

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE
UNIVERSITE MOULOUD MAMMERRI DE TIZI-OUZOU
FACULTE DE GENIE ELECTRIQUE ET DE L'INFORMATIQUE
DEPARTEMENT D'ELECTROTECHNIQUE



Mémoire de fin d'études

En Vue de l'obtention du diplôme d'ingénieur d'Etat en
Electrotechnique

Option : Machines Electriques

Thème

*Contribution à l'étude
thermique d'un moteur
synchrone à aimant permanent*

Proposé et dirigé par :

Mr :M. BOUHERAOUA

Etudié par :

Mr : CHAIBET Soufiane

Mr : DAHMANE Arezki

Mlle : DERRADJ Radia

Promotion 2010-2011



Remerciements


Nous tenons à remercier Dieu de nous avoir aidés à terminer ce travail.

*Nous remercions vivement notre promoteur **M^r M. BOUHERAOUA** pour nous avoir suivi et dirigé durant toute la période de notre présent mémoire de fin d'étude et surtout son entière disponibilité.*

Nous remercions les membres du jury qui ont accepté d'examiner et de juger notre travail.

Nous remercions tous les enseignants qui ont contribué à notre formation.

Nous remercions, ainsi, toute personne qui, de près ou de loin, a collaboré à notre formation.



**Introduction
générale**

L'amélioration des performances des moteurs électriques a été mise en évidence ces derniers années, d'une part par l'évolution spectaculaire du rapport de la puissance fournie à la masse des machines et d'autre part, par la réalisation d'unités rapides de plus en plus puissantes. L'arrivée sur le marché de matériaux de plus en plus performants, que ce soit pour les tôles magnétiques, les matériaux conducteurs ou isolants, a aussi joué un rôle déterminant dans l'évolution des machines électriques traditionnelles. Une meilleure utilisation des circuits magnétiques, des techniques de refroidissement de plus en plus élaborées et efficaces permettant une meilleure maîtrise des échauffements des machines.

L'apparition sur le marché d'aimants de bonne qualité et faible coût ainsi que les progrès réalisés dans le domaine de l'électronique ont permis le développement des Moteurs Synchrones à Aimants Permanents (MSAP) dont les performances lui permettent de remplacer avantageusement les moteurs classiques à courant continu, asynchrones et synchrones bobinés, pour un grand nombre d'applications. L'absence d'usure liée au collecteur compense la nécessité d'une électronique de commande dans la plus part des cas.

Les machines électriques sont conçues et dimensionnées pour fonctionner en régime normalisé indiqué dans leur cahier des charges et mentionné sur leur plaque signalétique. Par régime ou service, on entend l'allure de fonctionnement en fonction du temps. Plus précisément la norme donne la courbe de charge, c'est-à-dire de puissance utile et donc de pertes en fonction du temps.

Dans les conditions de travail, quel que soit son régime de fonctionnement, il est nécessaire de s'assurer que certaines limitations intrinsèques telles que limites mécaniques, limites électriques, limite magnétique et limite thermique de la machine ne seront jamais dépassées sous peine de réduction de vie, ou de détérioration de caractéristique.

La limite thermique est la plus contraignante. En effet quelque soit le régime de fonctionnement d'une machine, le rendement de celle-ci est inférieur à l'unité ; elle est le siège des pertes mécanique, électrique et magnétique. Ces pertes provoquent un échauffement des matériaux et en particulier des plus fragiles d'entre eux : les isolants. Il existe une température limite supportable par chaque type d'isolant. On sépare ceux-ci en classes normalisées et repérées est celui de ses enroulements calculé à partir de la mesure de la résistance de ceux-ci [1].

La demande croissante de moteurs à couple volumique ou à puissance massique plus élevés, conduit également à l'augmentation des pertes et par conséquent de l'échauffement. Des dégradations des performances sont donc à prévoir. L'amélioration de ces performances passe obligatoirement par une bonne connaissance du comportement thermique. Afin de déterminer les températures dans ces moteurs des modèles thermiques sont utilisés [2].

