

Cette contrainte devient plus sévère lorsque la machine est amenée à être utilisée dans les applications où la température ambiante est très élevée, ce qui est souvent le cas en milieu confiné : sous le capot d'une voiture, dans les appareils d'extraction minière dans le sous sol, dans les TGV, etc... En effet, les isolants du bobinage étant composés de polymères, ceux-ci se dégradent sous l'effet des hautes températures pouvant causer un défaut au sein du bobinage ou entre le bobinage et le circuit magnétique ce qui conduit à un endommagement irréversible de la machine [6].

L'augmentation des pertes de cuivre et de fer peut, si la chaleur résultante n'est pas dissipée correctement, provoquer des températures élevées qui peuvent être particulièrement problématiques dans des parties de la machine qui sont difficiles à refroidir (par exemple le rotor).

I.4.2. Contraintes électromagnétiques

Cette contrainte se traduit souvent par une maximisation du couple volumique de la machine. Or maximiser le couple volumique conduit à augmenter les pertes volumiques de la machine et donc à soumettre la machine à des températures plus élevées [6].

I.4.3. Contraintes mécaniques

Les contraintes mécaniques sont généralement le résultat des forces électromagnétiques diverses dans le moteur. Ces forces ont tendance à faire vibrer les bobinages. Ainsi, l'isolation sera exposée à des frottements mécaniques qui accélèrent le vieillissement. Au stator, la force électromagnétique, proportionnelle au carré du courant, agit sur les conducteurs d'encoche et soumet les systèmes isolants à des efforts de cisaillement et de compression [33].

En plus de l'effet thermique directe provoqué par les démarrages excessifs de la machine, ces derniers provoquent une augmentation importante de température dans le cuivre d'une manière cyclique. Cela a pour conséquence de créer des dilatations et des contraintes répétitives sur l'isolant, ce qui pourra entraîner des fissures et provoquer un début de court-circuit interne [34].

I.4.4. Contraintes environnementales

L'environnement physicochimique des machines joue également un rôle important. La présence des diverses substances polluantes dans l'environnement des machines électriques, en présence de l'oxygène de l'air et de l'humidité, est souvent à l'origine de réactions chimiques qui peuvent détériorer la qualité de l'isolation et conduire à un défaut d'enroulement [35, 36]. Une de ces réactions est la création d'ozone et d'oxyde d'azote qui se combinent avec l'humidité pour former des acides nitriques qui attaquent l'isolation [37]. Les polluants les plus fréquemment cités sont [36,38, 39] :

- l'humidité, surtout lorsqu'elle est chargée en sel (cas des installations offshore),
- l'huile ou la graisse issue des roulements ou des systèmes de refroidissement,
- les composés chimiques agressifs déjà présents dans l'environnement de la machine ou issus de la dégradation de l'isolation,
- les particules abrasives telles que la poussière métallique, les particules issues des systèmes de freinage et des balais en charbon.

Chacun de ces effets peut affecter l'isolation rotorique ou statorique de manière différentes. Dans certains cas, ces facteurs d'influence ne posent pas par eux même un problème. Par contre, combinés avec d'autres contraintes, ils peuvent conduire à une dégradation d'isolation. Par exemple, l'humidité et/ou l'huile combinées à des sels partiellement conducteurs ou des particules de poussière métallique peuvent créer un film partiellement conducteur à la surface de l'isolant sur lequel la contrainte électrique engendre plus tard des courants surfaciques.

I.4.5. Autres contraintes

La vitesse est une autre contrainte importante lors de la conception de la machine. En effet, les aspects à considérer pour un fonctionnement à basse vitesse sont différents de ceux à grande vitesse. Pour des contraintes spécifiques pour les grandes vitesses, en plus des

contraintes mécaniques liées à la vitesse critique de flexion et à la limite de la résistance mécanique, il faut tenir compte des pertes de flux [40].

La machine doit avoir la géométrie la plus simple possible. Elle doit dans le cas des hautes vitesses, générer le moins de vibration et de bruit acoustique possible. Par ailleurs, dans le cas des hautes vitesses, la machine est soumise à des sources de chaleur d'origine aérodynamiques et mécaniques bien que le refroidissement interne soit amélioré par la vitesse de rotation du rotor.

Dans certaines applications très sensibles, un arrêt brutal de la machine peut engendrer de graves dommages ce qui est défini par des contraintes de tolérance aux défauts. Cette contrainte peut être divisée en deux groupes : les défauts mécaniques (principalement sur les paliers), qui peuvent être prévisibles ; les défauts électromagnétiques (mode dégradé, désaimantation des aimants,...) qui sont peu prévisibles. Ces défauts provoquent une augmentation des températures dans la machine [6].

I.5. Transfert thermique dans les machines électriques

Pour les machines électriques, la contrainte sur la réduction de la taille et l'optimisation de l'efficacité impose d'avantage l'étude thermique en parallèle à l'étude magnétique, les deux étant interdépendants. L'impact des pertes est notable sur la variation température, et peut avoir des conséquences problématiques sur la durée de vie du matériel : destruction des isolants des bobinages ou démagnétisation de l'aimant etc.

Les pertes de puissance active dans un moteur électrique sont transformées en énergie calorifique qui tend à chauffer les différents éléments du moteur. Pour mieux cerner le problème sur l'analyse thermique, il faut analyser comment se fait le mécanisme de transfert de chaleur au sein du moteur et avec le milieu externe.

En effet, ces quantités de chaleur vont chauffer les différents matériaux du moteur jusqu'à l'équilibre entre les sources et les quantités de chaleur échangées avec le milieu extérieure.

Pour le moteur, le problème réside dans le fait que ses différents éléments constitutifs ne peuvent pas supporter la même température ni transférer la chaleur de la même façon (isolant, fer, cuivre, air, aluminium, aimant ...), donc on ne peut prendre le système comme un seul élément.

Une machine électrique tournante présente une très forte hétérogénéité thermique, conséquence des propriétés des différents matériaux (divers isolants et conducteurs, présence de l'air, interstice, etc.), qui la constitue et l'écoulement s'en trouve compliqué [41].

I.5.1. Mode de transfert thermique

I.5.1.1. Conduction

Dans ce mode de transfert, l'énergie est transférée par deux mécanismes physiques :

- Le premier est caractérisé par un transfert d'énergie cinétique (agitation moléculaire sous l'effet de la température).
- le second, par contre, est caractérisé par un transfert d'électrons libres (cas des métaux).

L'évacuation de la chaleur par conduction s'opère au sein d'un même milieu. Elle s'effectue aussi bien dans les parties solides de la machine que dans l'air avoisinant. Ce mode de transfert est régi par la loi de Fourier qui exprime que la densité de flux thermique est proportionnelle au gradient local de la température. Dans un matériau isotrope, la relation de Fourier s'écrit sous la forme [25,42] :

$$\vec{\varphi} = -k \overrightarrow{\text{grad}} T \quad \text{I. 9}$$

Le signe négatif dans cette loi est introduit pour respecter la seconde loi de la thermodynamique qui annonce que la chaleur se diffuse des régions chaudes de hautes températures vers des régions froides.

Où : φ , T et k , désignent respectivement, la densité de flux de chaleur, la température absolue et la conductivité thermique.

I.5.1.1.1. Conductivité thermique

Le coefficient de proportionnalité, k , est un scalaire dans le cas d'un milieu isotrope et un tenseur du second ordre dans le cas d'un milieu non isotrope [27].

La conductivité thermique, k , est fonction de la composition chimique du milieu, de son état physique, de sa température et de sa pression. Pour les solides, la dépendance de la pression est négligeable.

Concernant les unités

- Dans le système S.I, $[k]= \text{W/m.K}$.
- φ est la densité de flux de chaleur (en W/m^2)
- T est la température (en $^{\circ}\text{K}$)

Quelques valeurs des caractéristiques thermiques des matériaux sont présentées dans le tableau suivant:

Matériau	Conductivité Thermique $k [W/K \cdot m]$	Capacité Thermique Massique $C_p [KJ/Kg \cdot K]$	Densité $\rho [Kg/m^3]$	Résistivité $\rho [\Omega m \cdot 10^{-8}]$
Matériaux de fabrication générale				
Aluminium, pur	231	0.899	2700	2.7
Aluminium, électrotechnique	209	0.896	2700	2.8
Oxide d'Aluminium, 96%	29.4			
Oxide de Béryllium, 99.5% 300K	273	1.03	3000	
Cuivre, électrotechnique	394	0.385	8960	1.75
Fer, pur	74.7	0.452	7897	9.6
Fer, coulé	40 – 46	0.5	7300	10
Acier, acier carbone 0.5%	45	0.465	7800	14 – 18
Acier, tôle électrique, dans la direction des laminations	22 – 40		7700	25 – 50
Acier, stainless 18/8	17		7900	
Acier, structurel A36	35 – 45			
Isolation des Machines électriques				
Colle époxy	0.64			
Fibre de verre	0.8 – 1.2			
Mica – Résine synthétique	0.2 – 0.3			
Nomex	0.11			
Teflon	0.2			
Vernis de traitement	0.26			
Système d'isolation typique	0.2			
Liquides				
Éthylène glycol (antigel)	0.25	2.38	1117	
Huile de transformateur 313K (40°C)	0.123	1.82	850	$10^8 - 10^{14} \Omega m$
Vapeur d'eau, 400K	24.6	2.06	0.552	
Eau, 293K	0.6	4.18	997.4	$2 - 5 \cdot 10^3 \Omega m$
Autres				
Air stagnant, 300K	0.025	1	2700	2.7
Mercure, 300K	8540	0.1404	13.53	
Plastique	0.1 – 0.3			
Silicone, 300K	148	0.712	12 300	

Tableau I. 3: Propriétés thermiques des principaux constituants d'une machine électrique[25]

I.5.1.2. Convection

Le transfert de chaleur par convection est un phénomène se produisant sur la surface S du corps solides en contact avec un fluide, liquide ou gaz, en mouvement par rapport à S , lorsqu'il existe une différence entre la température T_s de cette surface et la température T_f du fluide [43], c'est le mécanisme le plus important de transfert d'énergie entre un solide et un fluide.

La loi correspondant à ce mode de transfert d'énergie est que la densité du flux de chaleur à travers une surface S est proportionnelle à la différence de température entre celle de la surface T_s et la température moyenne du fluide T_f . Elle s'écrit sous la forme [27] :

$$\varphi = h_c (T_s - T_f)$$

I. 10

où : φ et h_c , désignent respectivement, la densité de flux de chaleur et le coefficient d'échange de chaleur par convection.

I.5.1.2.1 Type de convection

On distingue la convection forcée dans laquelle le mouvement du fluide est produit par une action extérieure (pompe, ventilateur, etc..) et de la convection naturelle ou libre, où le mouvement du fluide résulte de la différence de densité entre les parties chaudes et froides de ce fluide.

Selon qu'on est en convection forcée ou naturelle, les coefficients d'échanges convectifs ont par conséquent des valeurs différentes. Notons que ces coefficients sont également influencés par les processus de changement de phase (vaporisation, condensation). Ce coefficient scalaire contient des informations condensées sur l'ensemble du modèle de fluide avec transport de masse et de chaleur. Dans des problèmes pratiques, ce coefficient est estimé en utilisant des paramètres sans dimension décrivant les conditions de fluide et contenant des informations géométriques sur le modèle. Une estimation précise de ce coefficient est possible lors d'une analyse tridimensionnelle ou d'une modélisation, en utilisant les méthodes de la dynamique des fluides (CFD) [42, 43].

Concernant les unités de h_c dans le système S.I est $W/m^2.K$.

Pour l'air en convection naturelle, h_c varie entre 5 et 50 $W/(m^2.K)$. En convection forcée, il varie entre 25 et 250 $W/(m^2.K)$.

Pour l'eau en convection forcée, h_c varie entre 250 et 15000 $W/(m^2.K)$. En ébullition, il varie entre 2500 et 250000 $W/(m^2.K)$. Pour la vapeur d'eau en condensation, il varie entre 5000 et 1000000 $W/(m^2.K)$.

I.5.1.2.1.1 Convection naturelle

Dans certaines topologies de machines électriques, les phénomènes de convection naturelle dominant les échanges convectifs, en particulier, dans les machines totalement fermées et non ventilées. Ces dernières sont refroidies à travers leurs surfaces externes qui peuvent être pourvues d'ailettes pour améliorer l'échange convectif avec l'environnement [44].

I.5.1.2.1.2 Convection forcée

Lorsque la puissance de la machine électrique augmente, la convection naturelle n'est plus un élément suffisant pour évacuer la chaleur produite à l'intérieur de cette machine. Ce mode est alors remplacé par un refroidissement en convection forcée par un fluide comme l'air, l'eau et l'hydrogène. Dans ces cas, le coefficient d'échange convectif dans le circuit de refroidissement varie localement et est difficile à évaluer [45].

I.5.1.3. Rayonnement

Contrairement aux modes de transfert d'énergie vus précédemment (conduction, convection), le transfert d'énergie thermique par rayonnement ne nécessite pas l'existence d'un support matériel solide ou fluide (c'est-à-dire que le rayonnement thermique se propage même dans le vide).

Ce mode décrit le transfert qui se fait par rayonnement électromagnétique. En effet, tout corps quel que soit sa température, émet des radiations électromagnétiques. Ce mode contribue à l'évacuation des calories produites à l'intérieur de la machine ainsi que le transfert de chaleur entre ses différentes zones. En général, l'évaluation du flux perdu par une surface S à une température T_s vers l'air ambiant à une température T_a dépend du facteur d'émissivité ε de la surface. Ce flux est calculé par la formule suivante [45] :

$$q = \varepsilon \sigma S \cdot (T_s^4 - T_a^4) \quad \text{I. 11}$$

avec σ la constante de Stefan-Boltzmann, égale à $5,67032 \cdot 10^8 \text{W}/(\text{m}^2 \text{K}^4)$.

Le facteur d'émissivité ε dépend du type de l'état de la surface et le matériau utilisé, ainsi que sa direction de rayonnement. Sa valeur peut être déduite des tableaux présents dans la littérature ou via l'expérimentation [46].

Le rayonnement désigne l'ensemble des échanges d'énergie à distance entre les corps par ondes électromagnétiques. Le rayonnement thermique a une longueur d'onde qui varie entre 0.1 et 100 μm et il comprend :

- l'Ultraviolet (U.V) ;
- le Visible ;
- l'Infrarouge (I.R).

Le transfert par rayonnement peut être considéré négligeable parfois à cause des températures (ou des différences des températures) relativement basses aux surfaces ou à l'intérieur de la machine [47]. De plus, dans plusieurs machines industrielles, en particulier celles qui sont refroidies par une convection forcée (ventilation ou par un liquide), l'effet du rayonnement est considéré comme parfaitement négligeable. Dans d'autres cas où les machines sont entraînées par un variateur de vitesse, l'effet du rayonnement est pris en compte, en particulier lorsque la machine tourne à basses vitesses [37].

Toutefois, pour des actionneurs de petites puissances (gamme 100 à 350 W), l'expérience montre que le rayonnement est responsable de parfois plus de 50 % des flux thermiques externes. La prise en compte de ce mode de transfert est justifiée par le fait de son importance relative vis-à-vis de la convection.

Des caméras thermographiques infrarouges permettent de remonter aux conditions aux limites de Dirichlet et/ou de Neumann non homogènes utiles aux outils de modélisation [7].

I.5.2. Analyse thermique dans les machines électriques

Le transfert de chaleur se produit selon trois modes différents, c'est-à-dire lorsque des différences de température sont présentes en raison de la conduction, de la convection et de la radiation, mais a des proportions différentes selon le cas (figure I.6 pour le cas d'une machine asynchrone).

Vu que la majorité des sources de chaleur se trouvent au sein des matériaux la conduction prédomine malgré l'existence de certains matériaux mauvais conducteurs de chaleur.

La convection se rencontre surtout sur les extrémités, dans l'entrefer et à l'extérieur du moteur ; sa prise en compte dépend aussi du modèle adopté (2d ou 3d), des hypothèses adoptées et des caractéristiques du moteur.

Enfin, la radiation est présente dans toutes les parties du moteur. Mais, on tient à faire remarquer qu'on raisonne des températures relativement basses, la contribution des échanges radiatifs est très mineure [41].

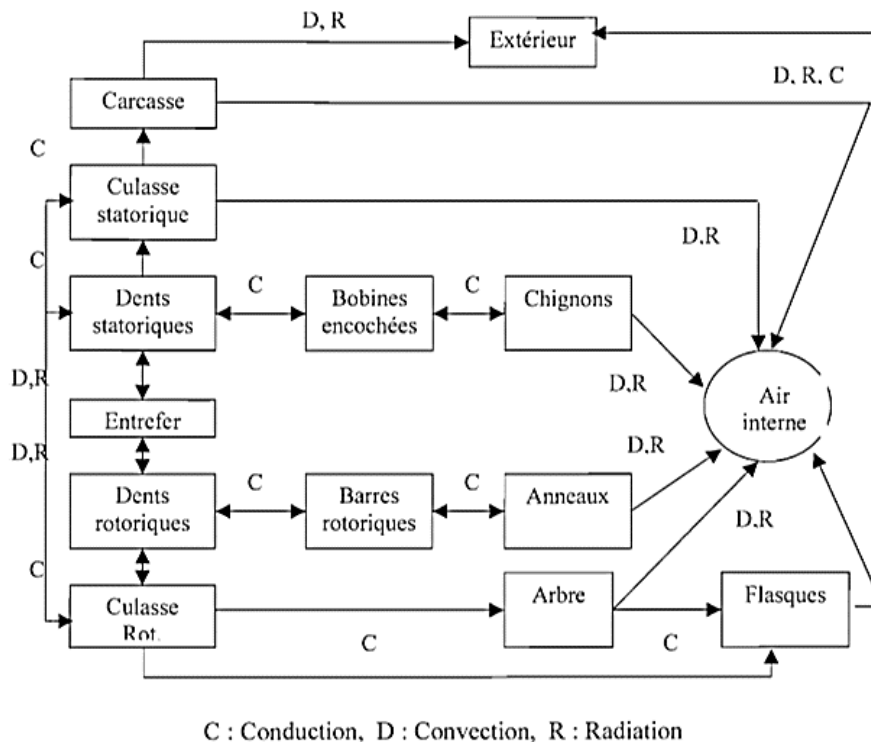


Figure I. 6 : Carte générale d'échange thermique d'un moteur asynchrone à cage

I.5.3. Classes d'isolation

Un moteur doit être choisi à partir de l'échauffement auquel il sera confronté vis à vis de la sévérité des applications qu'il va entraîner [48].

Par exemple pour un broyeur où le moteur :

- démarre fréquemment en charge,
- fonctionne toujours à son régime nominal,
- encaisse des surcoups.

Son échauffement nominal sera beaucoup plus important que celui d'un moteur de même puissance mais animant seulement un convoyeur.

A puissance égale, le moteur du broyeur sera alors choisi pour être plus robuste que celui choisi pour le convoyeur ; entre autres, la couche de vernis sur les enroulements du moteur sera plus importante.

Pour faciliter le choix du moteur, les températures maximum admissibles ont été normalisées via la CEI 85.

Les classes d'isolation se déclinent selon : E, B, F et H, elles sont directement proportionnelles aux températures que pourront supporter les enroulements.

Température maximale admissible par le moteur (température ambiante 40°C +température d'échauffement)				
Classe d'isolation	E	B	F	H
Température limite du bobinage	115°C	130°C	155°C	180°C

I.6. Conclusion

Après quelques généralités sur l'aspect construction et constitution des machines électriques, nous avons définis dans ce chapitre les différents types de pertes magnétiques dans les machines synchrones à aimants permanents et les machines asynchrones ainsi que les expressions approchées permettant de les déterminer. En effet, ces pertes constituent les sources de chaleurs qui peuvent détériorer le système d'isolation si ce dernier n'est pas dimensionné pour tenir compte des températures excessives de fonctionnement (classe d'isolation).

Une fois les sources de chaleurs définies, nous avons défini les différents modes de transfert de chaleur dans les machines électriques ainsi que les caractéristiques thermiques des matériaux constituant la machine.

Nous nous sommes intéressés au chapitre suivant à la modélisation électromagnétique et thermique des machines électriques.

Chapitre II :Modélisation électromagnétique et thermique des machines électriques

II.1. Introduction

Dans les convertisseurs électromécaniques l'effet du champ magnétique détermine le fonctionnement des machines tournantes. La modélisation et la simulation des machines électriques a fait l'objet de nombreux travaux. L'étude de la machine électrique nécessite la connaissance du champ électromagnétique qui est déterminé grâce à la résolution des équations de Maxwell qui peuvent être résolues avec la méthode des éléments finis qui est largement utilisée sous différents types de logiciels.

Les outils majeurs de la modélisation thermique des machines électriques utilisent principalement deux méthodes de calculs : la méthode nodale, déjà ancienne et toujours d'actualité et la méthode des éléments finis. Cette dernière permet d'étudier des structures plus complexes et offrent plus d'informations locales en chaque partie de la structure. Elle permet également des couplages avec d'autres problèmes physiques (électrique, magnétique, mécanique) dans la même machine. La méthode nodale est aussi répandue car elle nécessite moins de temps de calcul et par conséquent l'espace mémoire des machines de calcul est réduit.

II.2. Modélisation électromagnétique des machines électriques par éléments finis

Dans une machine électrique, l'évaluation du champ en chaque point de l'espace permet d'en déduire les flux, et donc les forces électromotrices pour un fonctionnement en générateur ou les couples pour un fonctionnement en moteur, souvent l'emploi d'hypothèses simplificatrices rend cette procédure plus allégée.

II.2.1. Equations générales de Maxwell

Les équations de Maxwell sont la formulation mathématique complète qui régit tous les phénomènes électromagnétiques de tous dispositifs. Ces équations sont généralement interdépendantes de faite que les phénomènes magnétiques et électriques sont couplés, ainsi qu'elles sont valables dans les différents milieux (air, milieu non homogènes, non linéaires et anisotropes...) [1].

Ces équations sont :

- Equation de Maxwell-Faraday

$$\overrightarrow{rot}\vec{E} = - \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad \text{II. 1}$$

- Equation de Maxwell-Ampère

$$\begin{aligned} \overrightarrow{rot}\vec{H} &= \vec{J}_{total} \\ \vec{J}_{total} &= \vec{J}_c + \vec{J}_D \\ \rightarrow \overrightarrow{rot}\vec{H} &= \vec{J}_c + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \end{aligned} \quad \text{II. 2}$$

- Equation de conservation du flux magnétique

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \quad \text{II. 3}$$

- Equation de Maxwell-Gauss

$$\operatorname{div} \vec{D} = \rho \quad \text{II. 4}$$

Les relations du milieu considéré :

$$\vec{B} = \mu \vec{H} + \vec{B}_r \quad \text{II. 5}$$

$$\vec{D} = \varepsilon \vec{E} \quad \text{II. 6}$$

$$\vec{j} = \sigma \vec{E} \quad \text{II. 7}$$

Remarque :

Selon les matériaux utilisés, μ , ε et σ peuvent être soit des scalaires, modélisant alors le comportement de matériau isotropes, soit des tenseurs qui permettent de tenir compte des effets d'anisotropie souvent rencontrés dans les machines électriques.

II.2.2. Modèles magnétiques

Selon la nécessité et la spécificité de chaque type de machine, on dispose de deux grandes familles des modèles magnétiques :

- Modèle magnétostatique
- Modèle magnétodynamique

II.2.2.1. Modèle magnétostatique

Le modèle magnétostatique permet l'accès aux caractéristiques dans le mode statique. On va présenter les deux modèles scalaire et vectorielle [49, 50].

II.2.2.1.1. Modèle magnétostatique scalaire

Dans ce modèle, on suppose que les courants électriques sont nuls dans la pièce à étudier et que les champs ne dépendent pas du temps, on obtient alors les relations suivantes :

$$\overrightarrow{\operatorname{rot}} \vec{H} = \vec{0}$$

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0$$

Les équations de ce modèle sont regroupées pour former l'équation globale suivante :

$$\operatorname{div} (\mu \overrightarrow{\operatorname{grad}} \varphi) = \operatorname{div} \vec{B}_r \quad \text{II. 8}$$

La possibilité d'utiliser un potentiel scalaire fait que ce modèle est particulièrement adapté aux études tridimensionnelles, car il permet une grande économie par rapport au cas où une inconnue vectorielle est nécessaire (trois inconnues par point). En tridimensionnel, quand il est applicable, on le préfère donc à la formulation vectorielle que l'on va définir ci-après.

II.2.2.1.2. Modèle magnétostatique vectorielle

Comme dans le modèle précédent, on suppose que le champ magnétique soit produit par des sources indépendantes du temps.

Les champs électrique \vec{E} et magnétique \vec{B} sont découplés, par contre, on désire modéliser un objet parcouru par des courants non nuls. On considère que la conductivité des matériaux est nulle.

On obtient alors les équations suivantes :

$$\begin{aligned}\overrightarrow{\text{rot}}\vec{H} &= \vec{J} \\ \text{div } \vec{B} &= 0 \\ \vec{B} &= \mu\vec{H} + \vec{B}_r\end{aligned}$$

Les équations de ce modèle sont regroupées pour former le système d'équations suivant :

$$\begin{aligned}\overrightarrow{\text{rot}}\left(\frac{1}{\mu}\overrightarrow{\text{rot}}\vec{A}\right) &= \vec{J} + \frac{1}{\mu}\vec{B}_r & \text{II. 9} \\ \text{div } \vec{A} &= 0\end{aligned}$$

Contrairement au cas précédent, on doit déterminer trois inconnues en chaque point, les composantes A_x , A_y , A_z . Dans les problèmes tridimensionnels, cela conduit à traiter des systèmes linéaires très volumineux, donc coûteux à résoudre, c'est pourquoi, lorsque la pièce étudiée est suffisamment longue, l'analyse peut être menée sur une coupe qui ramène l'étude à un problème bidimensionnel.

II.2.2.2. Mode magnétodynamique

Ce modèle s'applique aux dispositifs qui ont des sources de courant ou de tension variant en fonction du temps.

Le terme $\frac{\partial B}{\partial t}$ n'est plus nul, les champs électrique et magnétique sont alors couplés par la présence des courants induits (ou courants de Foucault).

On doit alors recourir simultanément au potentiel vecteur magnétique \vec{A} et au potentiel scalaire électrique V . On obtient alors les équations :

$$\overrightarrow{\text{rot}}\left(\frac{1}{\mu}\overrightarrow{\text{rot}}\vec{A}\right) + \sigma\frac{\partial\vec{A}}{\partial t} + \sigma\overrightarrow{\text{grad}}V = \vec{J}_{ext} \quad \text{II. 10}$$

Lorsque la densité volumique de charge est nulle (ce qui est le cas dans presque tous les dispositifs à induction classiques), V peut être considéré comme nul à l'infini, qui munie de la condition aux limites $V = 0$, conduit à démontrer que V est identiquement nul partout :

$$\text{div } (\epsilon\overrightarrow{\text{grad}}V) = 0 \quad \text{II. 11}$$

Le modèle se réduit alors à :

$$\overrightarrow{\text{rot}}\left(\frac{1}{\mu}\overrightarrow{\text{rot}}\vec{A}\right) + \sigma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} = \vec{J}_{ext} \quad \text{II. 12}$$

Si les courants d'excitation sont alternatifs sinusoïdaux (modèle magnéto-harmonique), on peut utiliser une représentation de Fresnel pour modéliser leur variation temporelle. L'utilisation des nombres complexes permet alors d'écrire le système sous la forme :

$$j\omega\sigma\vec{A} + \overrightarrow{\text{rot}}\left(\frac{1}{\mu}\overrightarrow{\text{rot}}\vec{A}\right) = \vec{J}_{ext} \quad \text{II. 13}$$

II.2.3. Méthode des éléments finis

La simulation électromagnétique fait appel au calcul des champs créés dans les diverses parties du moteur. Les grandeurs à l'intérieur de ce dernier sont de nature essentiellement bidimensionnelle dans un plan perpendiculaire à l'axe de la machine. Cependant, il existe certains effets de nature tridimensionnelle comme les courants dans les têtes de bobines ou dans les anneaux de court-circuit de la cage [51].

La méthode des éléments finis consiste à mailler l'espace en régions élémentaires dans lesquelles on représente la grandeur recherchée par une approximation polynomiale. Le maillage peut être constitué de triangles ou de rectangles aux sommets desquels on recherche les valeurs de l'inconnue en supposant que, dans ce domaine, l'inconnue varie linéairement en fonction des coordonnées. Une telle méthode nécessite donc de mailler tout l'espace étudié (y compris l'espace environnant) [45]-[48].

Le principe de la méthode est d'utiliser une formulation variationnelle des équations du champ électromagnétique. Et quand cela n'est pas possible de projeter au sens vectoriel sur les fonctions d'approximation, la fonction d'erreur entre la formule approchée de la valeur du potentiel vecteur électromagnétique et la valeur exacte définie par les équations du potentiel vecteur, la valeur approchée du potentiel vecteur est définie comme une combinaison linéaire des valeurs A_i de A aux nœuds d'un découpage défini et des fonctions de base associées aux éléments de dimension finie qui constituent ce découpage.

La formulation adoptée, appliquée au découpage réalisé permet de transformer le système d'équations aux dérivées partielles en un système d'équations algébriques linéaires si les équations de départ le sont, et non linéaires dans le cas contraire.

La résolution par des méthodes itératives permet d'obtenir la valeur du potentiel vecteur A , en tous les nœuds du domaine discrétisé et d'accéder par-là à toutes les grandeurs utiles pour la conception de la machine (induction, couple, f.é.m., courants, etc.). Cette méthode qui a été étudiée pour les problèmes électromagnétiques [52] et thermiques [53] est utilisée dans de nombreux logiciels pour des analyses mécanique, thermique ou électromagnétique ; elle est à la base, en particulier, du logiciel Flux2d [35].

II. 3. Modélisation thermique des machines électriques

Après avoir réalisé une analyse magnétique que ce soit transitoire, harmonique ou permanente (l'état stable périodique) où les propriétés du matériau sont considérées indépendantes de la température. La vitesse du rotor est constante. Les pertes Joules et les pertes fer sont évaluées après que l'état stationnaire périodique du champ électromagnétique dépendant du temps est atteint. Ces pertes sont les sources de chaleur pour l'analyse thermique pour la machine étudiée.

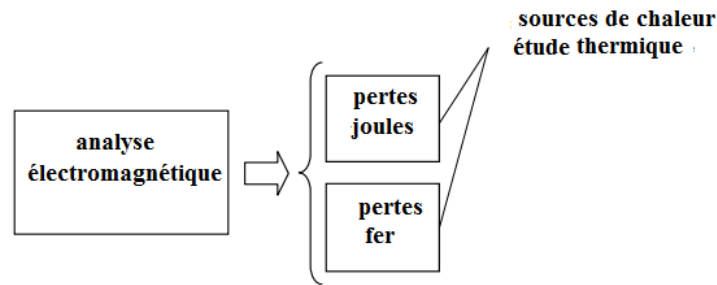


Figure II. 1: Analyse électromagnétique

Deux modes de résolution peuvent existés [27] :

Analyse thermique en régime permanent : les propriétés du matériau sont indépendantes de la température. Les pertes Joule et fer calculées précédemment représentent les sources de chaleur dans l'analyse thermique en régime permanent de la machine. Le champ de température dépend des valeurs des coefficients d'échange thermique ; c'est pourquoi l'influence de ces coefficients sera analysée par une étude paramétrique afin de déterminer l'efficacité du système de refroidissement. Ceci est montré en figure II.2 ci-dessous.

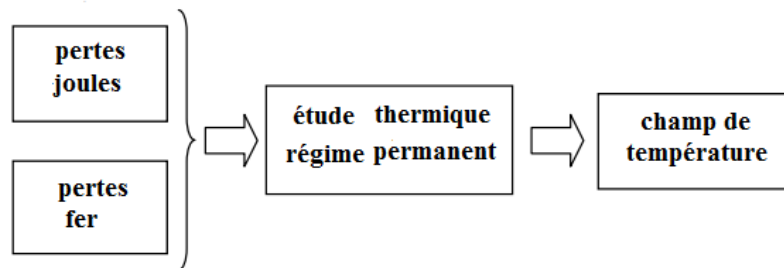


Figure II. 2: Analyse thermique en régime permanent

Couplage multi-physique : Les phénomènes électromagnétiques et thermiques sont couplés car la résistivité des conducteurs dépend de la température ainsi que des propriétés des aimants permanents (résistivité et densité de flux magnétique rémanente).

Dans ce type d'étude, il y a couplage entre deux applications :

Une application magnétique ou électrique (1) qui permet le calcul de la puissance dissipée par effet Joule dans le dispositif chauffée.

Une application thermique (2) qui permet l'étude de l'évolution de la température dans le dispositif chauffé.

La puissance dissipée par effet Joule, calculée avec l'application 1 est injectée comme source du problème dans l'application 2.

La température calculée avec l'application 2 est injectée pour l'évaluation des caractéristiques des matériaux dans l'application 1.

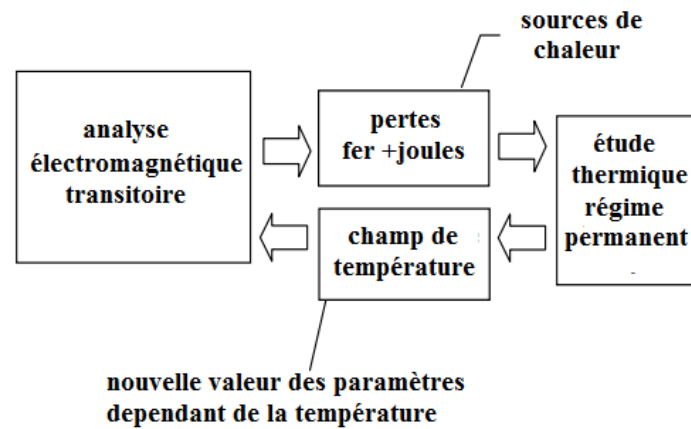


Figure II. 3: Couplage multi physique en analyse thermique

II.3.1. Méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis est largement utilisée à l'heure actuelle, pour ses possibilités de calcul de la distribution de températures dans la machine avec une grande précision et les différents couplages envisageables. Une tendance actuelle dans les simulations numériques est le couplage électromagnétique et thermique dans le cas des machines électriques. La difficulté majeure en utilisant la méthode des éléments finis est l'étude du problème thermique de la machine électrique en 3d. En effet, il est en particulier difficile avec cette méthode de tenir compte des couches fines dans certaines parties de la machine et de prendre en compte l'éventuel échauffement du liquide de refroidissement [54]. De plus, le temps de calcul nécessaire au traitement de ce type de problème est souvent important.

Résoudre un problème thermique par les éléments finis consiste à déterminer la répartition spatiale de la température en résolvant l'équation de la chaleur [27] :

$$\operatorname{div}(\lambda \cdot \overrightarrow{\operatorname{grad}} T) + P = 0 \quad \text{II.14}$$

avec P représente les pertes magnétiques et mécaniques dans la machine.

Pour tout outil numérique de calcul par des éléments finis, la démarche de l'étude du problème physique reste la même. Chaque étape utilise un module spécifique (figure II.4). Les régions à forts gradients de température ou encore les petites épaisseurs doivent faire l'objet d'un maillage particulièrement fin.

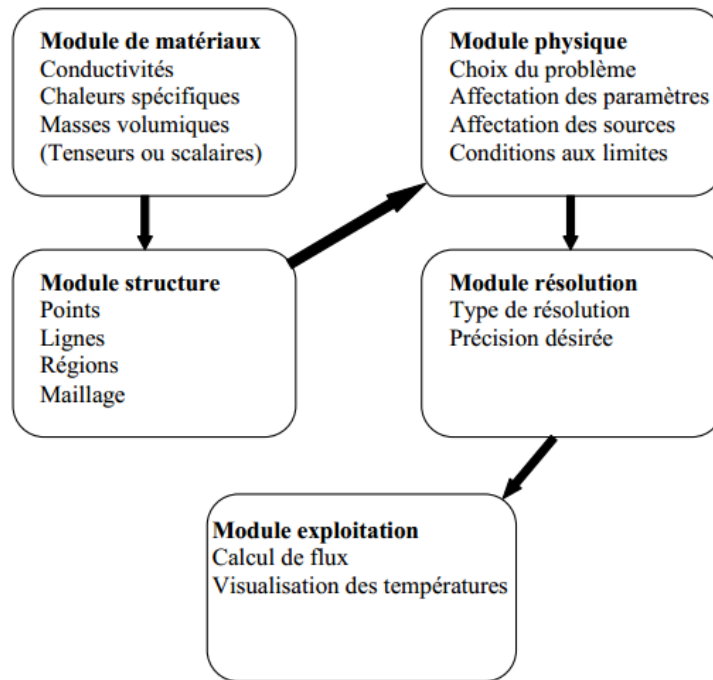


Figure II. 4: Etapes de modélisation par éléments finis [10]

II.3.2.Méthode du circuit thermique équivalent ou méthode Nodale

Le principe de la méthode nodale est de discrétiser un système physique en un certain nombre de volumes élémentaires supposés isothermes et de leur attribuer un nœud où sera calculé la température. Chaque nœud i peut échanger de l'énergie avec un ensemble de nœuds n représentant son environnement par conduction, convection, rayonnement et est potentiellement relié à une source de chaleur.

L'analyse de ces échanges conduit à mettre en place un réseau de connexions entre les nœuds que l'on peut comparer à un maillage éléments fini de type orthogonal. Dans tout modèle nodal, chaque nœud doit correspondre à au moins un matériau. Plus le nombre de nœud est important et plus la discrétisation est affinée. En présence d'un fort gradient de température dans l'élément, il est nécessaire d'augmenter le nombre de nœuds sous peine de générer des erreurs. Le manque de précision des résultats peut être également liée à des conditions aux limites mal connues, à des contacts entre solides aléatoires ou à certaines hétérogénéités [55].

Cette méthode traite les problèmes 1d, 2d et 3d et les équations utilisées peuvent être non linéaires [56].

Dans ce qui suit une description détaillée du modèle réseau de résistances thermiques des machines asynchrones et synchrones à aimants permanents montés sur la surface du rotor est présenté [9, 25, 10, 11, 59, 60].

II.3.2.1. Analogie thermique électrique

Cette méthode de modélisation, consiste à ramener l'étude du comportement thermique à un schéma équivalent électrique en utilisant des conductances et des capacités thermiques [57,58]. Les pertes constituent alors les sources de courant et la tension aux différents nœuds donne la température.

Nous rappelons sur la Tableau II.2 l'analogie thermoélectrique.

Système thermique	Système électrique
Température T	Tension U
Puissance calorifique Q	Courant électrique I
Résistance thermique R	Résistance électrique R
Conductance thermique $1/R$	Conductance électrique $1/R$
Capacité calorifique C	Capacité C
$Q = \frac{T}{R}$	$I = \frac{U}{R}$

Tableau II. 1 : Similitude entre la thermique et l'électricité

II.3.2.2. Description du modèle

Dans le modèle thermique localisé, une équivalence est faite entre le circuit thermique et le circuit électrique, où le flux de chaleur est le courant et la température nodale est la tension. Puisque les régions où le flux de chaleur n'est pas fortement affecté par la densité de maillage, une relaxation pourrait être utilisée pour réduire les variables inconnues et réduire ainsi la taille globale de la matrice du système et le temps requis pour l'inverser,

La figure ci-dessous illustre un maillage uniforme d'un stator de machines radiales utilisant des résistances thermiques quadrilatérales, tandis que la Figure à droite représente un élément quadrilatéral dans lequel la puissance P_c est injectée.

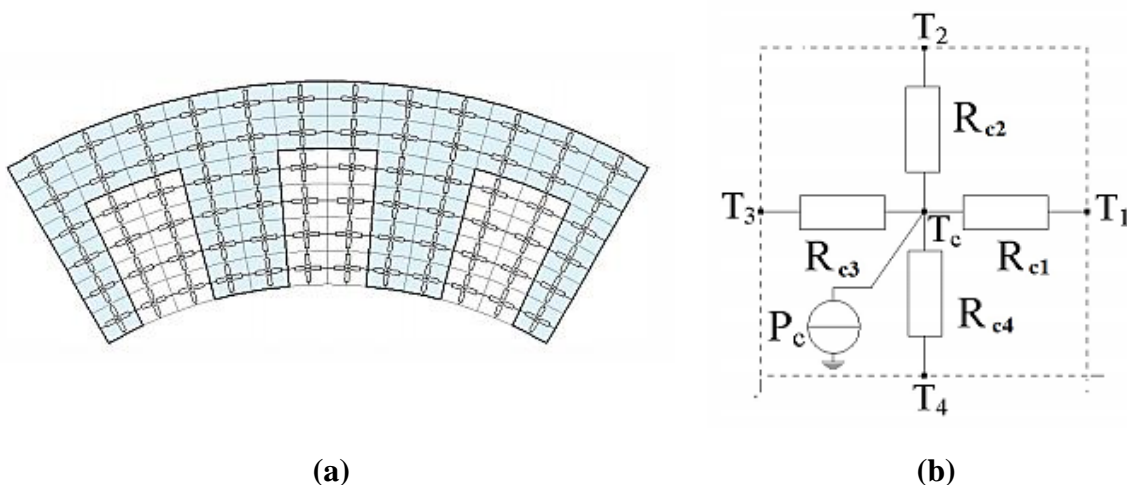


Figure II. 5: Maillage du stator avec éléments thermiques quadrilatéraux.

Le calcul des quatre résistances thermiques de conduction constituant l'élément quadrilatéral est donné par l'équation ci-dessous pour la machine à champ radial, dans laquelle R_r et R_θ sont respectivement les résistances thermiques radiales et tangentielles d'une portion de cylindre située entre deux rayons (un externe R_2 et un interne R_1), avec une ouverture d'un angle égal à $\Delta\theta$. L_a est la longueur active de la machine et k est le coefficient de conduction thermique.

$$R_r = \log\left(\frac{R_2}{R_1}\right) \frac{1}{k\Delta\theta L_a} \tag{II.15}$$

$$R_\theta = \frac{\Delta\theta}{\log\left(\frac{R_2}{R_1}\right) kL_a} \tag{II.16}$$

La résistance $R_{conv,i}$ représente la résistance thermique par convection entre la surface externe du boîtier et la température ambiante qui est calculée comme suit

$$R_{conv,i} = \frac{1}{A_{conv,i} h_{ext}} \tag{II.17}$$

où $A_{conv,i}$ représente la surface de contact et h_{ext} est le coefficient de transfert de chaleur par convection.

L'équation nodale à l'état stationnaire pour le modèle thermique est donnée par l'équation II.18 pour chaque nœud. Chaque nœud est connecté à quatre nœuds adjacents j et une source de chaleur P_{ci} .

$$P_{ci} = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n \frac{T_i - T_j}{R_{ij}} \tag{II.18}$$

La méthode nodale est utilisée pour former le système d'équations du circuit thermique équivalent. Les inconnues du système d'équations du circuit généré sont les températures à chaque nœud. Le système d'équations, correspondant au LPTM, est exprimé en utilisant une formulation matricielle.

$$[G]. [T] = [P] \tag{II.19}$$

où $[G]$ $[n \times n]$ est la matrice de conductance thermique, $[T]$ $[n \times 1]$ est le vecteur de températures (le vecteur des inconnues), et $[P]$ $[n \times 1]$ est le vecteur d'entrée de puissance. n est le nombre de nœuds total.

Pour un exemple simple constitué de neuf nœuds, le schéma du réseau thermique équivalent est :

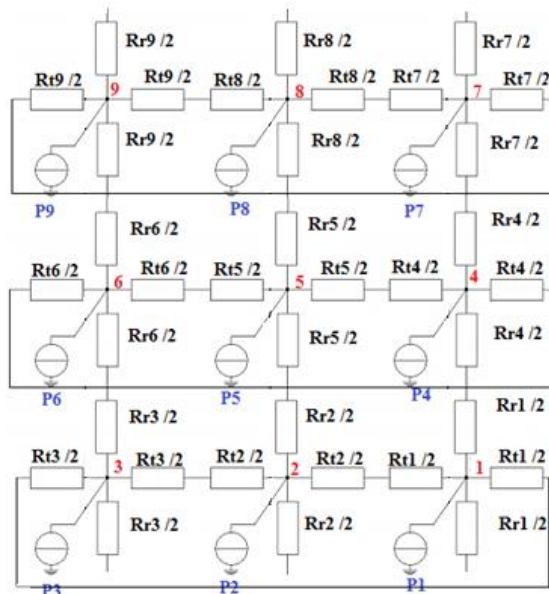


Figure II. 6: Réseau thermique à neuf nœuds

La formulation du système d'équations

Le développement est effectué pour les nœuds 1 et 5, ce qui est similaire pour les autres nœuds.

$$P1 = \frac{T1 - T3}{\frac{Rt1}{2} + \frac{Rt3}{2}} + \frac{(T1 - T2)}{\left(\frac{Rt1}{2} + \frac{Rt2}{2}\right)} + \frac{(T1 - T4)}{\left(\frac{Rr1}{2} + \frac{Rr4}{2}\right)}$$

$$P5 = \frac{T5 - T4}{\frac{Rt5}{2} + \frac{Rt4}{2}} + \frac{(T5 - T6)}{\left(\frac{Rt5}{2} + \frac{Rt6}{2}\right)} + \frac{(T5 - T2)}{\left(\frac{Rr5}{2} + \frac{Rr2}{2}\right)} + \frac{(T5 - T8)}{\left(\frac{Rr5}{2} + \frac{Rr8}{2}\right)}$$

Le système d'équations à résoudre dans ce cas :

$$P1 = \left[-\frac{2}{Rt2 + Rt1} T2 - \frac{2}{Rt1 + Rt3} T3 - \frac{2}{Rr1 + Rr4} T4 + \left(\frac{2}{Rt2 + Rt1} + \frac{2}{Rt1 + Rt3} + \frac{2}{Rr1 + Rr4} \right) T1 \right]$$

$$P2 = \left[-\frac{2}{Rt2 + Rt1} T1 - \frac{2}{Rt2 + Rt3} T3 - \frac{2}{Rr2 + Rr5} T5 + \left(\frac{2}{Rt2 + Rt1} + \frac{2}{Rt2 + Rt3} + \frac{2}{Rr2 + Rr5} \right) T2 \right]$$

$$P3 = \left[-\frac{2}{Rt3 + Rt1} T1 - \frac{2}{Rt2 + Rt3} T2 - \frac{2}{Rr3 + Rr6} T6 + \left(\frac{2}{Rt3 + Rt1} + \frac{2}{Rt2 + Rt3} + \frac{2}{Rr3 + Rr6} \right) T3 \right]$$

$$P4 = \left[\left(\frac{2}{Rt4 + Rt5} + \frac{2}{Rt4 + Rt6} + \frac{2}{Rr4 + Rr1} + \frac{2}{Rr4 + Rr7} \right) T4 - \frac{2}{Rr4 + Rr1} T1 - \frac{2}{Rt4 + Rt5} T5 \right. \\ \left. - \frac{2}{Rt4 + Rt6} T6 - \frac{2}{Rr4 + Rr7} T7 \right]$$

$$P5 = \left[\left(\frac{2}{Rt5 + Rt4} + \frac{2}{Rt5 + Rt6} + \frac{2}{Rr5 + Rr2} + \frac{2}{Rr5 + Rr8} \right) T5 - \frac{2}{Rr5 + Rr2} T2 - \frac{2}{Rt5 + Rt4} T4 \right. \\ \left. - \frac{2}{Rt5 + Rt6} T6 - \frac{2}{Rr5 + Rr8} T8 \right]$$

$$P6 = \left[\left(\frac{2}{Rt6 + Rt4} + \frac{2}{Rt5 + Rt6} + \frac{2}{Rr6 + Rr3} + \frac{2}{Rr6 + Rr9} \right) T6 - \frac{2}{Rr6 + Rr3} T3 - \frac{2}{Rt5 + Rt6} T5 \right. \\ \left. - \frac{2}{Rt6 + Rt4} T4 - \frac{2}{Rr6 + Rr9} T9 \right]$$

$$P7 = \left[-\frac{2}{Rt7 + Rt8} T8 - \frac{2}{Rt7 + Rt9} T9 - \frac{2}{Rr7 + Rr4} T4 + \left(\frac{2}{Rt7 + Rt8} + \frac{2}{Rt7 + Rt9} + \frac{2}{Rr7 + Rr4} \right) T7 \right]$$

$$P8 = \left[-\frac{2}{Rt7 + Rt8} T7 - \frac{2}{Rr8 + Rr5} T5 - \frac{2}{Rt8 + Rt9} T9 + \left(\frac{2}{Rt7 + Rt8} + \frac{2}{Rt8 + Rt9} + \frac{2}{Rr8 + Rr5} \right) T8 \right]$$

$$P9 = \left[-\frac{2}{Rt7 + Rt9} T7 - \frac{2}{Rt9 + Rt8} T8 - \frac{2}{Rr9 + Rr6} T6 + \left(\frac{2}{Rt9 + Rt8} + \frac{2}{Rt7 + Rt9} + \frac{2}{Rr9 + Rr6} \right) T9 \right]$$

Les nœuds de périphérie (1,2,3,7,8 et 9) correspondent à des conditions aux limites de type de Dirichlet s'il s'agit d'une température fixe, et de Neumann dans le cas d'un flux thermique fixe.