Dans notre travail nous nous intéressons à l'échauffement d'un moteur synchrone à aimant permanent. Ceci est répartie en quatre chapitres comme suit ;

Le premier chapitre est consacré à la présentation des machines synchrones à aimant permanent avec leurs classifications selon le positionnement des aimants et de les associer aux matériaux magnétiques au niveau du rotor.

Dans le deuxième chapitre, nous présentons la modélisation thermique du moteur synchrone à aimant permanent par un réseau thermique équivalent.

Dans le troisième chapitre, nous s'intéressons à la présentation de logiciel FEMM.

Le dernier chapitre constitue la finalité de notre travail : la discussions des résultats obtenus par le réseau thermique équivalent et par le logiciel FEMM, est réalisée à travers une comparaison.

Chapitre I

Généralités sur la Machine synchrone à aimant permanent

I.1 Introduction

Historiquement le moteur à courant continu (M.C.C) constitue la seule source électromagnétique de vitesse variable en raison de son fiabilité de commande. Cependant, la fragilité de système balai-collecteur à toujours été un inconvénient de la M.C.C ce qui limite la puissance et la vitesse maximale. Pour remédier à ce type de problème on utilise les machines électriques à courant alternatif.

L'apparition sur le marché d'aimants de bonne qualité et de faible coût ainsi que les progrès réalisés dans le domaine de l'électronique ont permis le développement des moteurs synchrones à aimants qui remplacent les moteurs à courant continu (M.C.C) [3].

Les moteurs à aimants se développent de manière importante à l'heure actuelle grâce à la mise au point d'aimants de bonne qualité, ce qui permet l'obtention de couple massique élevés et l'utilisation d'aimants permanent à la place de l'enroulement inducteur annule les pertes par effet joule au rotor et augmente le rendement. Ces apports importants sont le résultat de l'élargissement de leur gamme d'application [4].

Dans ce chapitre nous allons exposés d'une manière globale la machine à aimant permanent.

I.2 Présentation de la machine synchrone à aimant permanent

Le terme machine synchrone regroupe toutes les machines dont la vitesse de rotation de l'arbre de sortie est égale à la vitesse de rotation du champ tournant.

Le moteur synchrone est une machine électrique, tournante, transformant l'énergie électrique sous forme de courant alternatif en énergie mécanique. Elle peut avoir un fonctionnement en moteur ou en génératrice (c'est seulement le sens de transmission de l'énergie qui distingue les deux fonctionnements) [5], [6], [7].

Cette famille de machine regroupe plusieurs sous familles :

- Les machines synchrones à rotor bobiné ;
- Les machines synchrones à aimants permanents ;
- Les machines synchrones à réluctance variable.

Dans notre travail, on s'intéressera à la deuxième catégorie, machine synchrone à aimant permanent (MSAP).



Fig.I.1 Photographie d'un moteur à aimants en géométries cylindriques

Comme toute machine synchrone, la vitesse de rotation de l'arbre de la MSAP est égale à celle du champ tournant, pour obtenir un tel fonctionnement, le champ magnétique rotorique est généré par des aimants permanents, la position du champ rotorique est alors fixée par rapport au rotor, ce qui impose en fonctionnement normal une vitesse de rotation identique entre le rotor et le champ tournant statorique.

Donc ce type de machines se caractérise par une vitesse de rotation constante, indépendante de la charge, mais liée à la fréquence du réseau par la relation suivante :

$$\Omega = \frac{60f}{P} \quad [\text{tr /mn}] \quad (\text{I.1})$$

Ω : Vitesse de rotation de la machine en [tr /mn].

f : fréquence des courants d'alimentation en [Hz].

P : nombre de paire de pôles.

La MSAP est comme toutes les machines électriques, tournantes, constituée de deux parties essentielles, l'une fixe appelée stator et l'autre mobile dite rotor.

➤ **Le stator** : nommé aussi induit, il est identique à celui d'une machine asynchrone, constitué de tôles magnétiques empilées, muni de trois enroulements décalés de

$(\frac{2\pi}{3})$ parcourus par des courants triphasés équilibrés qui créent un champ magnétique tournant.

➤ **Le rotor** : nommé aussi inducteur, Il représente la pièce tournante de la machine, constitué d'un aimant naturel qui a pour fonction principale la création du flux inducteur.

I.3 Les différentes structures de la machine synchrone à aimant permanent

les machines synchrones à aimants permanents peuvent être classées à plusieurs manières. La plus utilisée est celle qui est basée sur la façon de déposer les aimants et de les associer aux matériaux magnétiques au niveau du rotor. Cette classification permet d'obtenir deux groupes : machines sans pièces polaires (SPP) et machines avec pièces polaires (APP).

I.3.1 Machines synchrones à aimants permanents sans pièces polaires

Sont appelées aussi machines à pôles lisses, dont ce type les machines comportent un rotor dont les aimants se présentent sous forme de tuiles disposés directement contre le noyau magnétique rotorique et sont maintenus par collage et frittage pour limiter les contraintes mécaniques subies à des grandes vitesses [8].

Les paramètres qui influent sur les performances de ce type de machines sont : l'épaisseur de l'aimant, son ouverture sur un pas polaire, le type de matériaux utilisés, le mode d'alimentation et l'intensité des courants injectés au niveau du stator, ainsi que les sens d'aimantation qui peut être radiale, azimutale ou mixte.

➤ **Machine à aimantation radiale**

Dans cette structure les aimants sont répartis sur toute la circonférence du rotor, en alternant les pôles (Fig.I.2.a). Au niveau des aimants, on obtient une induction dans l'entrefer égale à celle de l'aimant, aux fuites près [8]. Le flux dans l'entrefer est faible, alors on ne peut pas avoir un couple massique très important, c'est pour cela cette structure est utilisée des machines synchrones de petites puissances.

➤ **Machine à aimantation azimutale**

En répartissant les aimants à aimantation transversale (azimutale), cette structure nous permet d'avoir un couple massique peu ondulé mais qui reste toujours faible.

➤ **Machine à aimantation mixte**

Une partie des barreaux composant la machine est aimantée transversalement, celle-ci permet de compenser l'effet d'extrémité des aimants radiaux et rend la f.e.m plus

trapézoïdale, réduisant d'avantage les fluctuations de couple. Cependant, le couple massique diminue, et la machine présente un couple de détente plus élevé que pour les structures à aimantation radiale [8].

I.3.1 Les machines synchrones à aimants permanents avec pièces polaires

Sont appelées aussi machines à pôles saillants, les machines de ce type comportent un rotor où les aimants sont associés avec des pièces polaires pour élever l'induction dans l'entrefer à une valeur supérieure à l'induction rémanente des aimants. La saillance permet d'augmenter le couple et d'améliorer les performances de la machine tout en réduisant le volume de la machine [9]. Pour cette structure on peut distinguer plusieurs types :

a. Structure avec pièces polaires et concentration de flux

Les aimants sont encastrés entre les pièces polaires, leur aimantation est transversale. Cette structure est plus utilisée, car elle est plus rigide mécaniquement que des structures sans pièce polaire, et génère un flux dans l'entrefer plus élevé par rapport aux autres structures de rotor avec pièces polaires. Ces structures peuvent être différenciées entre elles par le sens de l'aimantation (fig.I.3.a), ou par la disposition des pièces polaires (fig.I.3.b).

Le principe de la concentration de flux réside dans le fait que la surface moyenne reçoit le flux au niveau de l'entrefer, est inférieure à celle de l'aimant qui engendre ce flux. Ainsi l'induction dans l'entrefer devient supérieure à celle de l'aimant. Pour ces structures on cherche donc à accentuer l'effet de concentration de flux [10].

b. Structure avec pièces polaires sans concentration de flux

Les aimants à aimantation radiale sont placés sous des pièces polaires pour diminuer l'entrefer afin d'améliorer les performances de la machine. Un exemple de réalisation est montré dans la figure I.4 avec des aimants insérés dans un paquet de tôles magnétiques découpées spécialement à cet effet [11].