Dans ce travail, on ne considère que la transmission de chaleur par conduction entre les différentes pièces de la machine. Le transfert de chaleur par convection se situe entre la surface externe de la machine et l'air ambiant et au niveau du noyau du rotor. L'entrefer est considéré comme une région où le transfert thermique est conductive malgré que le transfert thermique dans l'air de l'entrefer peut ce faire par conduction et convection. Le transfert thermique par convection peut être étudié par la méthode nodale. Le rayonnement est considéré négligeable.

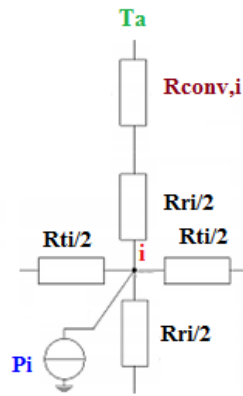


Figure II. 7: Mise en évidence de la convection

Dans le cas u transfert de chaleur par convection au nœud i , on aura l'équation suivante :

$$P_i = \frac{T_i - T_a}{\frac{R_{ri}}{2} + R_{conv,i}} = \frac{2}{R_{ri} + 2R_{conv,i}} (T_i - T_a)$$

Une fois la matrice G et le vecteur P sont connues pour la machine étudiée, il est nécessaire d'introduire les températures fixes au niveau de la surface externe de la machine ainsi qu'au niveau du noyau. Ceci est réalisé en utilisant la méthode du terme diagonal dominant. En effet, si on veut fixer la température ambiante à $T_7 = 24^\circ\text{C}$ au niveau du nœud externe 7, la matrice G et le vecteur P seront modifiés comme suit:

$$G(7,7) = G(7,7) + \alpha$$

$$P(7) = \alpha * T_7$$

avec α un nombre très grand devant la valeur maximale de tous les éléments de la matrice G .

Cette procédure est répétée pour tous les nœuds où la température doit être fixée que ce soit pour une condition de Dirichlet ou par convection à l'extérieur de la machine ou au niveau du noyau du rotor.

II.4. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté la modélisation électromagnétique basée sur la résolution des équations du champ magnétique par la méthode des éléments finis pour déterminer les performances électromagnétiques, les pertes fer et les pertes Joule dans les machines asynchrones à cage et les machines synchrones à aimants permanents montés sur la surface du rotor. Les pertes magnétiques (les sources de chaleur) calculées en utilisant le logiciel Flux2d, seront injectées au modèle thermique de conduction proposé basé sur la méthode du réseau des résistances thermiques. Ce dernier est basé sur le maillage de la machine avec des résistances thermiques radiales et tangentielles dans le cas de la conduction et un élément à une seule résistance thermique dans le cas de la convection. La méthode des éléments finis représenté par le logiciel Flux2d est utilisée pour déterminer les pertes magnétiques à injecter dans le modèle semi-analytique, calculer le transfert thermique et pour valider les résultats issus du modèle semi-analytique du réseau de résistances thermique.

Le chapitre suivant présente l'exploitation des méthodes semi-analytique et numérique par éléments finis pour la prédiction des performances électromagnétiques et la température dans une machine asynchrone à cage et une machine synchrone à aimants permanents montés en surface.

Chapitre 3 : Exploitation de la méthode Nodale pour la prédiction du transfert thermique dans les machines électriques

III.1. Introduction

Ce chapitre décrit le calcul électromagnétique et thermique d'une machine asynchrone à cage et une machine synchrone à aimants permanents montés en surface. Il contient les étapes et les données nécessaires pour réaliser les modèles par éléments finis afin de déterminer les différentes pertes, qui forment par la suite le point de départ pour une étude thermique basée sur la méthode du circuit thermique équivalent et la méthode des éléments finis.

III.2. Etude électromagnétique et thermique de la machine asynchrone

III.2.1. Simulation électromagnétique de la machine asynchrone par éléments finis

La machine asynchrone à cage d'écureuil est traitée par un modèle magnéto-harmonique qui permet d'évaluer les pertes par effet Joule et les pertes ferromagnétiques dans toute la machine. Ainsi, ce modèle fournit les sources de chaleur qui représentent les données du modèle thermique en régime permanent du moteur étudié.

III.2.1.1. Paramètres de la machine étudiée

La machine asynchrone triphasée à cage étudiée présente les caractéristiques suivantes :

Partie	Paramètres	Valeur	unités
Machine	Puissance nominale	500	W
	Tension nominale	380	V
	Fréquence	50	Hz
	Vitesse nominale	1485	Tr/min
	Nombre de pôles	4	
	Longueur active	200	mm
Stator	Nombre de phases	3	
	Nombre d'encoches statoriques	36	
	Rayon extérieur du stator	100	mm
	Rayon intérieur du stator	61	mm
	Profondeur d'encoche statorique	24	mm
Rotor	Nombre de barres rotoriques	28	
	Rayon extérieur du rotor	60	mm
	Profondeur d'encoche rotorique	22	mm
	Rayon de l'arbre	20	mm
	Longueur d'entrefer	1	mm
	Perméabilité de la barre rotorique	1	H/m

Tableau III. 1 : Caractéristiques de la machine asynchrone

III.2.1.2. Description géométrique et maillage du moteur

Le point initial pour la réalisation d'un projet sous Flux 2D est l'introduction de la forme géométrique de la machine, la définition de la finesse du maillage, les différents types de matériaux linéaires et non linéaires ainsi que les conditions aux limites (Figure III.1).

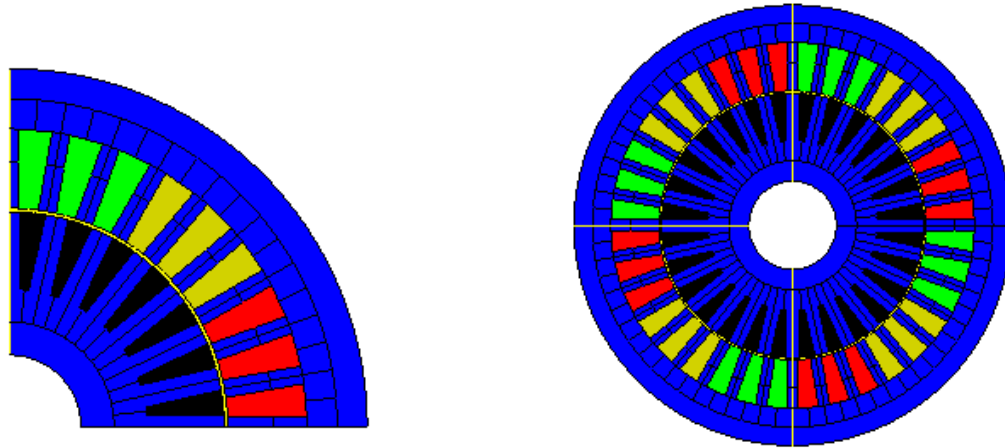


Figure III. 1: Géométrie de la machine.

Le découpage par des éléments triangulaires sur un pôle de la machine présente les caractéristiques suivantes :

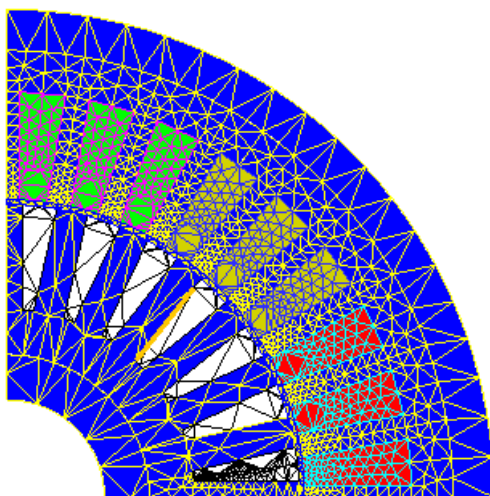


Figure III. 2 : Maillage de la machine

Nombre total de nœuds : 4637	
Eléments surfaciques : 1339	
Nombre d'éléments non évalués	0 %
Nombre d'éléments d'excellente qualité	84.56 %
Nombre d'éléments de bonne qualité	6.07 %
Nombre d'éléments de qualité moyenne	4.57 %
Nombre d'éléments de qualité médiocre	4.79 %

Tableau III. 2 : Qualité du maillage

III.2.1.3. Description physique

Cette section présente la définition des propriétés physiques des matériaux et les régions de la machine ; elle consiste à :

- définir l'application physique sur laquelle la simulation est faite. Pour le cas traité l'application est magnéto-harmonique. Cette dernière permet l'étude des dispositifs en régime harmonique (régime permanent sinusoïdal) pour une fréquence donnée. La résolution en complexe des équations de Maxwell suppose que toutes les grandeurs

physiques varient de façons sinusoïdales dans le temps à une fréquence donnée. Le champ magnétique est lié à la présence de courants électriques variables, obligatoirement sinusoïdaux (les régions de type aimants ne sont pas autorisées). Cette application permet la prise en compte des courants induits dans les régions conductrices (courants de Foucault).

- créer un matériel utilisé afin de concevoir les différentes parties de la machine. On fait introduire leurs caractéristiques magnétiques, diélectriques et thermiques. Pour les matériaux magnétiques, une courbe B(H) est ajoutée afin de tenir en compte la saturation.
- créer les paramètres (Entrée/Sortie) caractérisant la machine (glissement, courant ...).
- créer des ensembles mécaniques (stator et rotor) qui regroupent des éléments selon leur occupation de l'espace.
- créer le circuit électrique de la machine. Le circuit électrique correspond à l'alimentation et la cage d'écuréuil.
- associer chaque région surfacique à l'élément qui le représente.

La caractéristique magnétique des matériaux ferromagnétiques utilisés dans la machine est représentée ci-dessous.

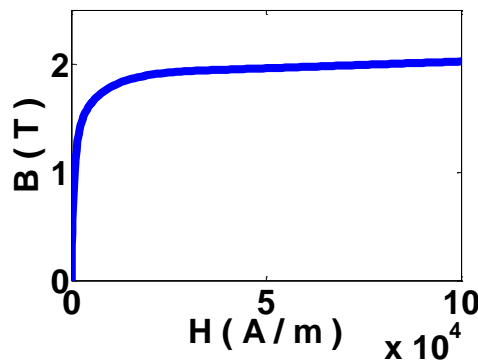


Figure III. 3: Caractéristiques B(H) du matériau magnétique flu_steel_1010_xc10.

III.2.1.4. Résolution du modèle

- **Cartographie du champ**

La distribution de l'induction magnétique et les lignes équipotentiels sont représentés sur les figures 4 et 5.

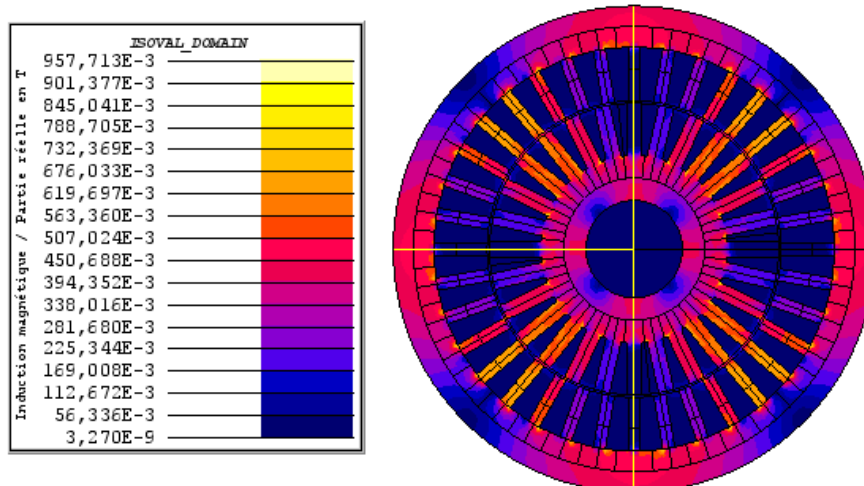


Figure III. 4: Distribution de l'induction magnétique

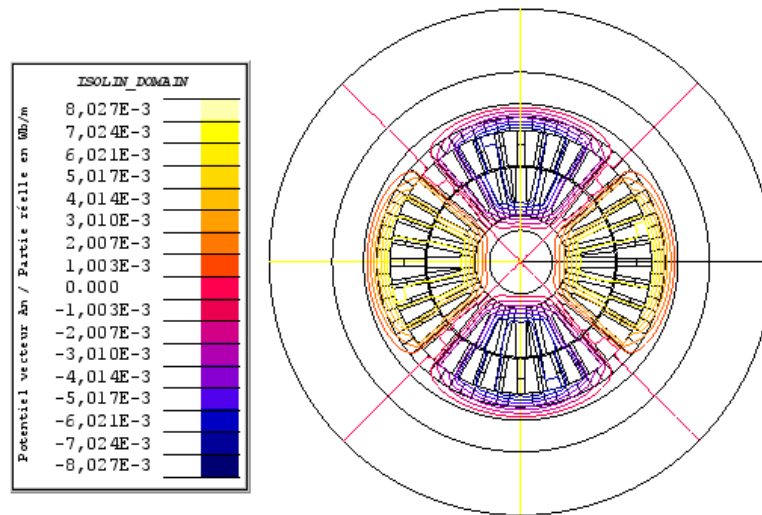


Figure III. 5: Répartition des lignes du potentiel vecteur.

Nous remarquons bien la présence de deux paires de pôles. La distribution des lignes est quasi symétrique par rapport aux axes des pôles. Les lignes de champ entre le stator et le rotor sont légèrement déviées dans le sens de la rotation du rotor. La répartition de l'induction est, elle aussi, quasi-symétrique.

- **Evaluation des pertes**

Dans le modèle magnéto-harmonique du moteur asynchrone, les pertes par effet Joule dans les barres du rotor et les pertes fer dépendent de la position relative entre le rotor et le stator.

La densité volumique des pertes Joule au niveau des barres rotoriques et les pertes fer stator sont représentées sur les figures III.6 et 7.

Selon le code des couleurs, nous pouvons remarquer que les pertes magnétiques ne sont pas uniformes et identiques aux niveau des barres rotoriques et au niveau du stator.

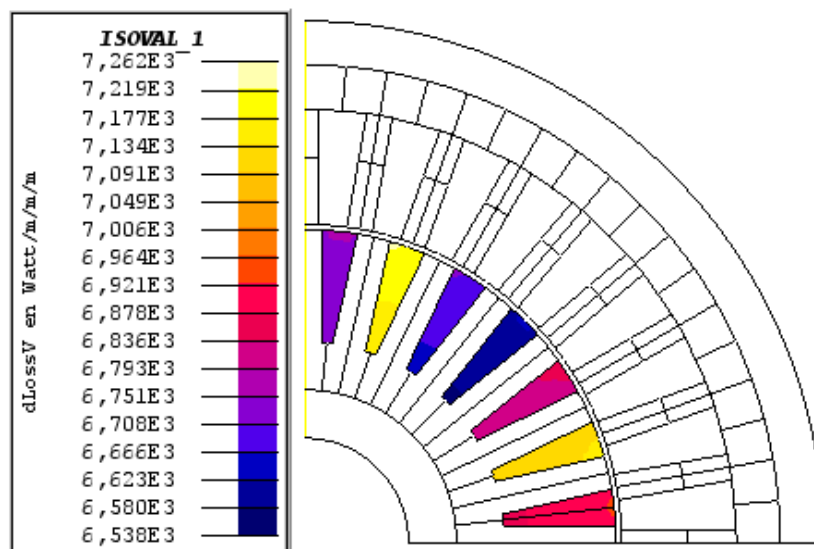


Figure III. 6: Distribution volumique des pertes Joule dans les barres rotoriques

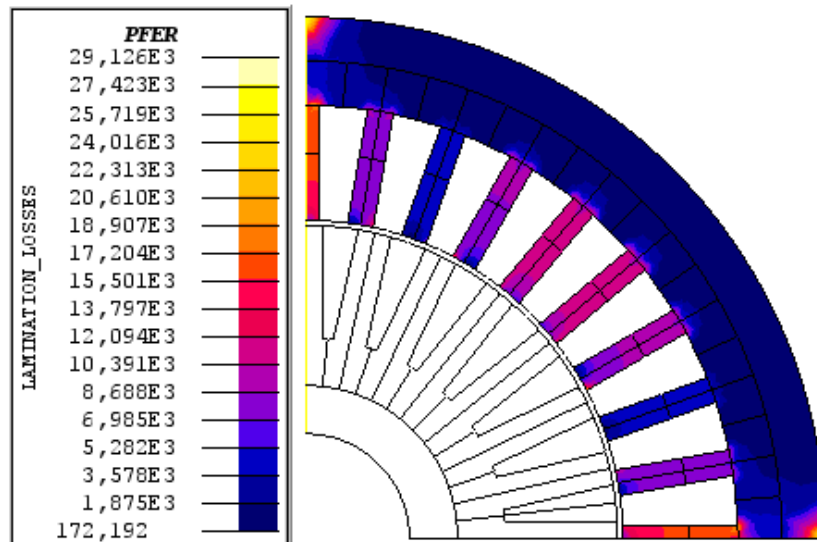


Figure III. 7: Distribution volumique des pertes fer statoriques

III.2.2. Simulation du transfert thermique

Cette simulation présente les objectifs suivants :

- étude de l'échauffement en régime permanent du moteur asynchrone à cage d'écurieil.
- développement d'un modèle thermique 2D avec un entrefer modélisé comme une région conductrice thermique.
- analyse de l'influence de la valeur de la conductivité thermique de la région de l'entrefer sur le chauffage en régime permanent du moteur.
- étude de l'influence des valeurs des coefficients de convection par rapport à l'air ambiant et au niveau du noyau rotorique qui permet de modéliser l'effet du refroidissement du moteur.

III.2.2.1. Description physique

- **Les matériaux utilisés dans le modèle thermique**

Le modèle thermique en utilisant le logiciel Flux2d nécessite l'introduction des propriétés thermiques des matériaux constituant les différentes parties de la machine (Tableau III.3).

Type	propriétés
Stator et rotor FLU_STEEL_1010_XC10	Conductivité thermique isotrope $K = 35 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
Bobines du stator en cuivre	Conductivité thermique isotrope $K = K_ENCOCHE$
Barre de rotor en cuivre	Conductivité thermique isotrope $K = 209 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
Entrefer	Conductivité thermique isotrope $K = K_ENTREFER$

Tableau III. 3: Conductivités thermiques des différents matériaux utilisés

- **Conditions aux limites :**

Comme nous l'avons déjà précisé, les conditions aux limites au niveau de la surface externe de la machine et au niveau de la surface interne du rotor (le noyau) sont de type convectives (Figure III.8).

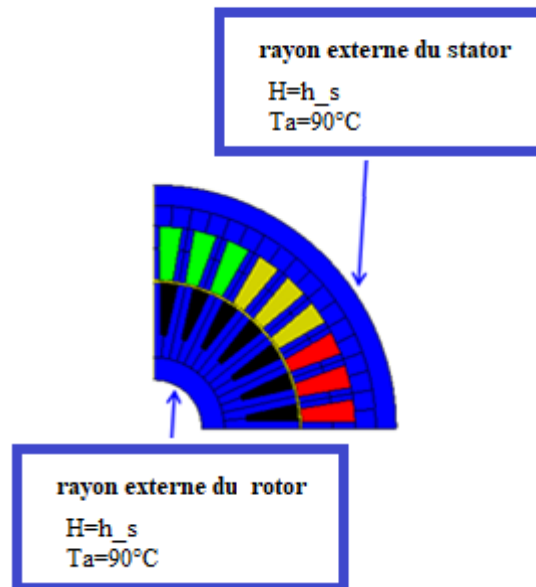


Figure III. 8 : Conditions au limites

Le moteur étudié est un moteur fermé avec un système d'échange de chaleur air-air, dans lequel un ventilateur interne assure le mouvement de l'air à l'intérieur du moteur. Les deux surfaces de transfert considérées dans ce modèle thermique 2D du moteur sont en contact avec l'air à l'intérieur, qui est considéré comme ayant la température $T_a = 90^{\circ}\text{C}$, comme donnée d'entrée du modèle.

- **Sources de chaleur :**

pertes par effet Joule dans les bobines du stator

pertes par effet Joule dans les barres du rotor

pertes magnétiques dans le fer du stator et du rotor.

III.2.2.2. Exploitation de la méthode des éléments finis

Dans ce qui suit, nous présentons les résultats du modèle thermique sous Flux 2d en régime permanent d'un moteur asynchrone à cage d'écureuil.

Le processus de résolution prend en compte les quatre paramètres thermiques suivants :

- conductivité thermique de la région de l'entrefer :

$$K_{\text{entrefer}} = \{0.03; 0.3; 3; 30\} \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$$

- conductivité thermique de la région de l'encoche :

$$K_{\text{encoche}} = \{1.73, 394\} \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$$

- coefficient de transfert convectif sur la surface externe du stator :

$$H_s = \{20 ; 40 ; 60 ; 80\} \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$$

- coefficient de transfert convectif sur la surface interne du rotor :

$$H_r = \{20 ; 40 ; 60 ; 80\} \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$$

III.2.2.2.1. Variation de la conductivité thermique

- **Variation de la conductivité thermique de la zone d'entrefer**

La figure III.9 montre que l'augmentation de la conductivité de la zone d'entrefer conduit à l'augmentation de la température du rotor, puisque le transfert thermique du stator au rotor via l'entrefer conducteur est amélioré, on considère ici que $H_s = H_r = 80 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$ $K_{\text{encoche}} = 394 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$.