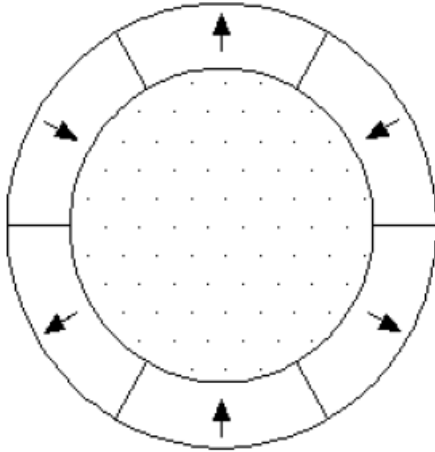
c. Structures à aimants insérés dans l'armature rotorique

Les aimants à aimantation radiale sont insérés entre les dents rotoriques et débouchent sur l'entrefer (fig.I.5). Ce type de structures, plus la simplicité de sa réalisation, permet d'augmenter le couple tout en diminuant le volume des aimants. Le couple, dans ce cas, est la résultante d'un couple d'interaction et d'un couple de reluctance en dehors du couple de détente [9].

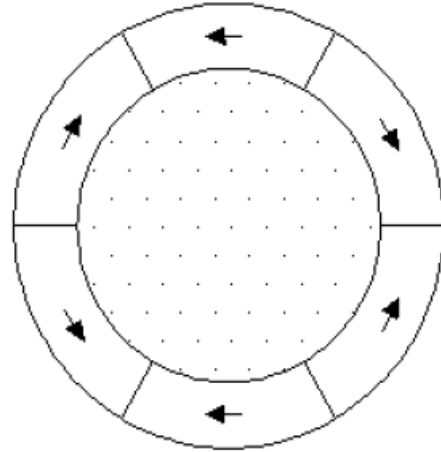
d. Structures à aimants enterrés

Ce sont des rotors à géométrie complexe. Les aimants sont logés à l'intérieur du rotor (fig.I.6). Il existe toute une variété de configuration [9]. Ces structures offrent un certain nombre d'avantages :

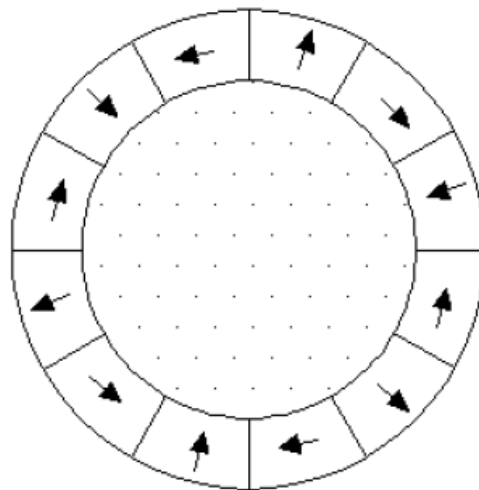
- Des rotors robustes qui permettent de plus grandes vitesses de rotation.
- Une adaptation à des puissances plus importantes.
- De bonnes performances, surtout avec les aimants de type N_dFeB .