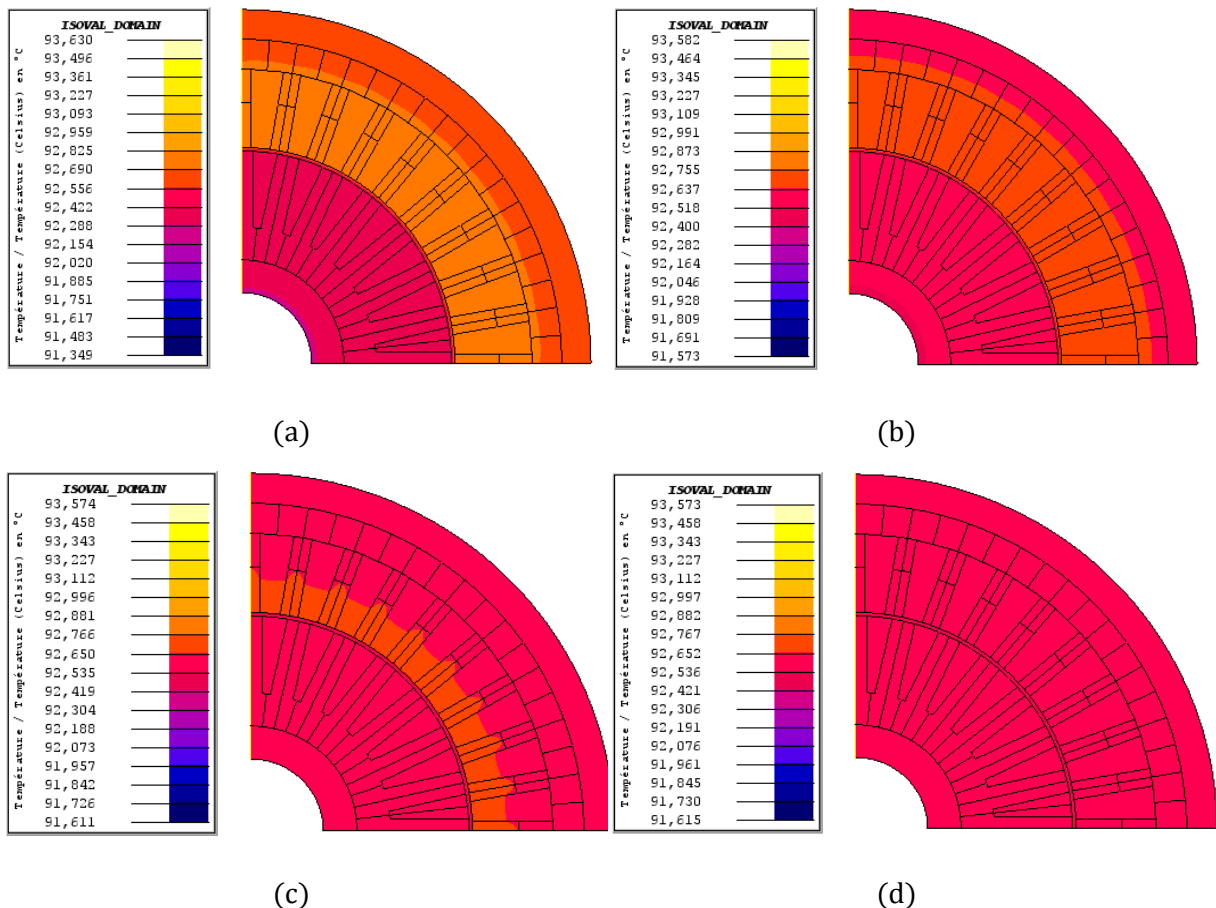


Figure III. 9: Influence de la conductivité thermique d'entrefer sur la température (a) $K = 0.03 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, (b) $K = 0.3 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, (c) $K = 3 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, (d) $K = 30 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$

Les deux résultats importants du modèle 2D avec un entrefer conducteur thermique sont les suivants :

- le champ de température se concentre au niveau des régions de pertes importantes, en se basant sur les densités volumiques de pertes présentées précédemment. La température atteint son maximum dans les barres rotoriques et les encoches statoriques, puis elle

diminue dans le stator et le rotor dès que nous nous rapprochons aux extrémités où un coefficient de convection est introduit. Ce coefficient représente le refroidissement interne de la machine.

- la sensibilité du champ de température à la conductivité thermique de l'entrefer est moins significative. Il n'y a pas de différences importantes entre un entrefer bien isolant ($0.03 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$) et un bon entrefer thermique ($30 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$).

L'évaluation de la température au niveau de la barre et au niveau de l'encoche à l'aide d'un capteur thermique en fonction de la conductivité thermique dans l'entrefer, en gardant les coefficients convectifs constants $h_s = h_r = 80 \text{ W.m}^{-2}$, ne causera aucun changement au niveau de la température.

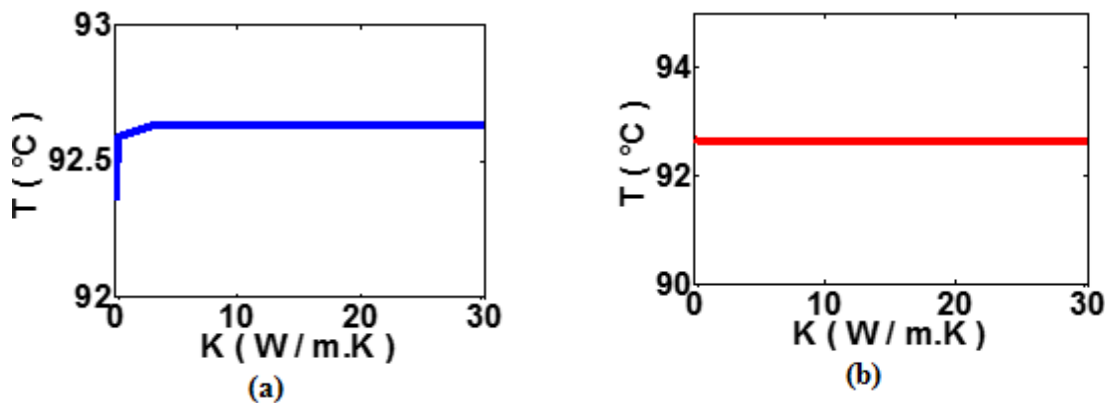


Figure III. 10: Influence de la conductivité thermique d'entrefer sur la distribution de la température (a) barre, (b) encoche

- **Variation de la conductivité thermique de la zone d'encoche**

La figure III.11 montre que l'augmentation de la conductivité de la zone d'encoche conduit à la diminution de la température de la machine en générale, on considère ici que $H_s = H_r = 80 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, $K_{\text{entrefer}} = 0.03 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$.

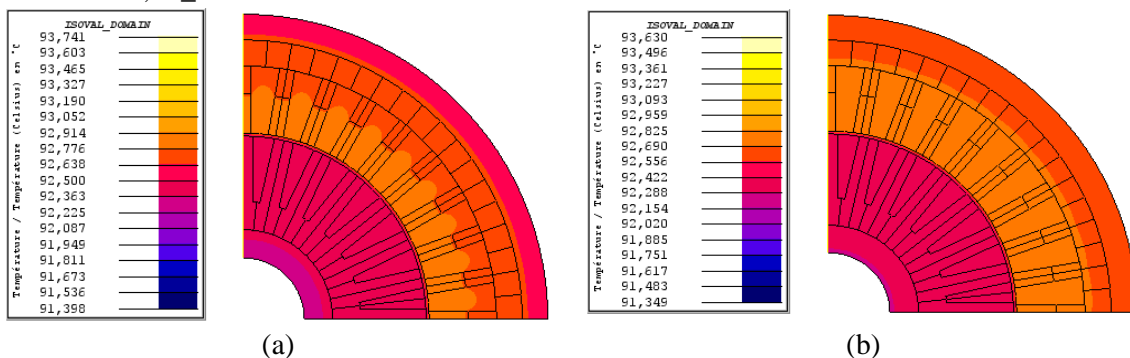


Figure III. 11: Influence de la conductivité thermique d'encoche sur la température (a) $K = 1.73 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, (b) $K = 394 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$

III.2.2.2.2. Variation du coefficient d'échange thermique par convection

Comme attendu, la valeur du coefficient de transfert thermique convectif h_s sur la surface externe du stator, et h_r sur la surface intérieure du rotor a une influence significative sur la température du moteur. Les valeurs maximales et minimales de la température sont listées dans le tableau III.5 suivant :

hr [W. m ⁻² K ⁻¹]	hs [W. m ⁻² K ⁻¹]	20	40	60	80
20	Tmax [°C]	101.4	97.0	95.5	93.8
	Tmin [°C]	98.8	94.6	92.8	92.9
40	Tmax [°C]	99.3	96.2	94.7	94.1
	Tmin [°C]	97.5	93.8	92.6	91.8
60	Tmax [°C]	98.6	95.0	94.5	93.7
	Tmin [°C]	96.1	94.0	92.1	91.7
80	Tmax [°C]	98.2	94.8	94.4	93.6
	Tmin [°C]	95.1	93.4	91.7	91.3

Tableau III. 4: Valeurs maximales et minimales de la température avec $k=0.03 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$

L'influence des valeurs des coefficients de transfert thermique par convection sur la température du moteur est mise en évidence sur la figure III.12 où on constate une température moins élevée pour des coefficients de transfert thermique convectif plus élevés.

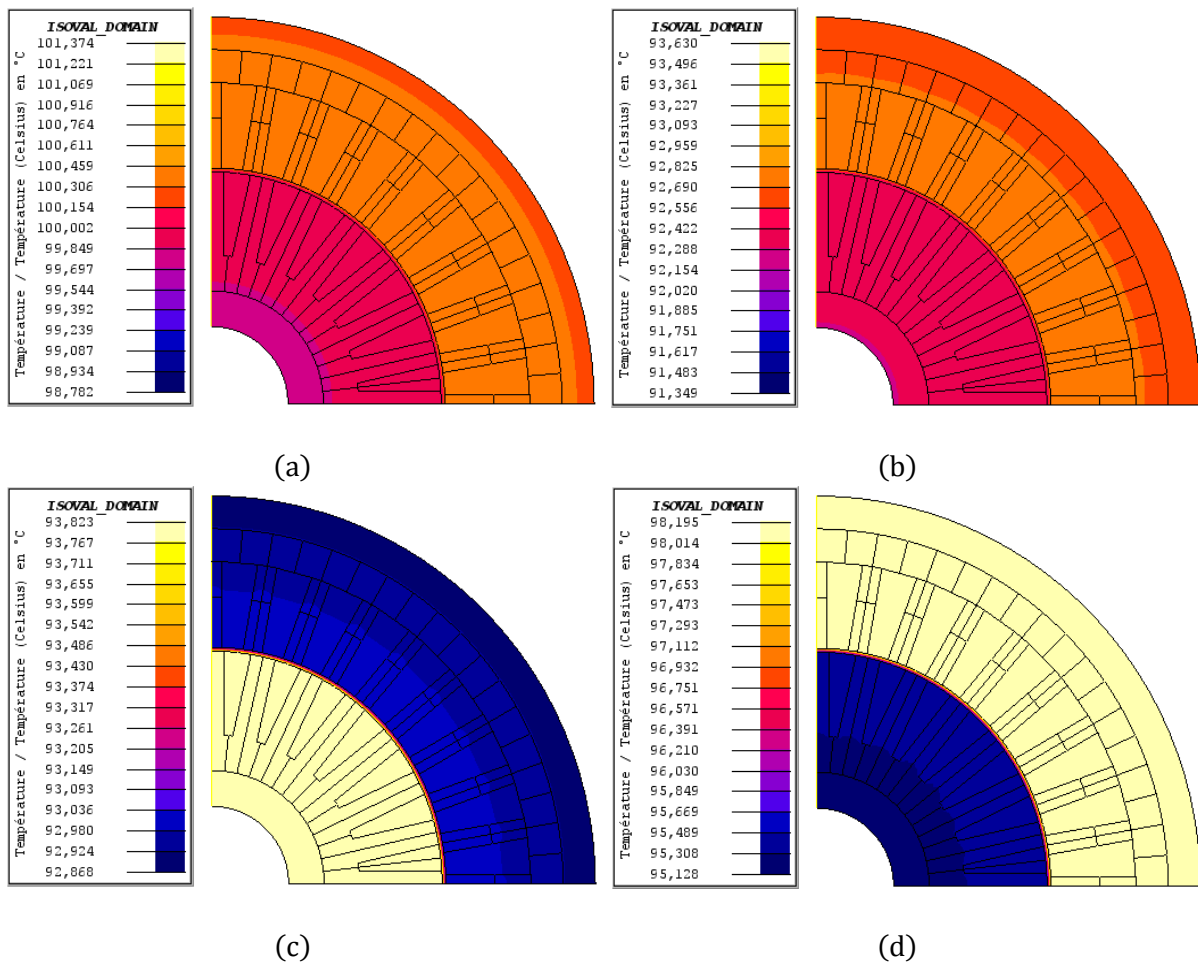


Figure III. 12: Influence des valeurs des coefficients convectifs sur la température du moteur (a) $hr = 20 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$, $hs = 20 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (b) $hr = 80 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$, $hs = 80 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (c) $hr = 20 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$, $hs = 80 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (d) $hr = 80 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$, $hs = 20 \text{ W. m}^{-2}\text{K}^{-1}$

L'évaluation de la température au niveau de la barre et au niveau de l'encoche à l'aide d'un capteur thermique en fonction des coefficients de transfert thermique convectif h_s et h_r , en gardant la conductivité thermique dans l'entrefer constante $K = 0.03 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, est illustrée sur la figure III.13.

- **Variation du coefficient convectif statorique h_s**

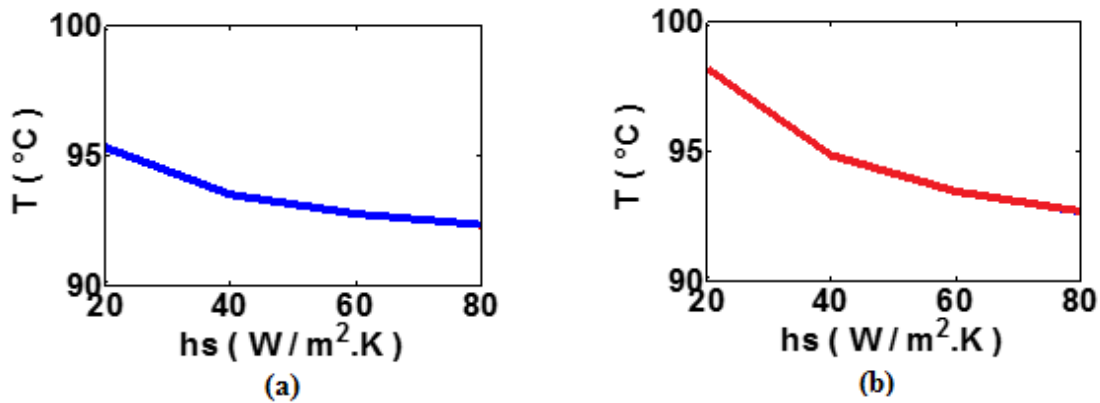


Figure III. 13: Variation de la température en fonction du coefficient d'échange statorique (a) barre, (b) encoche

L'augmentation du coefficient de transfert thermique convectif statorique h_s entraîne une diminution au niveau de la température de l'encoche statorique de 5°C. (98°C pour $h_s = 20 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ à 93°C où $h_s = 80 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$).

Dans ce cas, la température de la barre rotorique diminue aussi de 95°C pour $h_s = 20 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ à 92°C où $h_s = 80 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$.

Comme le coefficient h_s est lié directement au stator, la diminution au niveau de l'encoche est plus importante de celle trouvée au niveau de la barre rotorique.

- **Variation du coefficient convectif rotorique h_r**

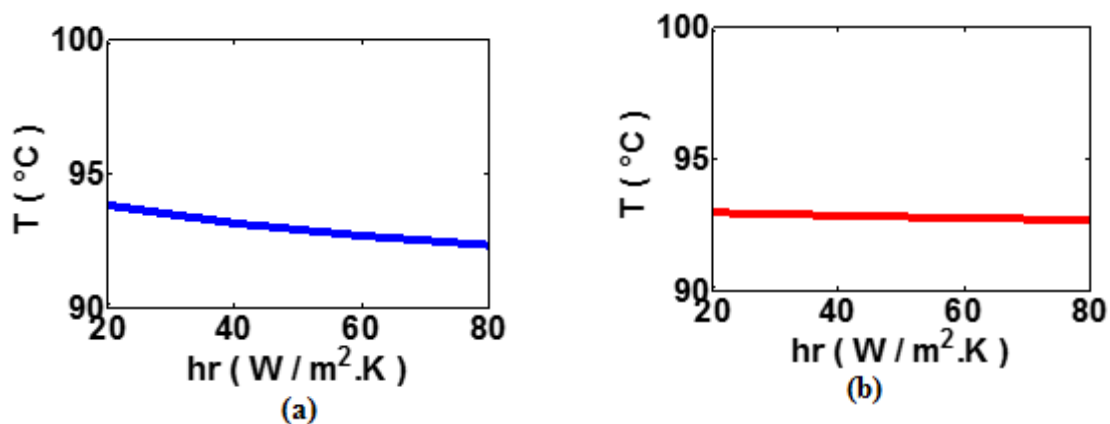


Figure III. 14: Variation de la température en fonction du coefficient convectif d'échange rotorique (a) barre, (b) encoche

L'élévation du coefficient de transfert thermique convectif rotorique h_r n'affecte pas la température de l'encoche statorique, elle est au voisinage de 92.7°C.

Cependant la température de la barre rotorique diminue légèrement de 94°C pour $h_s = 20 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ à 92°C où $h_s = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$.

III.2.2.3. Méthode du circuit thermique équivalent

La machine étudiée est décomposée en bloc liés entre eux à travers leurs nœuds périphériques dont ils ont un transfert de chaleur mutuelle. Le réseau thermique équivalent de la machine asynchrone étudiée, obtenue en utilisant les expressions des résistances thermiques citées dans le chapitre II permet pour une distribution des pertes donnée, de déterminer les températures en régime permanent des différents blocs.

On aboutit aux graphes des variations de température dans les différentes parties constituant la machine pour $h_s = h_r = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ et $K = 0.3 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$.

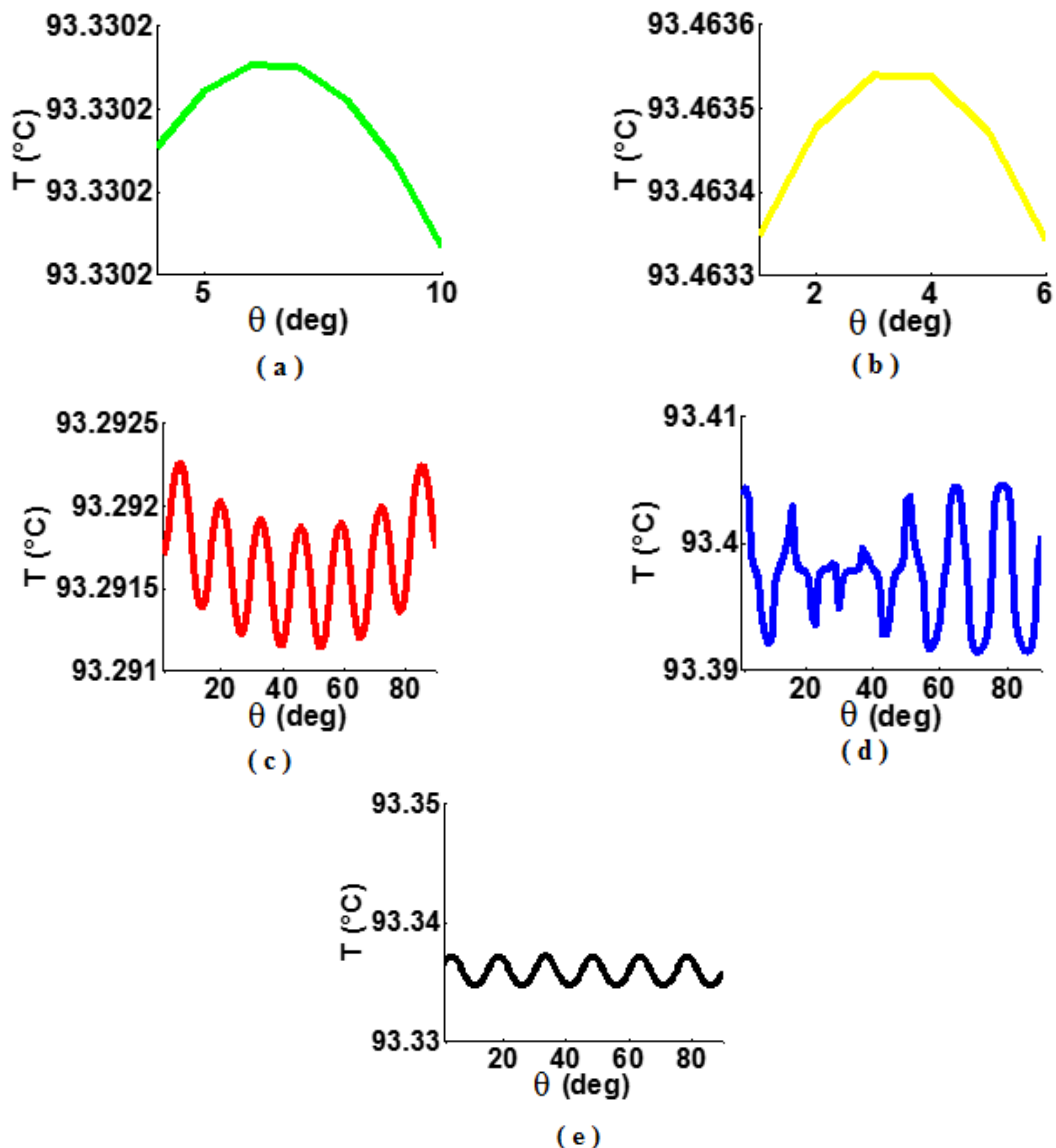


Figure III. 15: Variation de la température dans les différentes parties de la machine pour $h_s = h_r = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ et $K = 0.3 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ (a) barre, (b) encoche, (c) rotor, (d) entrefer, (e) stator.

III.2.2.3.1 Variation de la conductivité thermique

- Variation de la conductivité thermique de la zone d'entrefer

Pour différentes valeurs de la conductivité thermique de l'entrefer la plage de variation de la température reste presque identique, donc le champ de température n'est plus sensible à la variation de la conductivité thermique.

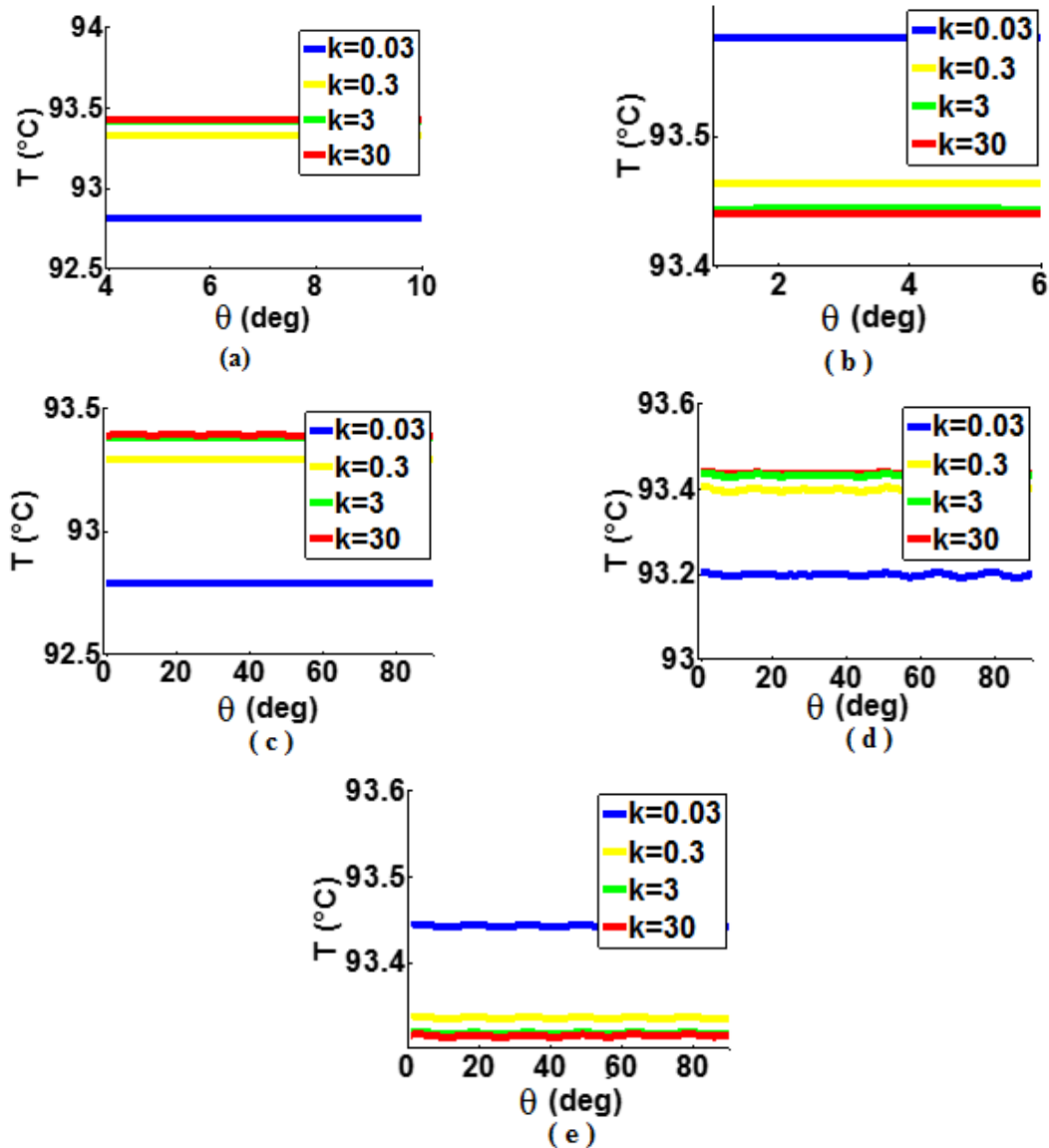


Figure III. 16: Effet de la conductivité thermique d'entrefer sur les différentes parties de la machine(a) barre, (b) encoche, (c) rotor, (d) entrefer, (e) stator.

On constate que l'augmentation de la conductivité thermique dans l'entrefer provoque une faible diminution de la température au niveau de l'encoche et du stator, or pour la barre, le rotor et l'entrefer; la température a légèrement augmentée.

La valeur de la température au centre de la barre rotorique et de l'encoche donne :

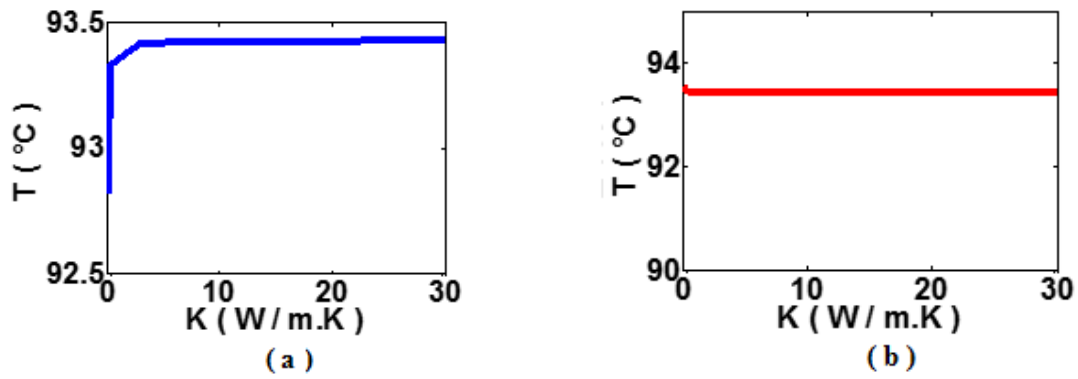
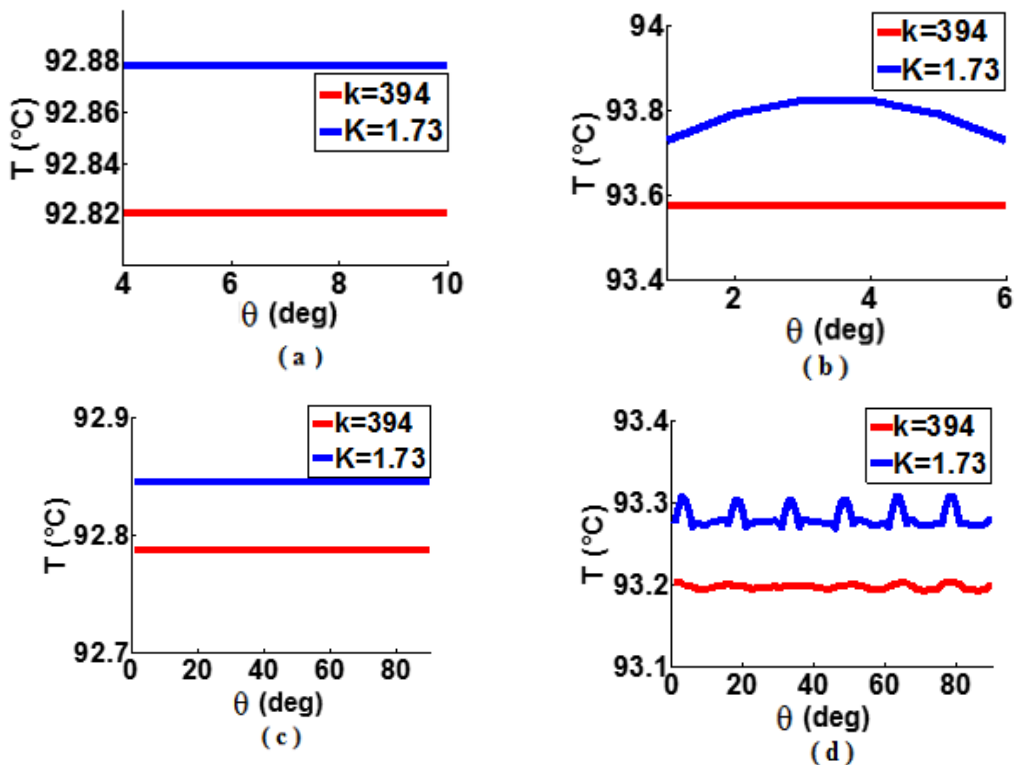


Figure III. 17: Influence de la conductivité thermique d'entrefer sur la distribution de la température (a) barre, (b) encoche

La température de la machine en fonction de la conductivité thermique dans l'entrefer obtenue par la méthode semi-analytique, en gardant les coefficients convectifs constants $h_s = h_r = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$, est à peine changée.

- **Variation de la conductivité thermique de la zone d'encoche**

Pour différentes valeurs de la conductivité thermique de l'encoche la plage de variation de la température a faiblement changé à l'ordre de centième de degré comme suit, avec $h_s = h_r = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ et $K_{\text{entrefer}} = 0.03 \text{ Wm}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$:



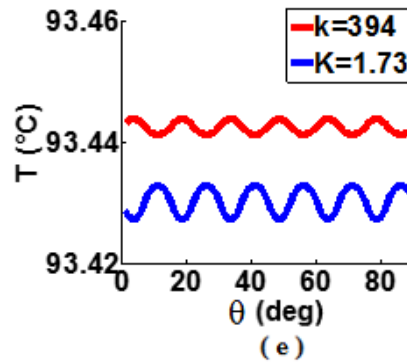


Figure III. 18: Effet de la conductivité thermique de l’encoche sur les différentes parties de la machine(a) barre, (b) encoche, (c) rotor, (d) entrefer, (e) stator.

III.2.2.3.2. Variation du coefficient d’échange thermique par convection

Les valeurs maximales et minimales de la température en fonction des coefficients de transfert thermique convectif sont listées dans le tableau III.5 suivant. Il est clair que pour un coefficient de transfert thermique convectif important, la température est moins élevée.

Hs [$W \cdot m^{-2}K^{-1}$]	Hr [$W \cdot m^{-2}K^{-1}$]	20	40	60	80
20	Tmax [°C]	103.2	97.3	95.5	94.5
	Tmin [°C]	102.2	97.1	94.9	93.8
40	Tmax [°C]	101.9	96.8	94.8	93.7
	Tmin [°C]	99.4	95.8	94.5	93.6
60	Tmax [°C]	101.1	96.5	94.6	93.6
	Tmin [°C]	97.6	94.9	93.8	93.2
80	Tmax [°C]	100.5	96.2	94.5	93.5
	Tmin [°C]	96.5	94.2	93.3	92.8

Tableau III. 5 : Valeurs maximales et minimales de la température pour $k = 0.03 Wm^{-1}K^{-1}$

La différence de température est plus significative en variant le coefficient d’échange rotorique hr .

La variation de la température en fonction des coefficients de transfert thermique par convection dans les différents blocs de la machine est représentée sur les figures ci-dessous. On considère que la conductivité thermique de l’entrefer est constante $K = 0.03 Wm^{-1}K^{-1}$.

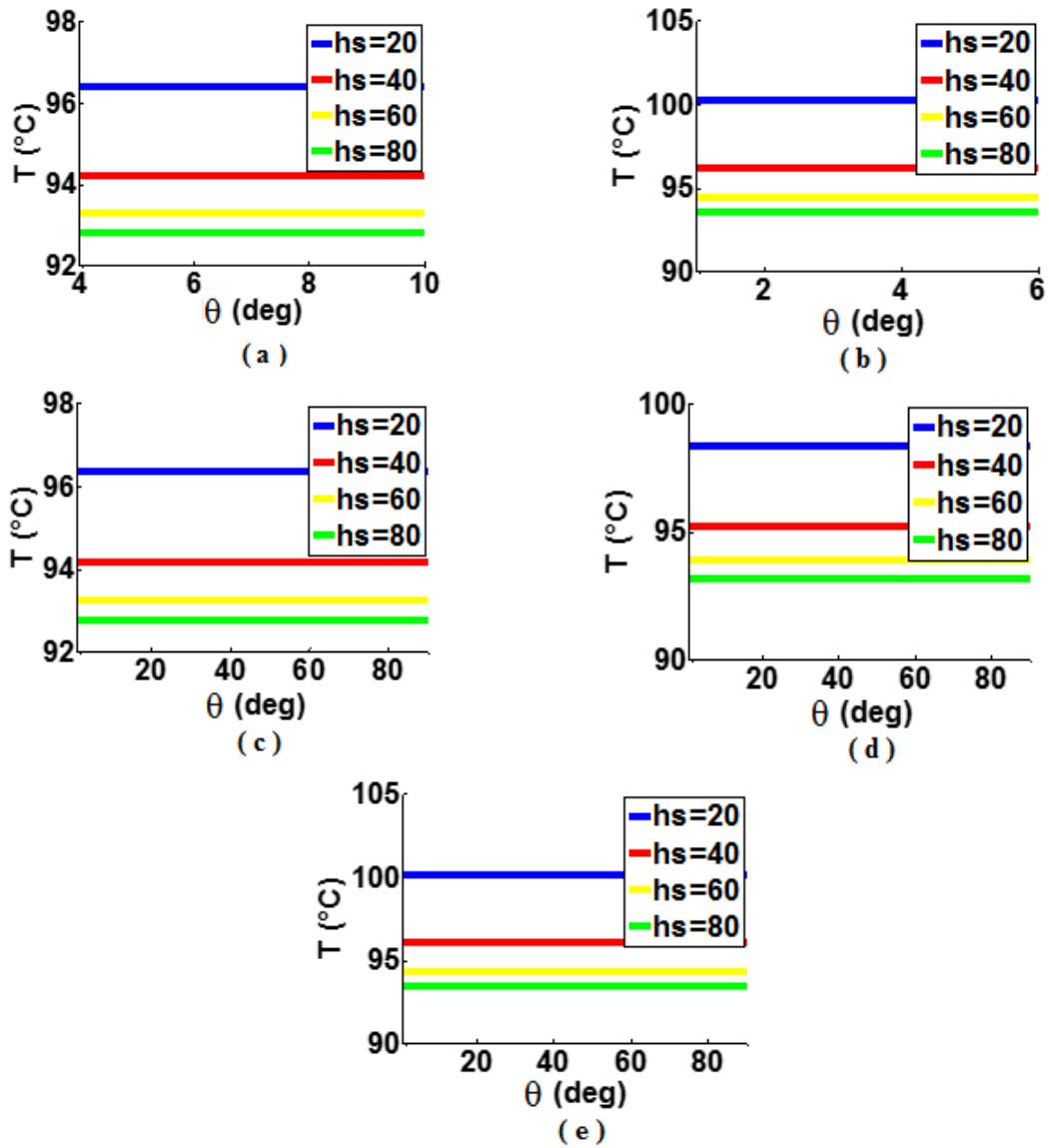
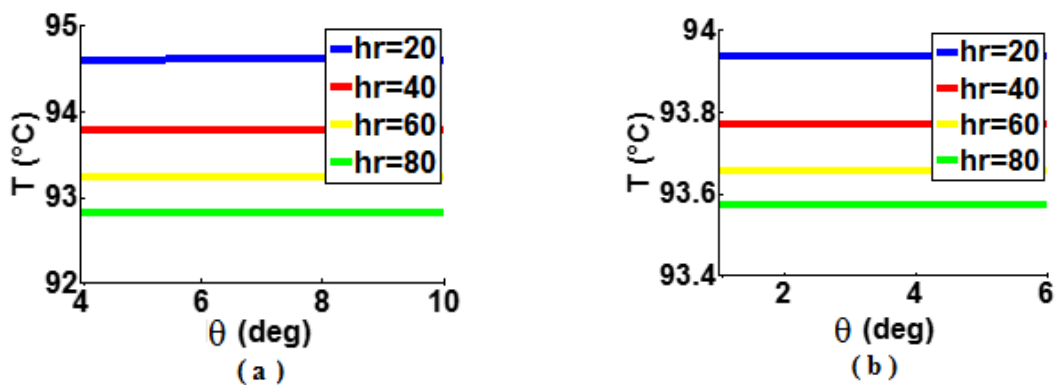


Figure III. 19: Variations des températures dans les différentes parties de la machine en fonction du coefficient d'échange par convection statorique avec $h_r = 80 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$, (a) barre, (b) encoche, (c) rotor, (d) entrefer, (e) stator.



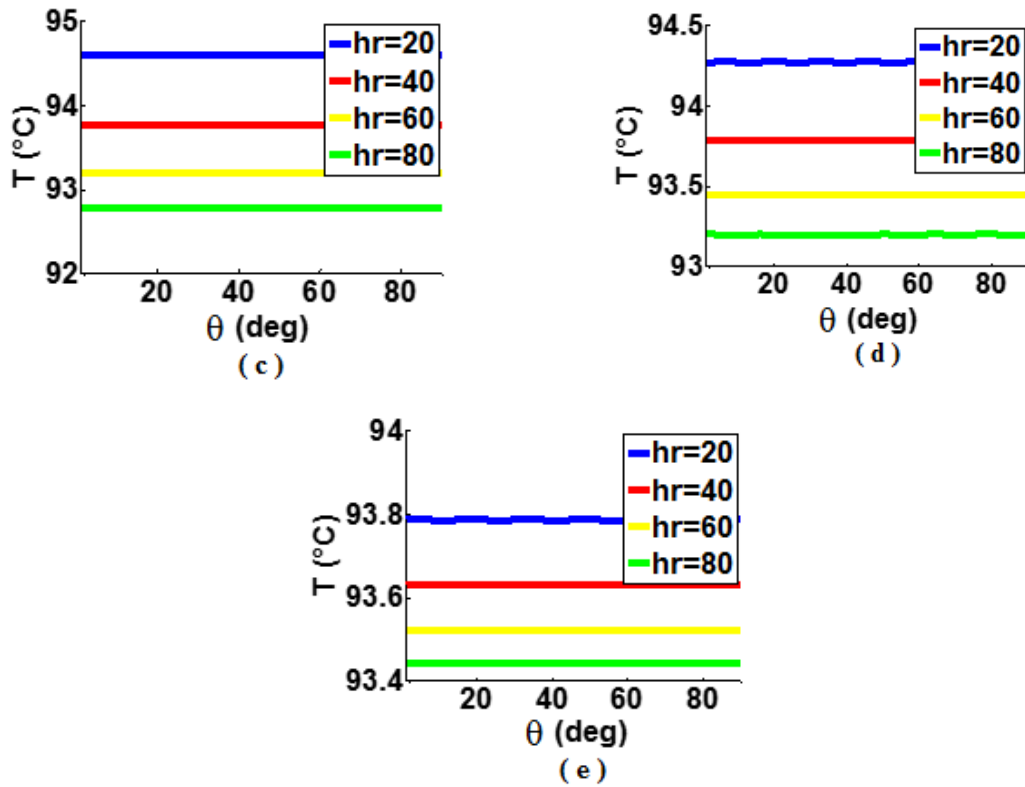


Figure III. 20: Variations des températures dans les différentes parties de la machine en fonction du coefficient d'échange convectif rotorique avec $hs = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$, (a) barre, (b) encoche, (c) rotor, (d) entrefer, (e) stator.

Pour des valeurs des coefficients de transfert thermique convectif élevées la machine électrique sera mieux refroidie, donc la température est moins élevée, contrairement au cas où ces coefficients sont faibles, la machine atteint des niveaux de température importants.

- **Variation du coefficient convectif statorique hs**

L'évaluation de la valeur de la température au niveau du centre de la barre et de l'encoche a donné les figures suivantes :

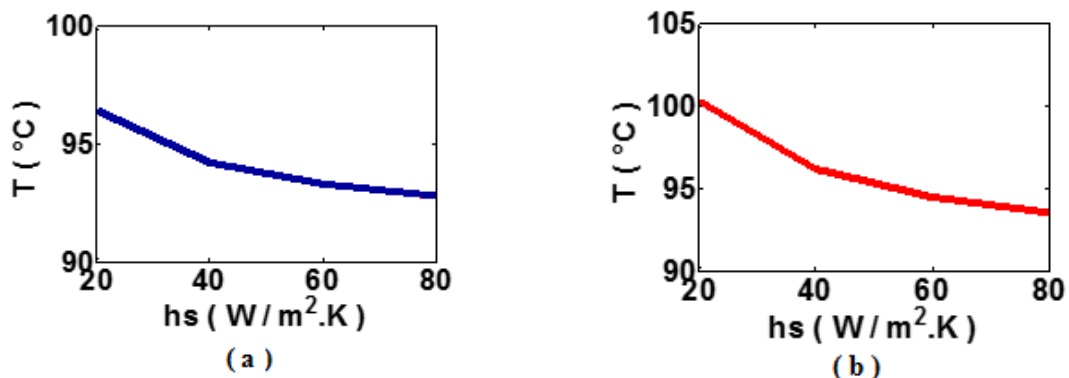


Figure III. 21: Variation de la température en fonction du coefficient d'échange statorique (a) barre, (b) encoche

L'élévation du coefficient de transfert thermique convectif statorique hs entraîne une diminution au niveau de la température de l'encoche statorique de 8°C . (101°C pour $hs = 20 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$ à 93°C où $hs = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$).

Dans ce cas, la température de la barre rotorique diminue aussi de 97°C pour $h_s = 20 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ à 93°C où $h_s = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$.

Comme le coefficient h_s est lié directement au stator, la diminution au niveau de l'encoche est plus importante que celle trouvée au niveau de la barre.

- **Variation du coefficient convectif rotorique h_r**

L'évaluation de la valeur de la température au niveau du centre de la barre et de l'encoche a donné :

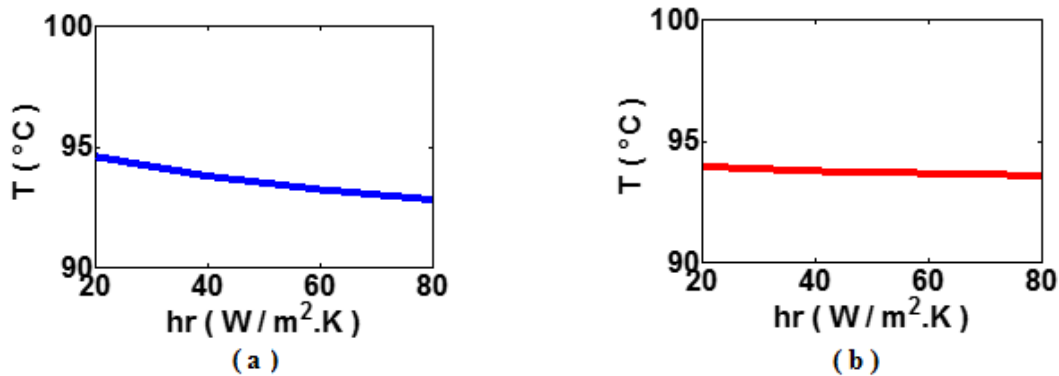


Figure III. 22: Variation de la température en fonction du coefficient d'échange convectif rotorique (a) barre, (b) encoche

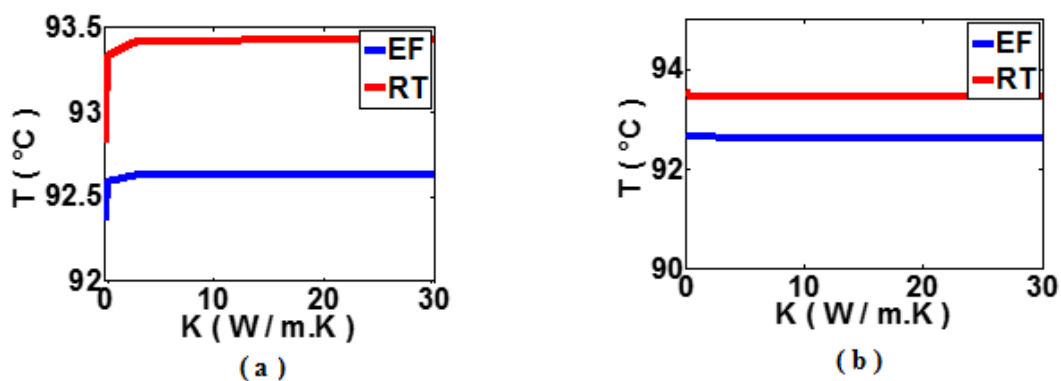
L'élévation du coefficient de transfert thermique convectif rotorique h_r n'affecte pas la température de l'encoche statorique ; elle est au voisinage de 94°C .

Or la température de la barre rotorique diminue légèrement de 95°C pour $h_s = 20 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ à 93°C où $h_s = 80 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$.

III.2.2.4. Validation des résultats

Les figures ci-dessous regroupent les résultats des deux méthodes de modélisation thermique en régime permanent de la machine asynchrone étudiée. C'est une façon de comparer les résultats obtenus numériquement sous le logiciel Flux 2D par la méthode des éléments finis avec ceux obtenus analytiquement par la méthode du circuit thermique équivalent.

Les résultats du calcul par les deux méthodes présentent une erreur relative voisine de 1% due en fait à la géométrie complexe de la machine qui ne permet pas une bonne distribution des pertes dans la méthode nodale.



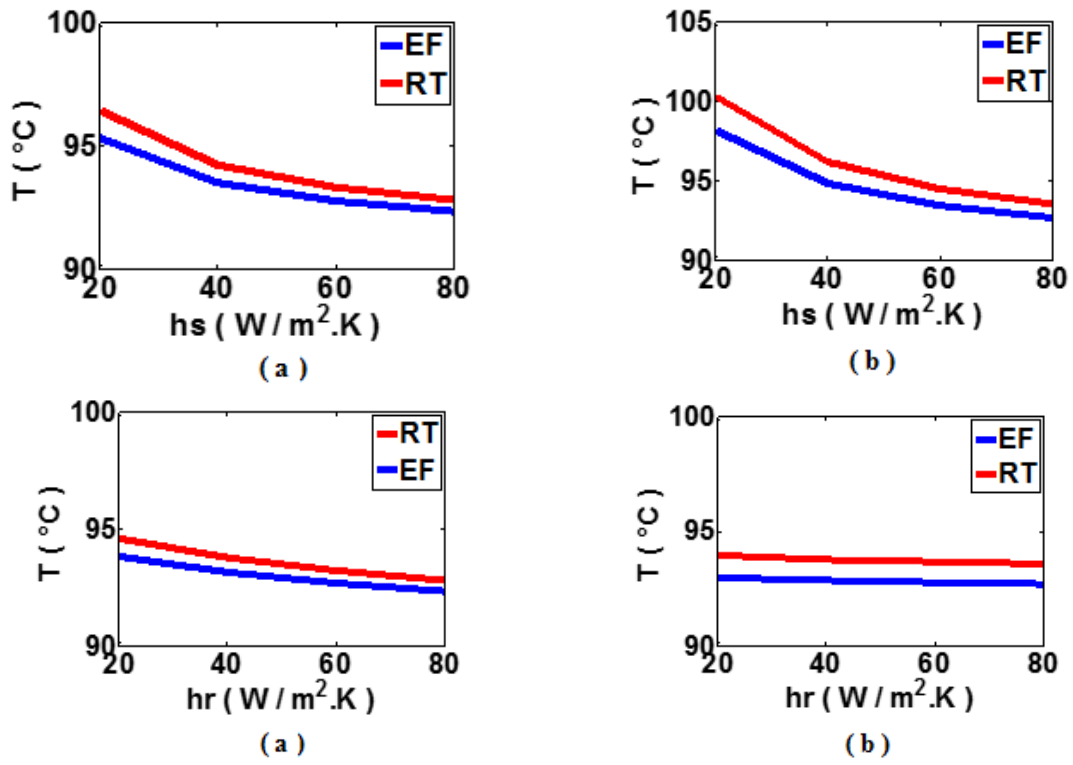


Figure III. 23: Validation des résultats (a) barre, (b) encoche

III.3. Etude électromagnétique et thermique de la machine synchrone à aimants permanents en surface

III.3.1. Détermination des pertes magnétiques par éléments finis

Le fonctionnement d'un moteur à aimants permanents du point de vue électromagnétique est décrit par les équations de Maxwell. Le réchauffement en régime permanent résultant des pertes magnétiques dans la machine (pertes par effet Joule dans les enroulements du stator, pertes fer dans les noyaux magnétiques stator / rotor, courants de Foucault dans les aimants permanents) est décrit par l'équation de Fourier dans le cas d'un transfert thermique par conduction seulement.