a. Aimantation radiale

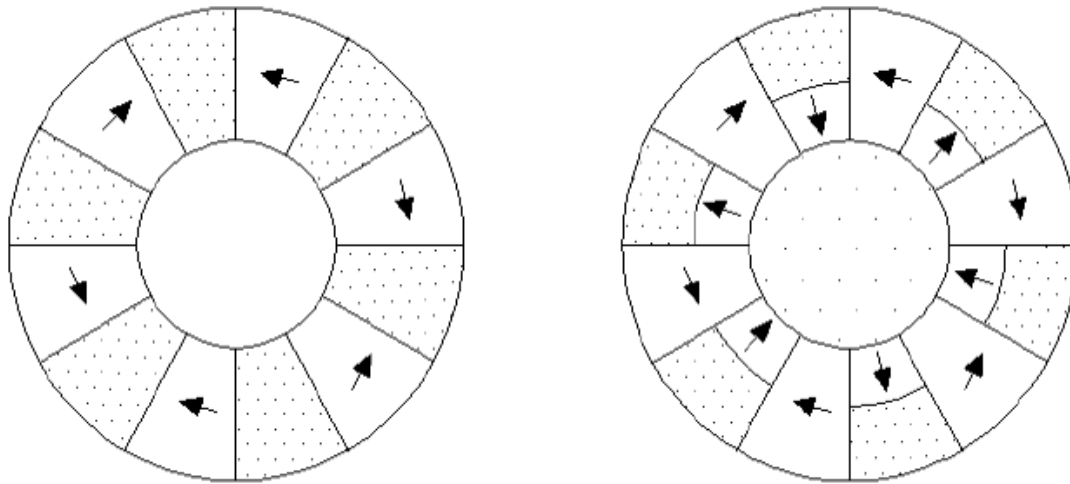


b. Aimantation azimutale



c. Aimantation mixte

Fig.I.2 Structures à pole lisse.



a. Pièces polaires et aimantation azimuthale.

b. Combinaison d'aimantation radiale et azimuthale.

Fig.I.3. Structures avec pièces polaires et concentration de flux.

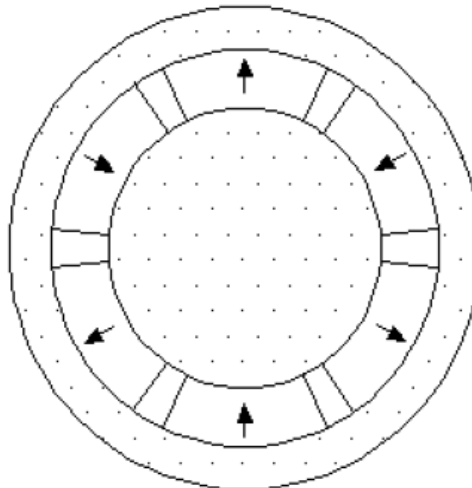


Fig.I.4 Structure avec pièces polaires et sans concentration de flux.

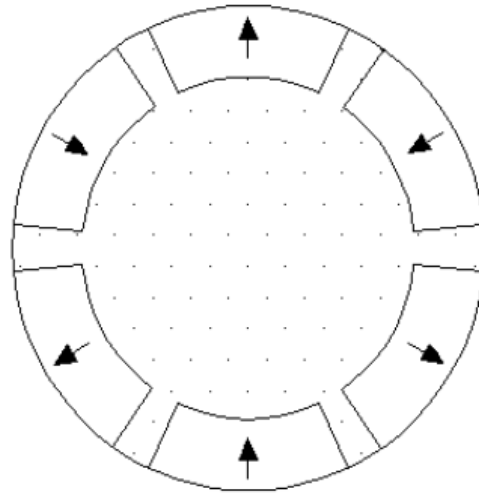


Fig.I.5 Structure à aimant insérés dans l'armature rotorique.

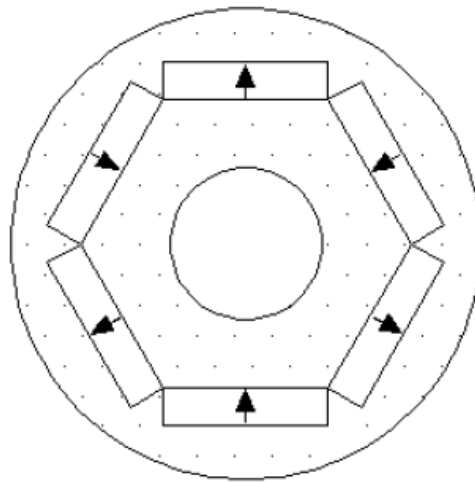


Fig.I.6 Structure à aimants internes.

I.4 Principe et mode de fonctionnement

Les courants statoriques créent dans le stator un champ magnétique tournant de même fréquence que les courants statoriques. Les aimants permanents qui remplacent l'enroulement rotoriques n'ont pas besoins d'être alimentés. Le champ magnétique ainsi créé cherche en permanence à s'aligner sur celui du stator. C'est pour cela que la machine est dite synchrone : elle tourne à la même vitesse que le champ statorique (la vitesse de synchronisme).