III.3.1.1. Paramètres de la machine étudiée

La machine synchrone à aimants permanents étudiée présente les caractéristiques suivantes :

Partie	Paramètres	Valeur	Unités
Machine	Puissance nominale	224	kW
	Tension nominale	24	V
	Couple nominale	2	N.m
	Vitesse nominale	1000	Tr/min
	Nombre de pôles	4	
	Longueur active	50.308	mm
stator	Nombre de phases	3	
	Nombre d'encoches statoriques	24	
	Rayon extérieur du stator	48	mm
	Profondeur d'encoche statorique	14	mm
rotor	Aimant	NdFeBr	
	Epaisseur de l'aimant	6.987	mm
	Arc aimant /pole	150	deg
	Rayon extérieur du rotor	25.145	mm
	Rayon de l'arbre	9.003	mm
	Longueur d'entrefer	0.503	mm

Tableau III. 6 : Caractéristiques de la machine synchrone à aimants en surface

III.3.1.2. Description géométrique et maillage du moteur

La simulation électromagnétique et thermique de la machine en utilisant le logiciel éléments finis Flux 2d nécessite l'introduction de la géométrie, le maillage, le garnissage des matériaux, la résolution puis l'obtention des résultats.

La machine à aimants permanents étudiée dans le cadre de notre mémoire est présentée ci-dessous :

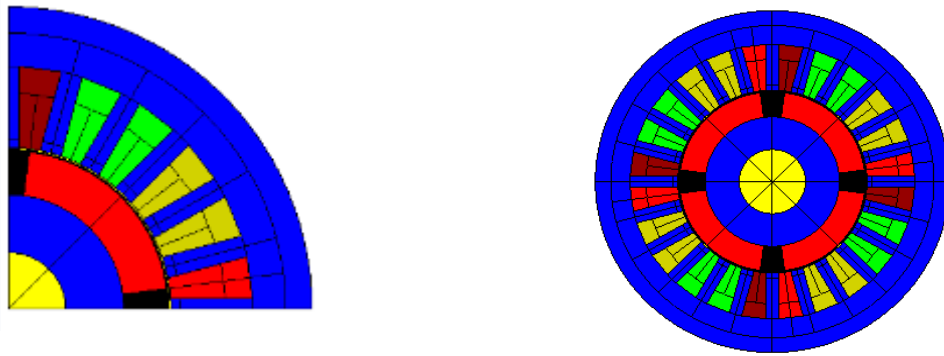


Figure III. 24 : Géométrie de la machine synchrone

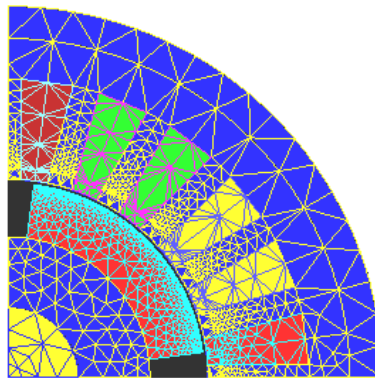


Figure III. 25 : Maillage de la machine

III.3.1.3. Description physique

L'application physique correspondant à la machine étudiée permet de résoudre le problème, décrit par une équation différentielle, des hypothèses de fonctionnement et des conditions aux limites.

La notion d'application physique regroupe ainsi les informations relatives :

- à l'équation résolue et au mode de résolution de cette équation (modèle, formulations, approximations, ...)
- aux hypothèses de fonctionnement : caractéristiques des milieux matériels et comportement des matériaux, caractéristiques des sources...
- aux conditions aux limites : boîte infini, conditions de symétries et/ou périodicités, conditions imposées par l'utilisateur.

Dans notre cas la simulation est faite avec l'application magnétique transitoire, elle permet l'étude des phénomènes créés par un champ magnétique variable dans le temps. Le champ magnétique est lié à la présence de courants électriques variables (et éventuellement d'aimants). La caractéristique magnétique des matériaux ferromagnétiques utilisés dans machine étudiée est :

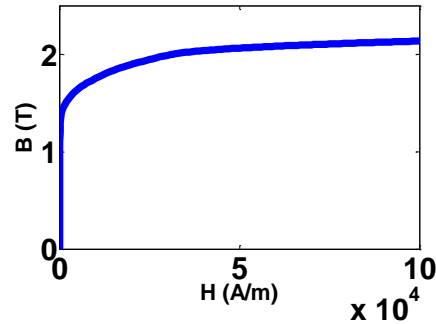


Figure III. 26 : Caractéristique B(H) du matériau magnétique

III.3.1.4. Résolution par éléments finis de l'application physique

III.3.1.4.1. Cartographie du champ

L'amplitude de l'induction magnétique dans toutes les parties de la machine synchrone est représentée sur la Figure III. 27. Cette dernière permet en utilisant le code des couleurs connaître les régions à fort induction où les pertes magnétiques seront importantes. Les lignes équipotentiels en fonctionnement en charge sont représentées sur la Figure III.28.

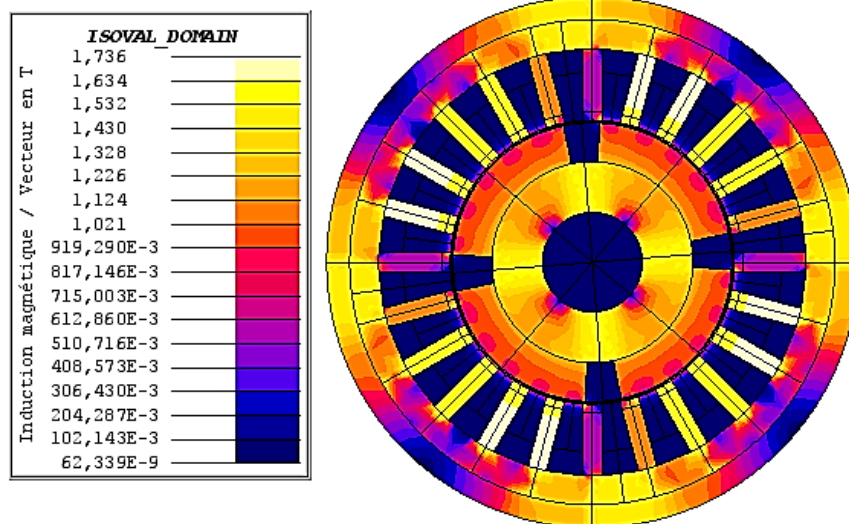


Figure III. 27 : Distribution de l'induction magnétique dans la machine.

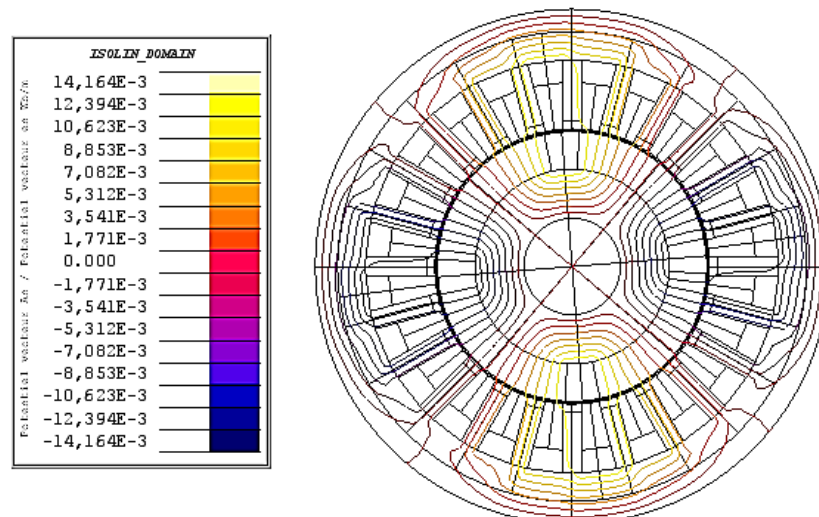


Figure III. 28 : Répartition des lignes du champ magnétique.

Nous remarquons bien la présence de deux paires de pôles. La distribution des lignes équipotentiels est quasi symétrique par rapport aux axes des pôles. La répartition de l'induction est, elle aussi, quasi-symétrique.

III.3.1.4.2. Calcul du couple mécanique et de la puissance mécanique

Les courbes du couple électromagnétique et la puissance mécanique développée par le moteur quand il est alimenté par des créneaux de courant et à une vitesse constante sont représentées sur les Figures III.29 et 30. Le couple mécanique moyen est de l'ordre de 1.83 Nm et la puissance mécanique moyenne est de 191 W.

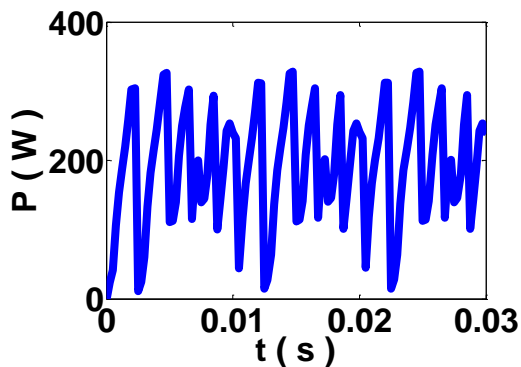


Figure III. 29 : Puissance mécanique développée.

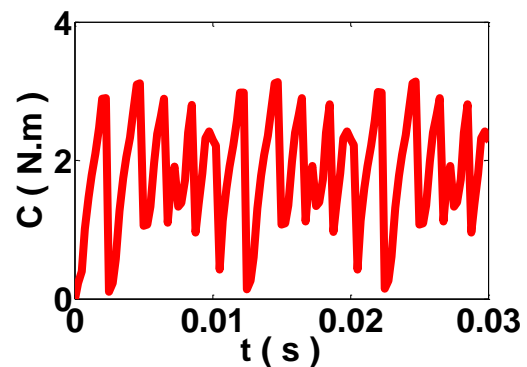


Figure III. 30 : Couple électromagnétique

III.3.1.4.3. Calcul des pertes Joule

Les pertes Joule dans la phase A du bobinage statorique quand la machine est alimentée par un onduleur de courant qui délivre des créneaux de courant (Figure III.31) sont représentées sur la Figures III.32. La valeur efficace du courant par phase est de 9.49 A. Pour une phase statorique, les pertes Joule sont de 6,85 W. La valeur totale pour les 3 phases est $3 \times 6,85 = 20.55$ W.

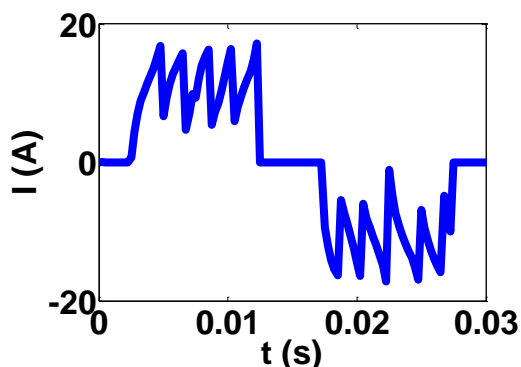


Figure III. 31 : Courant stator de la phase 1.

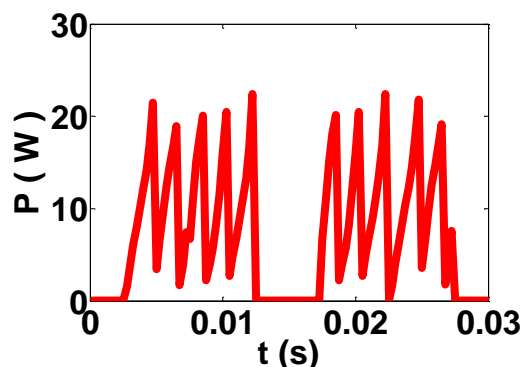


Figure III. 32 : Pertes Joule de la phase 1.

III.3.1.4.4. Pertes fer

Les pertes fer sont calculées avec deux modèles : la théorie de Bertotti et le modèle LS.

- la théorie de Bertotti nous donne l'expression des pertes en fonction de la fréquence et de l'induction maximale atteinte (ou induction crête). Le calcul réalisé est un calcul en

pas à pas dans le temps car l'application magnétique traitée est en transitoire. La densité volumique de puissance instantanée $dP(t)$ s'écrit :

$$dP(t) = \left[K_h B_m^2 f + \frac{\sigma d^2}{12} \left(\frac{dB}{dt}(t) \right)^2 + K_e \left(\frac{dB}{dt}(t) \right)^{\frac{3}{2}} \right] K_f$$

- le modèle LS (Loss Surface) est une méthode d'estimation des pertes magnétiques a posteriori, basée sur un modèle d'hystérésis dynamique associé à une simulation éléments finis. Ce modèle de calcul des pertes n'est pas un modèle générique. Il nécessite pour chacun des matériaux :
 - ✓ la connaissance de la surface caractéristique $H(B, dB/dt)$ qui doit être mesurée expérimentalement.
 - ✓ une reconstitution du signal $H(t)$.

C'est pourquoi ce modèle est décrit dans Flux par l'intermédiaire de sous-programmes (un sous-programme pour chaque qualité de tôle).

Les pertes fer en utilisant les deux modèles en fonction du temps sont montrées sur les figures ci-dessous.

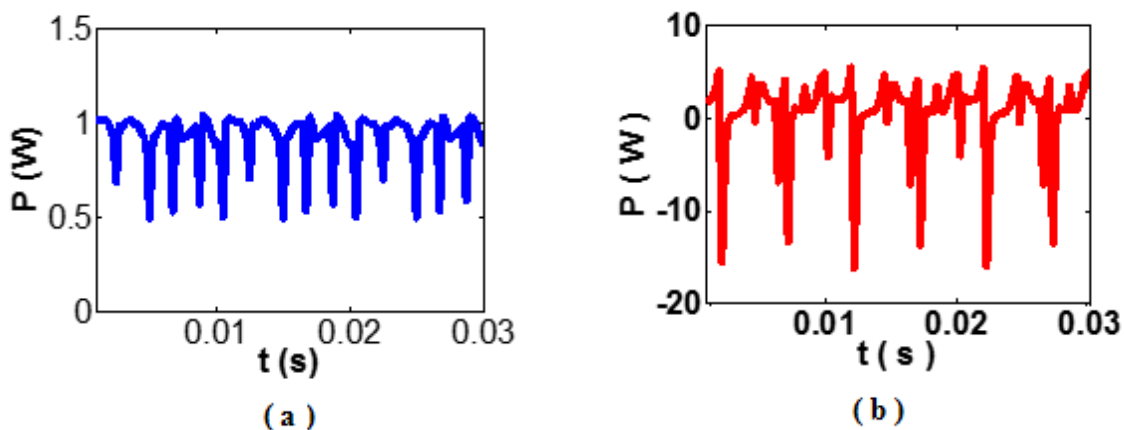


Figure III. 33 : Pertes fer (a) modèle de BERTTOTTI, (b) modèle LS

La valeur moyenne des pertes fer pour la partie modélisée (1/4 du moteur) avec le modèle de Bertotti est de 0,92 W. Les pertes fer totale pour l'ensemble du moteur est de 3,68 W.

En utilisant le modèle LS de calcul des pertes fer, la valeur moyenne des pertes de la partie modélisée (1/4 du moteur) est de 0,67W. Les pertes totales pour l'ensemble du moteur est de 2,69 W.

La valeur des pertes fer utilisée dans notre mémoire pour le calcul thermique est la moyenne des deux modèles, elle vaut 3,18 W.

À partir de la courbe des pertes fer obtenue par le modèle LS, nous pouvons remarquer que certaines valeurs des pertes sont négatives. Cela se produit lorsque le champ magnétique diminue, ainsi le moteur restitue la puissance au système, ce qui entraîne des valeurs négatives par convention.

III.3.1.4.5. Pertes au niveau de l'aimant permanent

L'aimant permanent est un matériau conducteur qui présente une conductivité électrique non nulle. Pour cela, il est le siège de pertes par effet Joule (courants de Foucault).

Les pertes Joule dans un aimant permanent sont représentées sur la Figure III.34. Pour déterminer la valeur des pertes de l'ensemble du moteur, nous devons la multiplier par le nombre de périodicités.

La valeur moyenne sur la période pour un aimant est de 0,41 W pour un pôle modélisé (1/4 moteur). Le résultat moyen pour l'ensemble du moteur est de 1.66 W.

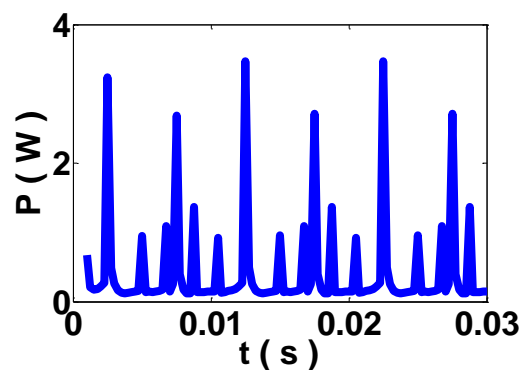


Figure III. 34 : Pertes Joule dans un aimant permanent.

III.3.1.5. Table des puissances

Le bilan de puissance et le rendement de la machine synchrone à aimants permanents montés sur la surface du rotor sont présentés dans le tableau ci-dessous :

Symbole	Puissance	Valeur (W)
Pm	Puissance mécanique	191-7.5=184
PJ	Pertes Joule	20.55
Psupp	Pertes mécaniques	7.5
Pfe	Pertes fer	3.18
Pa	Pertes dans les aimants	1.66
Ps	Puissance d'entrée	191+7.5+20.55+3.18+1.66=224
η	Rendement	82%

Tableau III. 7 : Bilan de puissances

III. 3.2. Simulation du comportement thermique

Le transfert thermique dans la machine synchrone à aimants permanents montés sur la surface du rotor est étudié en utilisant les deux méthodes semi-analytiques basées sur le réseau des résistances thermiques et par éléments finis en utilisant les sources de chaleur calculées précédemment. L'effet du refroidissement par l'air ambiant est analysé en variant le coefficient de convection thermique entre la surface externe de la machine et l'air ambiant.

III.3.2.1. Description physique

La description physique de la machine dans Flux2d nécessite la définition:

- **Des matériaux :**

Type	Propriétés
Noyau du Stator et du rotor FLU_STEEL_1010_XC10	Conductivité thermique isotrope $K = 55 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
Bobines de stator en cuivre	Conductivité thermique isotrope $K = K_ENCOCHE$
Entrefer	Conductivité thermique isotrope $K = 0.028 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
Aimant	Conductivité thermique isotrope $K = 9 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$

Tableau III. 8 : Conductivités thermiques des différents matériaux utilisés

- **Des conditions aux limites :**

Le transfert thermique entre la surface externe de la machine et l'air ambiant est considéré dans notre mémoire convective seulement. Le rayonnement peut aussi être pris en compte. Néanmoins, il peut être pris en considération dans le coefficient de convection. L'air ambiant est considéré ayant une température $T_a = 70 \text{ }^\circ\text{C}$.

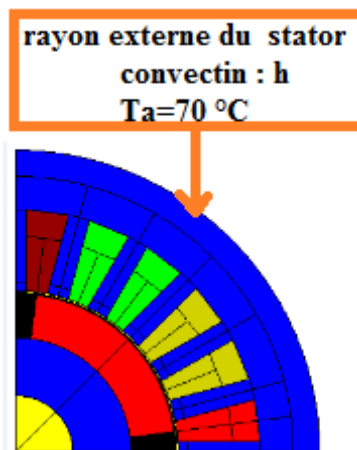


Figure III. 35 : Conditions aux limites.

- **Des sources de chaleur :**

Les sources de chaleur sont les pertes par effet Joule dans les bobines du stator, les pertes fer au niveau du fer rotorique et statorique et les pertes au niveau des aimants permanents. Ces pertes sont déjà présentées sur les figures III. 32-34.

III.3.2.2. Exploitation de la méthode des éléments finis

Dans cette partie, nous avons calculé le transfert thermique par conduction dans la machine à aimants permanents en considérant un échange convectif avec l'air externe à la machine. En effet, l'effet d'un refroidissement forcé à air est analysé en variant la valeur du coefficient de convection.

- Coefficient de transfert convectif sur la surface externe du stator :

$$h = \{100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200\} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$$

- conductivité thermique de la région de l'encoche :

$$K_{\text{encoche}} = \{1.73, 394\} \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$$

III.3.2.2.1. Discussion des résultants

III.3.2.2.1.1. Variation de la conductivité thermique d'encoche

La figure III.36 montre que l'augmentation de la conductivité de la zone d'encoche conduit à la diminution de la température de la machine de deux degrés, on considère ici que $H_s = H_r = 80 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, $K_{\text{entrefer}} = 0.03 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$.

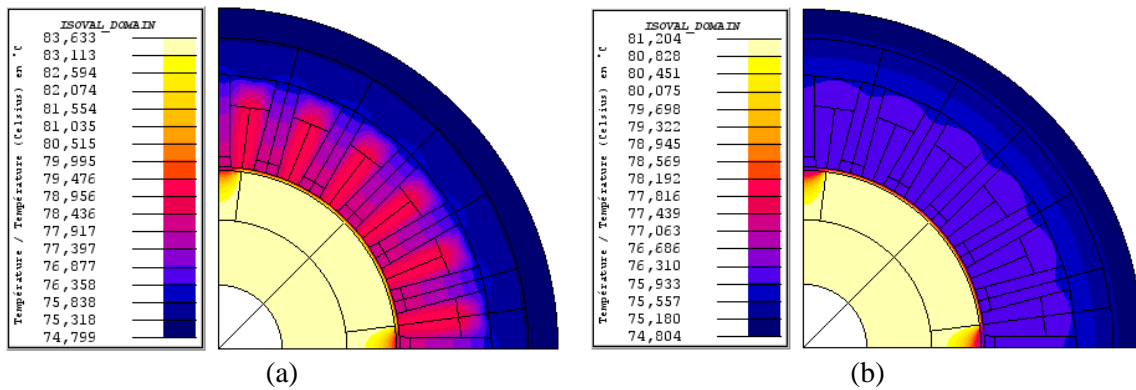
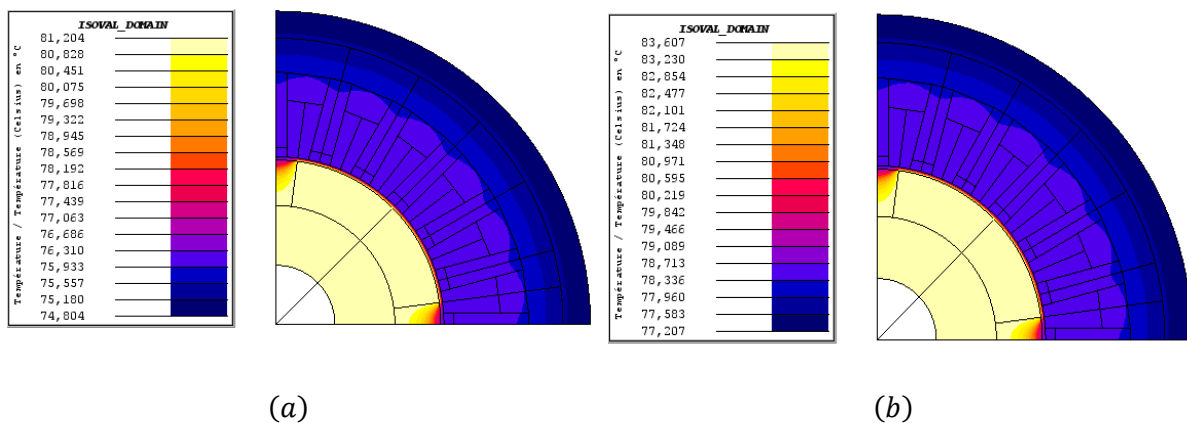


Figure III. 36: Influence de la conductivité thermique d'encoche sur la température (a) $K = 1.73 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, (b) $K = 394 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$

III.3.2.2.1.2. Variation du coefficient d'échange thermique par convection

Comme attendu, les valeurs du coefficient de transfert thermique convectif h sur la surface externe du stator ont une influence significative sur la température du moteur.



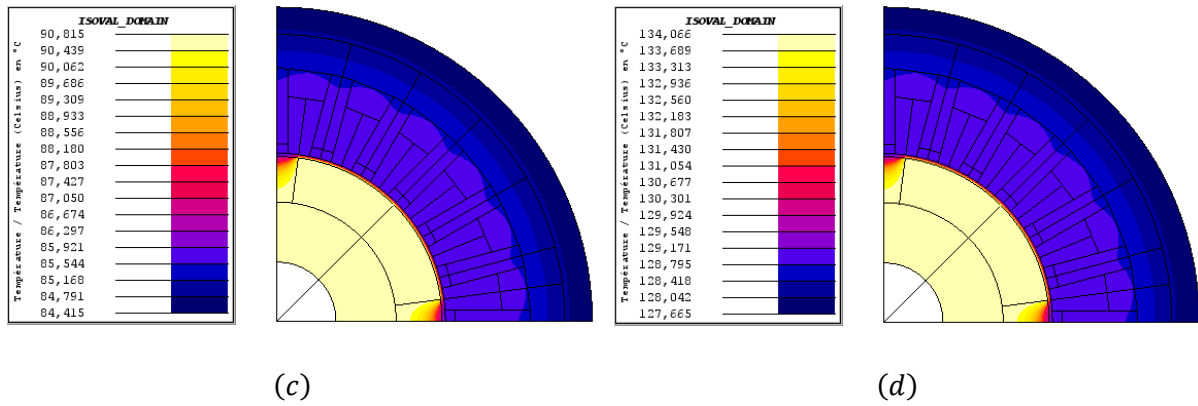


Figure III. 37 : Influence des valeurs des coefficients convectifs sur la température de la machine
 (a) $h = 1200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (b) $h = 800 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (c) $h = 400 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$,
 (d) $h = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$

On constate que plus le coefficient d'échange thermique est amélioré plus le refroidissement de la machine l'est aussi. Une variation de la température de 60°C de la plus petite valeur du paramètre de convection $h = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$ à la plus grande valeur $h = 1200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$. On note aussi que la répartition de la température est identique pour les quatre exemples traités, elle se propage du rotor vers le stator de la source la plus chaude vers la source la plus froide avec une diminution de 7°C .

L'influence des valeurs du coefficient de transfert thermique convectif sur la température apparait clairement sur la figure III.38, où la même échelle a été utilisée pour les cartes de températures.

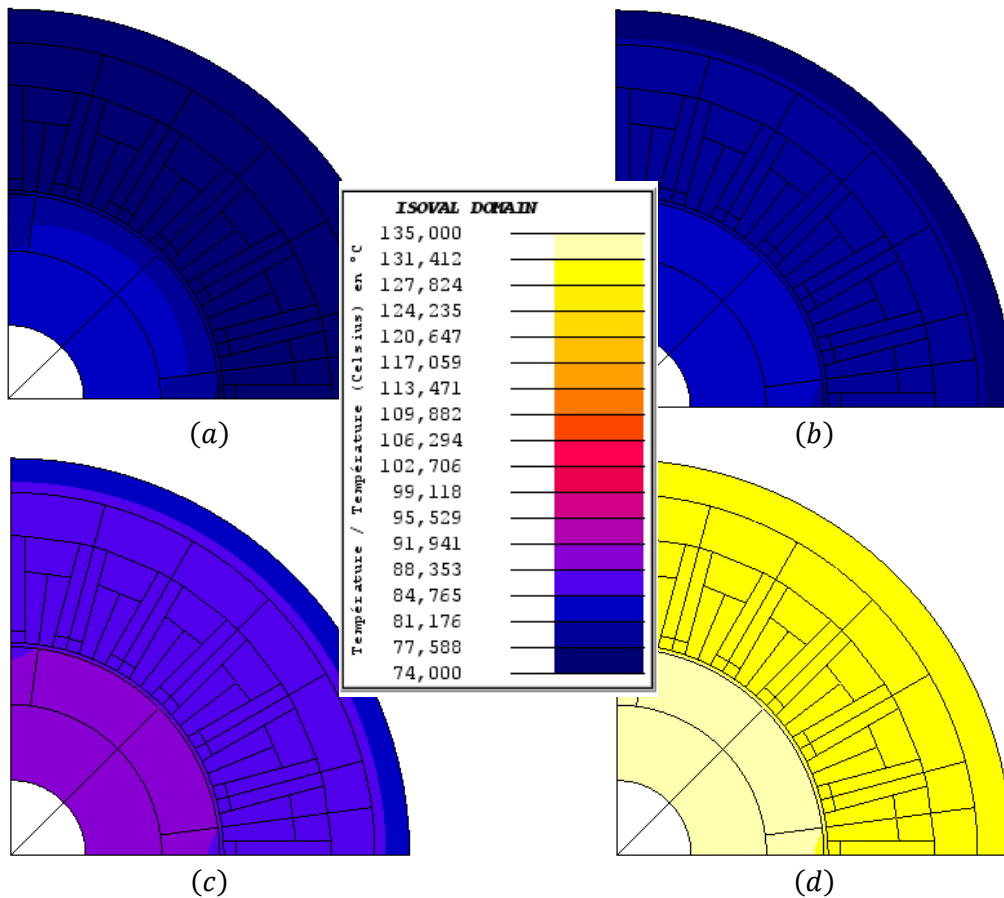


Figure III. 38 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur la température de la machine, (a) $h = 1200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (b) $h = 800 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$,
 (c) $h = 400 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (d) $h = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$

La variation de la température pour chaque valeur introduite du coefficient de convection statorique est donnée par le tableau III.9 suivant :

h [W.m⁻²K⁻¹]		
100	Tmax[°C]	134.066
	Tmin[°C]	127.665
200	Tmax[°C]	105.232
	Tmin[°C]	98.832
300	Tmax[°C]	95.621
	Tmin[°C]	89.221
400	Tmax[°C]	90.815
	Tmin[°C]	84.415
500	Tmax[°C]	87.932
	Tmin[°C]	81.532
600	Tmax[°C]	86.010
	Tmin[°C]	79.609
700	Tmax[°C]	84.637
	Tmin[°C]	78.236
800	Tmax[°C]	83.607
	Tmin[°C]	77.207
900	Tmax[°C]	82.806
	Tmin[°C]	76.406
1000	Tmax[°C]	82.165
	Tmin[°C]	75.765
1100	Tmax[°C]	81.641
	Tmin[°C]	75.241
1200	Tmax[°C]	81.204
	Tmin[°C]	74.804

Tableau III. 9 : Valeurs maximales et minimales de la température en fonction de h.

L'influence des valeurs du coefficient de transfert thermique par convection sur la température est mise en évidence sur la figure III.39, au niveau des encoches et de l'aimant permanent avec l'insertion d'un capteur thermique.

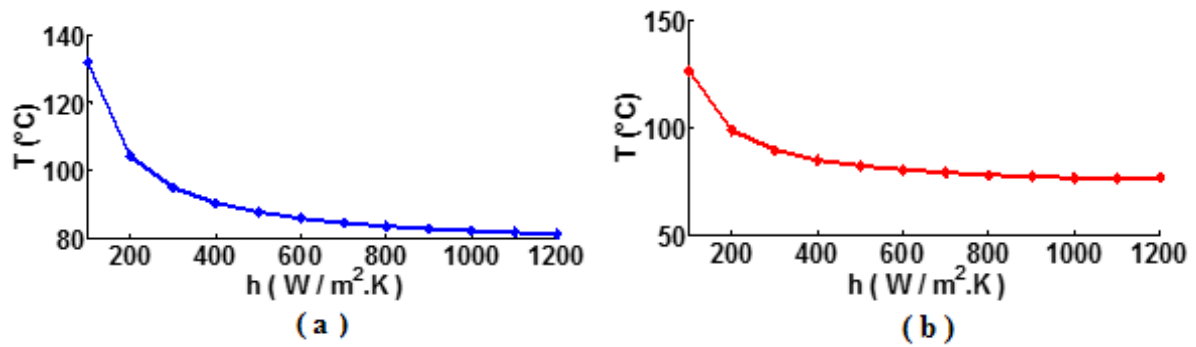


Figure III. 39 : Variation de la température en fonction du coefficient convectif (a) aimant, (b) encoche.

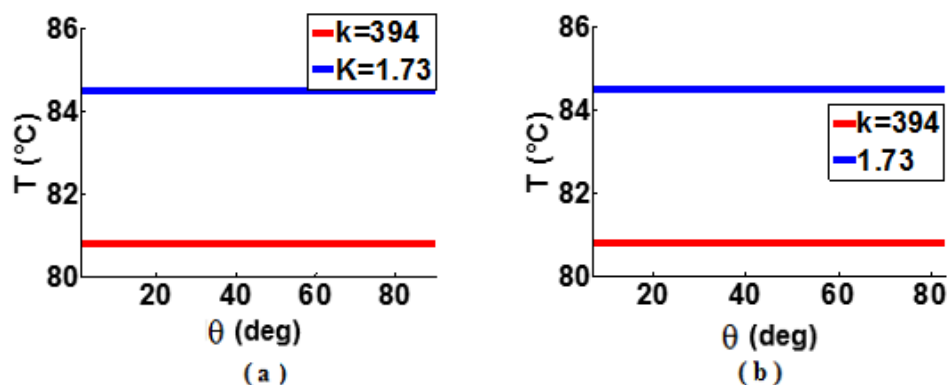
La température est fortement sensible à la variation du coefficient d'échange convectif. On constate une diminution de 50 °C pour l'aimant et l'encoche statorique.

III.3.2.3. Exploitation de la méthode du circuit thermique équivalent

La modélisation de la structure étudiée par schéma équivalent thermique est basée sur la méthode d'analyse nodale. Ce réseau thermique équivalent permet d'évaluer les températures en régime permanent de la machine synchrone à aimants permanents surfaciques étudiée. La machine synchrone qui fait l'objet de la présente étude thermique est subdivisée en 540 nœuds logés en différents endroits introduisant les résistances thermiques de conduction à la partie conductrice ou de convection à l'extrémité d'échange thermique entre le milieu interne de la machine et l'air ambiant externe, permet pour une distribution des pertes données, de déterminer le champ de température. Les résultats du calcul sont représentés ci-dessous .

III.3.2.3.1. Variation de la conductivité thermique d'encoche

Afin de se rapprocher d'un modèle réelle de la machine électrique on évalue la température en fonction de la conductivité thermique de l'encoche (le cas des conducteurs isolés).



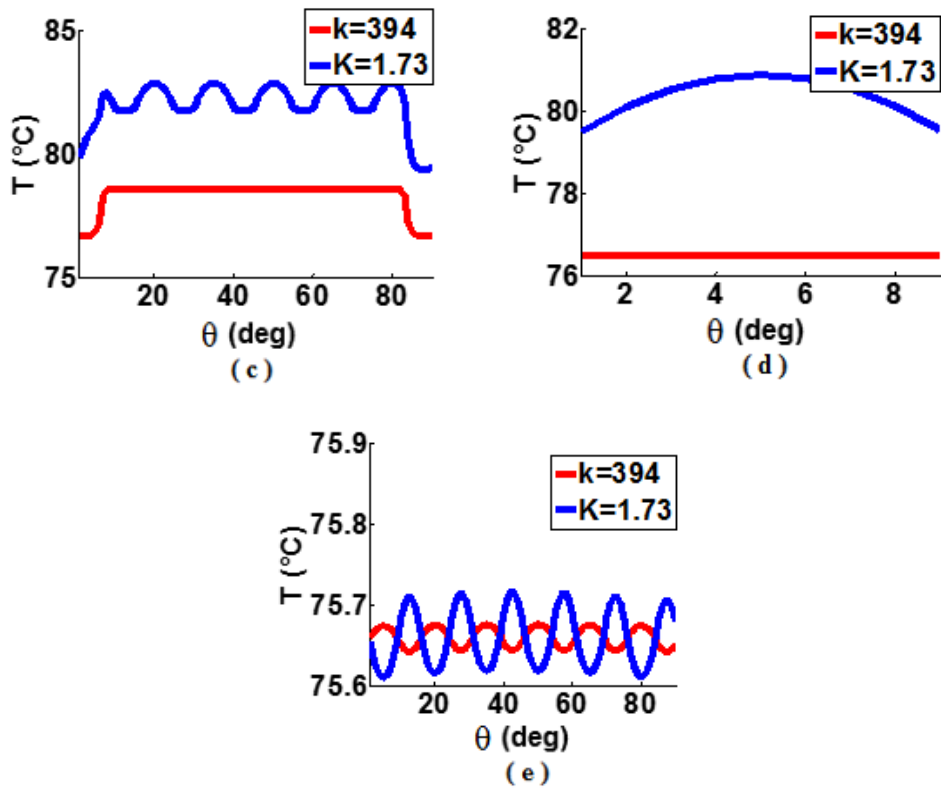


Figure III. 40: Effet de la conductivité thermique de l'encoche sur les différentes parties de la machine(a) rotor, (b) aimant, (c) entrefer,(d)encoche, (e) stator.

III.3.2.3.2. Variation du coefficient d'échange thermique par convection

- Stator :

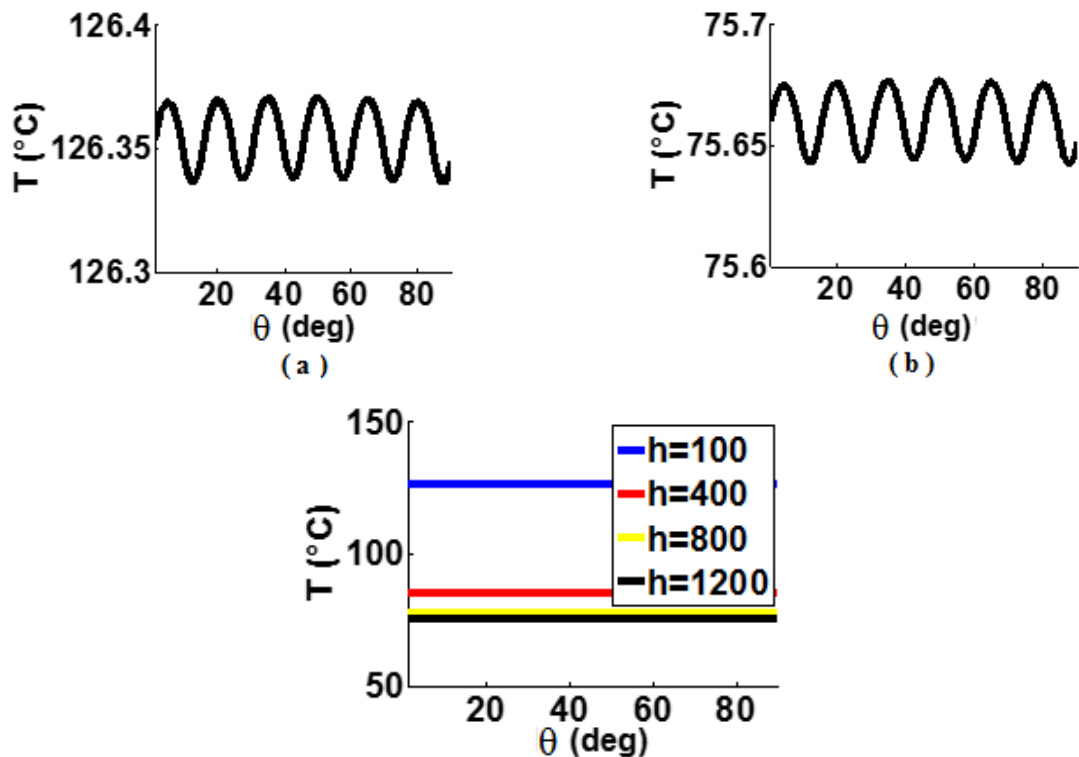


Figure III. 41 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur le stator, (a) $h = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (b) $h = 1200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$,

• Rotor :

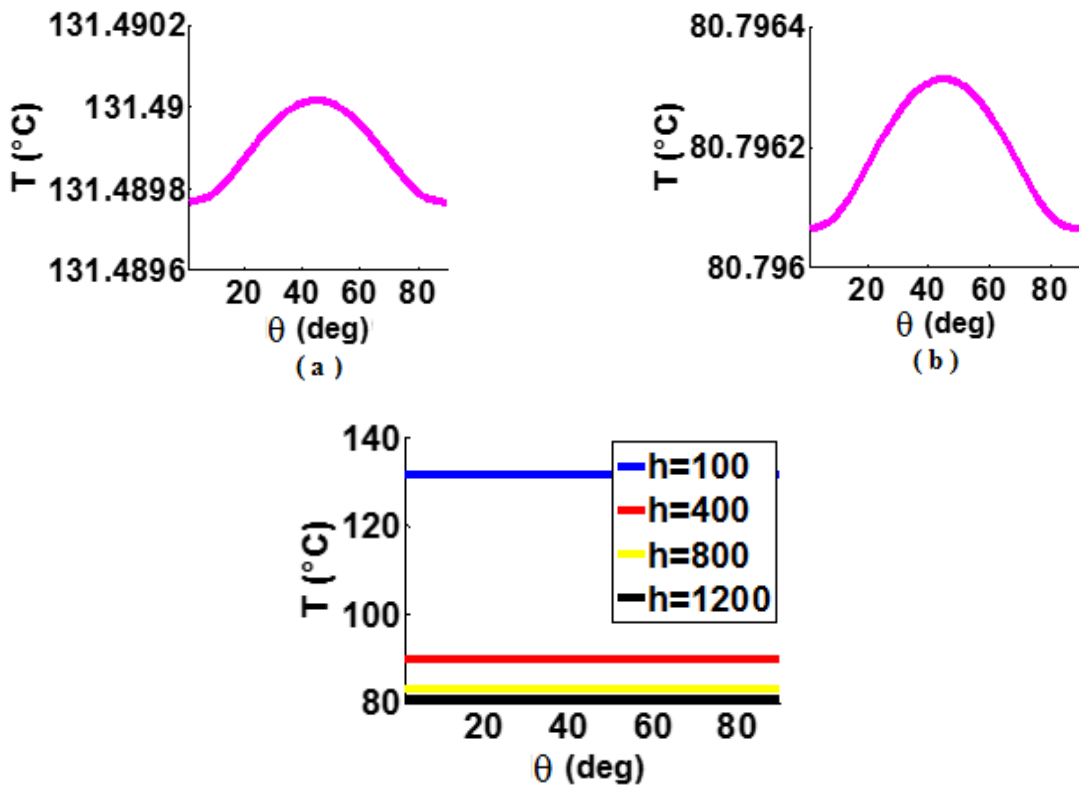


Figure III. 42 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur le rotor, (a) $h = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (b) $h = 1200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$

• Entrefer :

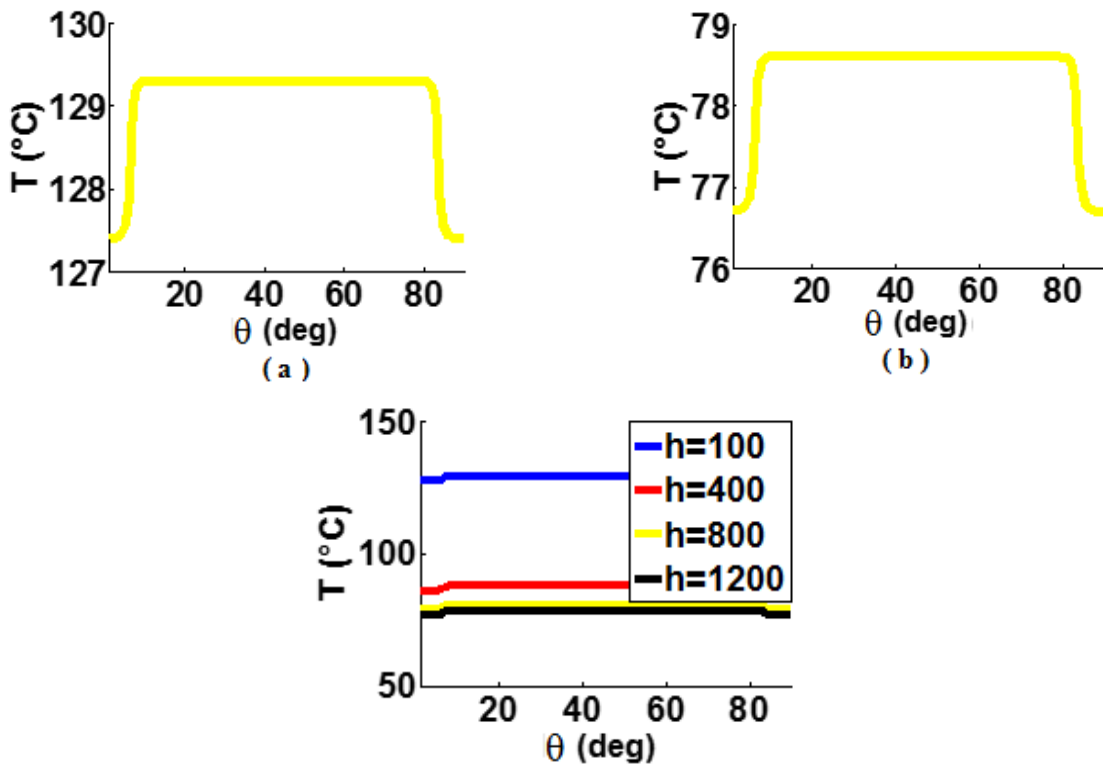


Figure III. 43 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur l'entrefer, (a) $h = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (b) $h = 1200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$

- Encoche :

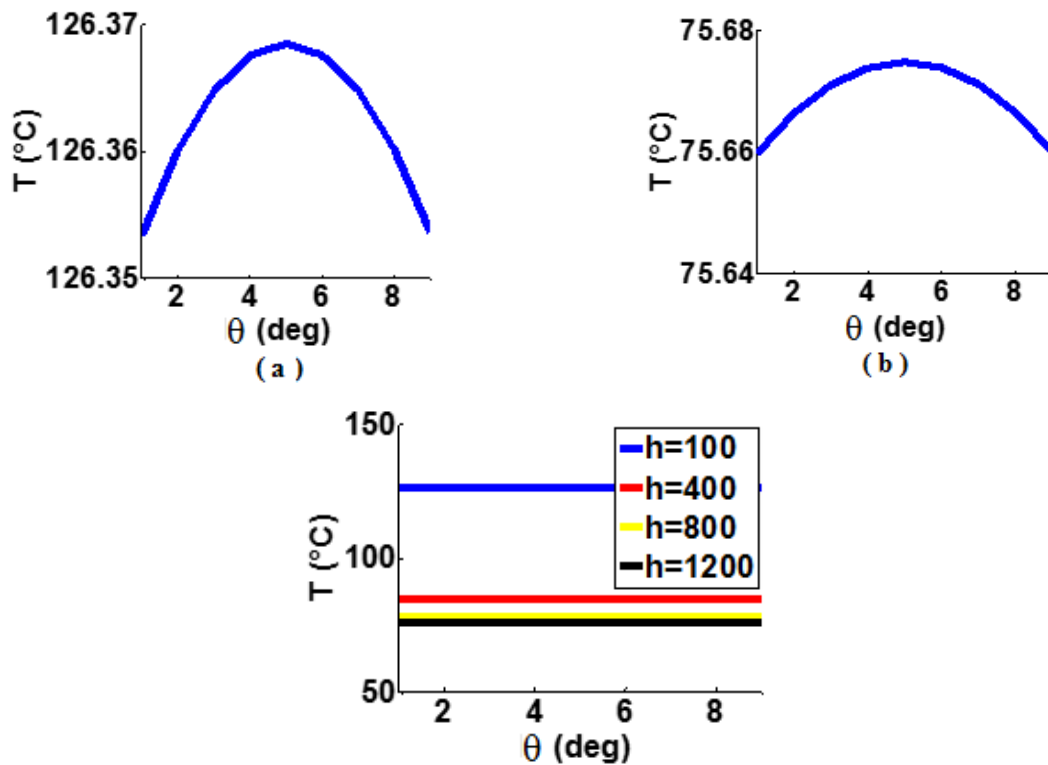


Figure III. 44 : Influence des valeurs de coefficient convectif sur l'encoche statorique, (a) $h = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (b) $h = 1200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$

- Aimant permanent :

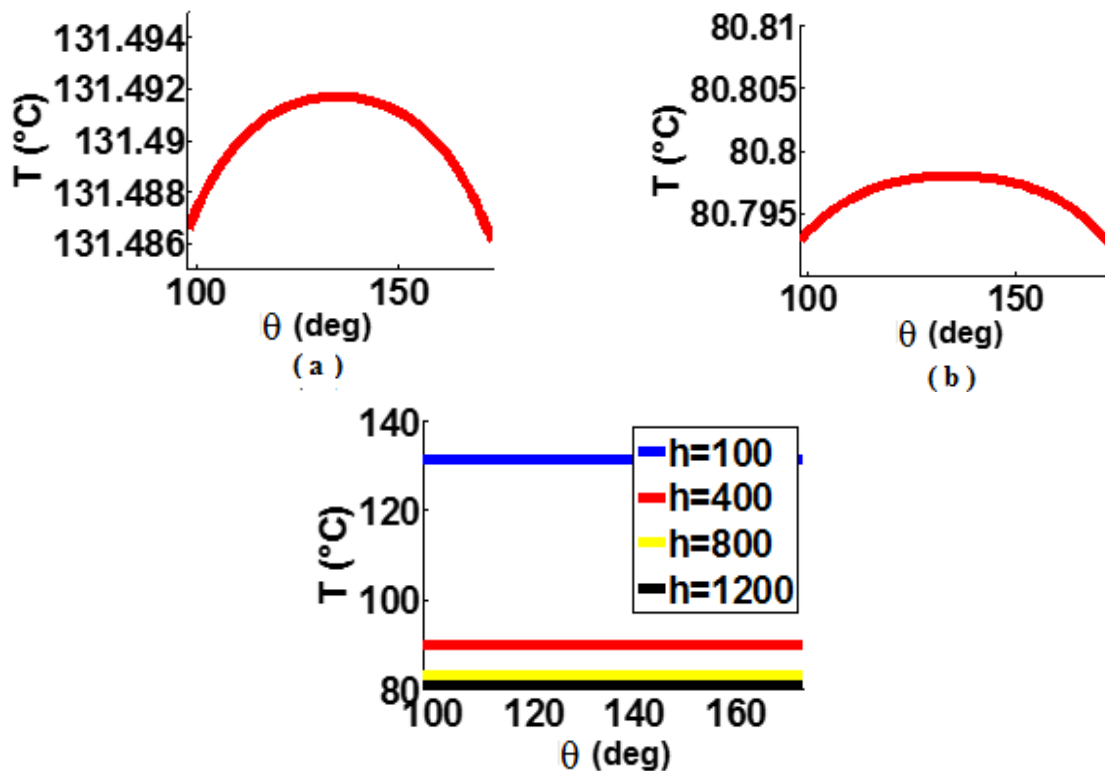


Figure III. 45 : Influence des valeurs du coefficient convectif sur l'aimant permanent, (a) $h = 100 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$, (b) $h = 1200 \text{ W.m}^{-2}\text{K}^{-1}$

Plus le coefficient d'échange thermique par convection est élevé plus le refroidissement de la machine est amélioré et cela dès qu'on se rapproche de la surface d'échange thermique avec le milieu extérieur ou le coefficient de convection est injecté.

Une variation de température de 55°C de la plus petite valeur du paramètre de la convection $h = 100 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$ à la plus grande valeur $h = 1200 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$.

L'étude de la distribution de température dans les différentes parties de la machine pour les différentes valeurs du coefficient convectif sont représentées dans le tableau III.10 suivant.

Hcoeff [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$]		
100	Tmax[°C]	131.492
	Tmin[°C]	126.336
200	Tmax[°C]	103.841
	Tmin[°C]	98.685
300	Tmax[°C]	94.624
	Tmin[°C]	89.468
400	Tmax[°C]	90.015
	Tmin[°C]	84.860
500	Tmax[°C]	87.250
	Tmin[°C]	82.094
600	Tmax[°C]	85.407
	Tmin[°C]	80.251
700	Tmax[°C]	84.090
	Tmin[°C]	78.935
800	Tmax[°C]	83.102
	Tmin[°C]	77.947
900	Tmax[°C]	81.720
	Tmin[°C]	76.565
1000	Tmax[°C]	81.217
	Tmin[°C]	76.062
1100	Tmax[°C]	80.798
	Tmin[°C]	75.463
1200	Tmax[°C]	80.798
	Tmin[°C]	75.643

Tableau III. 10 : Valeurs maximales et minimales de la température pour différentes valeurs du coefficient convectif.

Sur la Figures III.46, nous représentons la variation de la température au centre d'un aimant et d'une encoche statorique en fonction du coefficient de convection h . Sur cette Figure, nous pouvons constater l'effet du refroidissement externe de la machine. La température est fortement sensible à la variation du coefficient d'échange convectif. On constate une diminution de 50 °C pour l'aimant et l'encoche statorique.

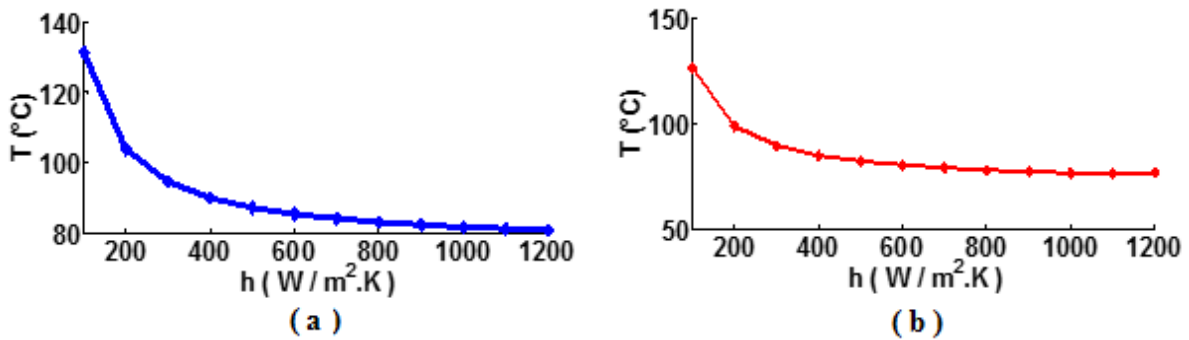


Figure III. 46 : Variation de la température en fonction du coefficient convectif, (a) aimant, (b) encoche statorique.

III.3.2.4. Validation des résultats

La figure ci-dessous regroupe les résultats des deux méthodes de modélisation thermique en régime permanent pour la machine étudiée ; c'est une façon de comparer les résultats obtenus analytiquement sous le logiciel Flux 2D par la méthode des éléments finis avec ceux obtenus numériquement par la méthode du circuit thermique équivalent. Les résultats du calcul par les deux méthodes sont identiques.

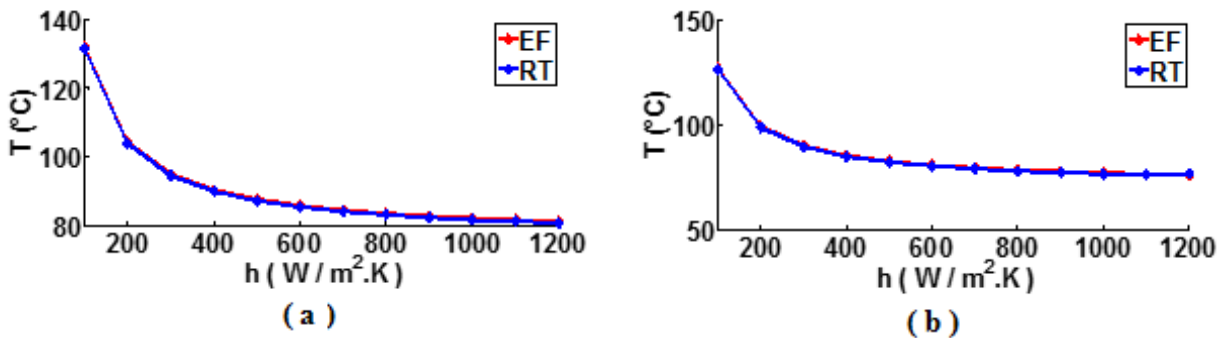


Figure III. 47 : Comparaison des résultats obtenus par la méthode du circuit thermique équivalent et la méthode des éléments finis au centre de (a) aimant, (b) encoche statorique

III.4. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons exploité la méthode du circuit thermique équivalent et la méthode des éléments finis (Flux2d) pour déterminer la distribution de la température dans une machine asynchrone à cage et une machine synchrone à aimants permanents montés sur la surface du rotor en tenant compte de l'effet du refroidissement. Le transfert thermique par conduction basé sur la loi de Fourier avec un échange convectif avec l'air ambiant est considéré dans ce mémoire.

Pour cela, une analyse des pertes magnétiques qui représentent les sources de chaleur des modèles thermiques a été réalisée en utilisant la méthode des éléments finis (Flux2d) pour les deux machines étudiées.

Une fois les pertes magnétiques déterminées, le modèle thermique en utilisant la méthode du réseau de résistances thermiques est élaboré pour prédire le transfert thermique dans les deux machines étudiées. Un programme Matlab a été élaboré pour effectuer le maillage des deux machines avec des éléments de conduction et de convection et le calcul des différentes résistances thermiques de conduction radiales et tangentielles. Comme pour la méthode des éléments finis, chaque résistance thermique est associée au matériau correspondant ainsi que la perte de puissance. Les équations issues de chaque élément du réseau de résistances thermiques permettent de définir une matrice conductance et un vecteur second membre représentant les pertes magnétiques. Après introduction des conditions aux limites au niveau de la matrice conductance et le vecteur des pertes, la résolution du système d'équations permet la détermination des températures en chaque point de la machine. Le modèle thermique basé sur la méthode des éléments finis est introduit pour vérifier et valider les résultats issus du modèle semi-analytique du réseau de résistances thermiques.

Les résultats obtenus avec la méthode semi-analytique sont concordants avec ceux de la méthode des éléments finis que ce soit pour la machine asynchrone à cage ou la machine synchrone à aimants permanents montés sur la surface du rotor en tenant compte de l'effet du refroidissement par air. En effet, une étude paramétrique a été réalisée par la méthode semi-analytique du circuit thermique équivalent sur l'influence du coefficient de convection sur la distribution de la température dans les deux machines. Le temps de calcul par cette méthode est très faible par rapport à la méthode des éléments finis. D'où l'intérêt de cette méthode semi-analytique dans la prédiction de la température dans les machines électriques.

Conclusion générale

Une machine électrique et son environnement définissent un système constitué d'un fluide et des corps solides, dans lesquels le passage du courant électrique et le mouvement de rotation qui assurent la conversion de l'énergie électromécanique s'accompagnent de pertes d'énergie qui se transforme en énergie calorifique ; ceci se traduit par des variations des températures dans les différentes parties de la machine.

Une bonne estimation de la distribution spatiale des pertes dans un moteur a son importance pour constituer une donnée d'entrée à un bon modèle thermique.

L'évolution vers l'équilibre thermique se fait par le transfert de la chaleur des parties actives internes, où elle est engendrée, aux parties externes ou en contact avec l'extérieur, où elle est cédée au milieu environnant où les coefficients d'échanges thermiques sont injectés (convection et rayonnement).

L'étude du comportement magnétique et thermique permet d'évaluer et de localiser les pertes (les sources de chaleur) et donc d'améliorer et d'adapter les machines pour de nouvelles applications et d'assurer leur protection en fonctionnement en insérant des moyens de refroidissement plus adéquats.

Un des facteurs majeurs de la modélisation thermique est l'estimation ou la détermination des coefficients d'échange ou leur loi de variation qui reste souvent empirique.

Dans ce mémoire, nous avons présenté une modélisation électromagnétique dans le but d'extraire les différentes pertes magnétiques des machines étudiées afin de construire une modélisation thermique avec deux méthodes différentes : semi-analytique et numérique, qui permet de déterminer l'échauffement permanent des différentes parties de la machine.

Notre contribution essentielle dans ce mémoire, est l'élaboration d'un modèle et un programme Matlab pour le calcul du transfert thermique dans les machines électriques en utilisant un réseau de résistances thermiques de conduction. La résistance thermique de convection est introduite dans le modèle élaboré seulement entre la surface externe de la machine et l'air ambiant et au niveau du noyau rotorique. Même si la résistance thermique par rayonnement est négligée dans ce travail, il est simple de l'introduire dans le maillage par résistances thermiques et dans la matrice des conductances. De la même manière, la convection dans l'entrefer négligée dans ce travail peut être introduite dans le modèle semi-analytique. En effet, nous avons expliqué au chapitre 2 comment introduire les conditions aux limites de type convectives dans la matrice des conductances et le vecteur des pertes magnétiques.

Le calcul thermique par la méthode des éléments finis en utilisant le logiciel Flux2d est réalisé pour valider les résultats obtenus par la méthode du réseau de

résistances thermiques. La comparaison des résultats des deux méthodes pour les deux machines a montré une bonne concordance.

L'étude paramétrique que nous avons effectuée sur les deux machines asynchrone et synchrone concerne l'effet du refroidissement forcé à air. Ce dernier est représenté par la variation du coefficient de convection de la surface externe de la machine et l'air ambiant ainsi que le coefficient de convection du noyau rotorique et l'air. Comme attendu, l'augmentation du coefficient de convection (refroidissement forcé) permet un bon refroidissement et une diminution de la température dans la machine.

Références

- [1]. Je-C. Sabonnadière et J-L. Coulomb « Calcul des champs électromagnétiques », technique de l'ingénieur D3020.
- [2]. C. Labiod « Modélisation des phénomènes électromagnétiques dans une machine à reluctance variable » Magister, 2014.
- [3]. G. Bedrosian, M.V.K, Chari, M. Shah et G. Theodossiou, « Axiperiodic finite element analysis of generator end regions (Analyse axipériodique par les éléments finis des régions d'extrémité d'un alternateur) ».
- [4]. F.Piriou, A.Razek “Finite element analysis in electromagnetic systems. Accounting for electric circuits (Analyse par éléments finis des systèmes électromagnétiques. Prise en compte des circuits électriques) ». IEEE Transactions on Magnetics, vol. 29 no 2, p. 1669-75, 9 fig., bibl. (34 réf.), mars 1993.
- [5]. Modélisation des machines asynchrones, Cedrat (1996).
- [6]. G.s Romuald Guedia, « Modélisation et caractérisation thermique de machines électriques synchrones à aimants permanents », thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2014.
- [7]. R. Glises « Machines électriques tournantes Simulation du comportement thermique », Institut de Génie énergétique Université de Franche-Comté, technique de l'ingénieur D 3760.
- [8]. J. Soulard, A.Krings, “Overview and Comparison of Iron Loss Models for Electrical Machines”, 2010.
- [9]. S. Ouagued, M. A. Ben Hamida, Y. Amara, C. Barakat, «thermal modelling of tubular linear machines using a hybrid analytical method », IEEE université le Havre, 2015.
- [10]. S. Adache « Contribution à la modélisation thermique d'une machine à reluctance variable à double saillance (MRV6/4) par éléments finis en 2D et 3D », thèse de doctorat en Sciences.
- [11]. M. Hadj Kacem, S.Tounsi, « thermal modiling of electric machines » 2016.
- [12]. B. Nogarede « Machines tournantes : conversion électromécanique de l'énergie », technique de l'ingénieur D3410, 2000.
- [13]. M. Poloujadoff, « Machines asynchrones Régime permanent », technique de l'ingénieur D3480, université Pierre-et-Marie-Curie, Laboratoire d'électrotechnique.
- [14]. D. Sator-Namane «machines à courant alternatif machines asynchrone et synchrone, convertisseurs électromécanique » ellipse, p 137, 2010.
- [15]. A. Kerboua « machines électriques a courant alternatif » cours, université de mascara, 2015.
- [16]. N.Senhadji A.Chalabi « commande du moteur synchrone a aimants permanents par backstepping » master, Université Abou BekrBelkaid-, Tlemcen 2015.

- [17]. C.P. Steinmetz, On the law of hysteresis (originally published in 1892), Proc. IEEE, 72 (1984), no. 2, 196-221.
- [18]. G. Bertotti, "General properties of power losses in soft ferromagnetic material", IEEE Trans. Magn., 24 (1988), no. 1, 621-630.
- [19]. Dan.M. Ionel, "A Best-Fit Model of Power Losses in Cold Rolled-Motor Lamination Steel Operating in a Wide Range of Frequency and Magnetization", IEEE Trans. Magn., 43 (2007), no. 4, 1753-7756.
- [20]. K.Yamazaki, N.Fukushima, "Iron-Loss Modeling for Rotating Machines: Comparison Between Bertotti's Three-Term Expression and 3-D Eddy-Current Analysis", IEEE Trans. Magn., 46 (2010), no. 8, 3121-3124.
- [21]. H. Zhao , Y. Luol , H. Wang REN , B. PETER « a complete model for iron losses prediction in electric machines including material measurement, data fitting, FE computation and experimental validation» PRZEGLĄD ELEKTROTECHNICZNY (Electrical Review), ISSN 0033-2097, R. 88 NR 5b/2012.
- [22]. Z. Huang, « Thermal Design of Electrical Machines Investigation and Evaluation of Cooling Performances », 2013.
- [23]. M. Alaküla, P. Karlsson, "Power Electronics-Devices, Converters, Control and application", Department of Industrial Electrical Engineering and Automation, Lund University.
- [24]. E. Price, "Magnetic dipoles, hysteresis and core losses", copyright 2006, p. 5.
- [25]. M-L. Idoughi, « Extraction de modèles thermiques simplifiés des machines électriques à partir d'un calcul du champ de températures », thèse de doctorat, Université Paris Sud - Paris XI, 2011.
- [26]. James L. Kirtley Jr., "Class Notes 3: Eddy Currents, Surface Impedances and Loss Mechanisms", 2005.
- [27]. Altair Engineering, Inc, « Thermal analysis of Electrical Machines Best practices»,2018
- [28]. W. Arshad, T. Ryckebusch, F. Magnussen, H. Lendenmann, B. Eriksson, J. Souldard, et B. Malmros, "Incorporating lamination processing and component manufacturing in electrical machine design tools," in Industry Applications Conference, 2007. 42nd IAS Annual Meeting. Conference Records, 2007, pp. 94-102.
- [29]. H. Skarrie, "Design of powder core inductors," Licentiate Thesis, Lund University, 2001.
- [30]. D. Trichet, "Contribution à la modélisation, à la conception et au développement du chauffage par induction des matériaux composites", thèse de doctorat à l'université Saint Nazaire, Spécialité : Electronique et Génie Electrique, 2000.
- [31]. A. Fasquelle, "Contribution à la modélisation multi-physique électro-vibro-acoustique et aérothermique de machines de traction", thèse de doctorat à l'école centrale de Lille, Spécialité : Génie Electrique, 2007.
- [32]. A. Bousbaine « An investigation into the thermal modeling of induction motor », these de Ph.D, Université de Sheffield, UK, June 1993.

- [33]. E.Ferdjallah Kherkhachi «Diagnostic du système isolant des machines électriques par identification paramétrique dans un contexte de maintenance prédictive des turbines offshores », 2015.
- [34]. B. Vaseghi, « Contribution à l'étude des machines électriques en présence d'un défaut entre-spires », Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine, 2009.
- [35]. J. C. Fothergill, *Electrical Degradation and Breakdown in Polymers*. IET, 1992.
- [36]. G. C. Stone, E. A. Boulter, I. Culbert, et H. Dhirani, *Electrical insulation for rotating machines. Design, Evaluation, Aging, Testing and repair*, IEEE press series on power engineering vol. 2003.
- [37]. S. Ghosh, D. Khastgir, A. K. Bhowmick, et P. G. Mukunda, « Thermal degradation and ageing of segmented polyamides », *Polym. Degrad. Stab*, vol. 67, no 3, p. 427-436, mars 2000.
- [38]. R. Soltani, E. David, L. Lamarre, « Impact of humidity on dielectric response of rotating machines insulation system », *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul*, vol. 17, no 5, p. 1479 -1488, oct. 2010.
- [39]. K. Kimura, « Multistress aging of machine insulation systems », *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, 1995. Annual Report, 1995*, p. 205 -210.
- [40]. M.BENDIB « Conception d'une Machine à Aimant Permanent à Flux Axial », magister en électrotechnique Université de Sétif, 2011.
- [41]. R.Pechanek, V.Kindl, B.Skala "Transient thermal analysis of small squirrel cage motor", *MM Science Journal*, Vol. 03, 2015, 560–563.
- [42]. Cours génie mécanique, école nationale polytechnique, Alger, 2018.
- [43]. Kral Ch., Haumer A., Haigis M., Lang H., Kapeller H., "Comparison of a CFD Analysis and a Thermal Equivalent Circuit Model of a TEFC Induction Machine With Measurements", *IEEE Transactions On Energy Conversion*, Vol. 24, No. 4, 2009,809–818.
- [44]. D.A. Staton, A. Cavagnino. "Convection Heat Transfer and Flow Calculations Suitable for Electric Machines Thermal Models". *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 55, no. 10, pages 3509-3516, Oct 2008.
- [45]. B. Assaad « Contribution à la prise en compte des aspects thermiques des machines électriques dans un environnement mécatronique », thèse de doctorat, 2015.
- [46]. A. Boglietti, A. Cavagnino, M. Parvis & A. Vallan. "Evaluation of radiation thermal resistances in industrial motors". *Industry Applications, IEEE Transactions on*, vol. 42, no. 3, pages 688-693, May 2006.
- [47]. Y. Bertin. « Refroidissement des machines électriques tournantes. Techniques de l'ingénieur, Généralités sur les machines électriques tournantes », vol. base documentaire : TIB250DUO., no. ref. article : d3460, 1999.
- [48]. <https://www.schneider-electric.fr/fr/faqs/FA17866/> «classe d'isolation des moteurs ».
- [49]. M.LAKHDARI « simulation et commande de la machine asynchrone double étoile pour aérogénération » Magister en électrotechnique, 2014.

- [50]. C. LABIOD « Modélisation des phénomènes électromagnétiques dans une machine à reluctance variable » Magister en : Electrotechnique, 2014.
- [51]. M. JUFER J-C. SABONNADIÈRE « Conception assistée par ordinateur (CAO) Moteur asynchrone » technique de l'ingénieur D 3 590.
- [52]. SABONNADIÈRE (J.-C.) et COULOMB (J.-L.). – Éléments finis et CAO, Hermès (1986).
- [53]. R.TOUZOT et G.DHATT « Une présentation de la méthode des éléments finis ». Éd. Malainé (1984).
- [54]. R. Glises, "Simulation du comportement thermique", Technique de l'ingénieur, D3760.
- [55]. J. LUTUN, « Modélisation thermique des alternateurs automobiles », these de doctorat, Institut polytechnique de Grenoble, janvier 2012.
- [56]. A. FASQUELLE, « Contribution à la modélisation multi-physique : électro-vibroacoustique et aérothermique de machines de traction », Ecole centrale de lille, thèse de doctorat, Novembre 2007.
- [57]. B. Eyglunet, « Manuel de thermique », Paris : Hermes, 1997.
- [58]. S.V. Patankar, « Numerical heat transfert and fluid flow », New York : Hemisphere publishingcorp, 1980.
- [59]. H. Ennassiri, G.Barakat et Y.Amara « Steady State Hybrid Thermal Modelling of Permanent Magnet Electrical Machines » ,IEEE Universite du Havre, 2016.
- [60]. C. Sciascera, P. Giangrande, L. Papini, C. Gerada M. Galea, « Analytical Thermal Model for Fast Stator Winding Temperature Prediction », IEEE.