I.5 Domaines d'applications [5], [6]

Le moteur synchrone à aimants permanents est utilisé dans une large gamme de puissance, allant de quelques Watts (servomoteurs) à plusieurs mégas Watts (systèmes de propulsion des navires), utilisé aussi dans diverses applications, comme par exemple :

- Elles se répandent de plus en plus comme actionneurs dans les industries automatisées où ils remplacent les moteurs à courant continu ;
- Elles fonctionnent comme compensateurs synchrones ;
- Elles sont utilisées pour les entraînements qui nécessitent une vitesse de rotation constante, tels que les grands ventilateurs, les compresseurs et les pompes centrifugées ...;
- Et grâce au développement de l'électronique de puissance, l'association machine à aimants convertisseur de puissance a trouvé de nombreuses applications dans des domaines très divers tels que :
 - La propulsion des véhicules électriques et la propulsion des sous-marins ;
 - Les équipements de technologie de l'information ;
 - Les équipements de soins médicaux et de santé ;
 - Les applications robotiques ;
 - Les machines-outils.

I.6 Avantages des machines synchrones à aimants permanents

Les machines synchrones à aimants permanents se développent de manière importante à l'heure actuelle, grâce à la mise au point des aimants permanents de grande qualité. Cela leurs a permis d'être utilisées dans des systèmes d'entraînement à vitesse variable à hautes performances.

Sont choisis dans ce domaine est devenu attractif et concurrent de celui de moteurs à courant continu (MCC) et des moteurs asynchrones, cela du à ces avantages présentés ci-dessous [5] :

- L'emploi d'aimants permanents à la place de l'enroulement inducteur annule les pertes par effet Joule au rotor, augmente le rendement et permet ainsi de réduire la ventilation ;
- Le fait de ne pas utiliser les collecteurs mécaniques, (ces collecteurs posent des problèmes d'entretien et de comportement dans les environnements difficiles) leur a permis de travailler dans les milieux les plus difficiles, et d'avoir un faible entretien ;
- L'augmentation de la constante thermique et de la fiabilité, à cause de l'absence de contacts bague-balais dans ces machines ;
- Une puissance massique élevée, ce qui permet de réduire le volume des machines ;
- Une grande efficacité, une faible inertie, un environnement propre et un fonctionnement de longue durée ;
- Facteur de puissance et rendement élevés par rapport à celui des machines asynchrones ;
- Aucune source de courant continu n'est nécessaire ;
- Absence de bobinage rotorique ce qui réduit l'encombrement causé par les enroulements.

Malgré ses avantages, le moteur synchrone à aimants permanents présente des inconvénients à savoir :

- Plus coûteux dans le cas des machines à aimants terres rares ;
- Risques de désaimantation (irréversible) ;
- Limite de température, de courant maximal [12].

I.7 Les aimants permanents

Le choix des aimants permanents est un élément clé dans la conception des machines à aimants permanents ; cela est du fait que les propriétés des aimants affectent directement les performances de ces machines.

I.7.1 Définition

Les aimants permanents sont des corps ferromagnétiques qui, une fois aimantés, conservent un certain état magnétique caractérisé une aimantation rémanente notable et une

résistance à la désaimantation. Cette aimantation provient des pôles magnétiques contenus de ce matériau constitués d'ensemble de moments orbitaux et de spin des électrons.

I.7.2 Les propriétés magnétiques des aimants magnétiques

Un aimant permanent se caractérise par une forte résistance à la désaimantation. Les propriétés fondamentales issues de la courbe de désaimantation sont l'induction rémanente (B_r en T), le champ coercitif (H_{cb} en $A.m^{-1}$) et le caractère rectangulaire de la courbe de désaimantation (h_m en $A.m^{-1}$) (fig.I.7). Les performances magnétiques de l'aimant sont globalement représentées par le produit énergétique volumique (BH_{max} en $J.m^{-3}$). Les applications étant très rarement à température ambiante, la dépendance en température de la courbe de désaimantation est fondamentale.

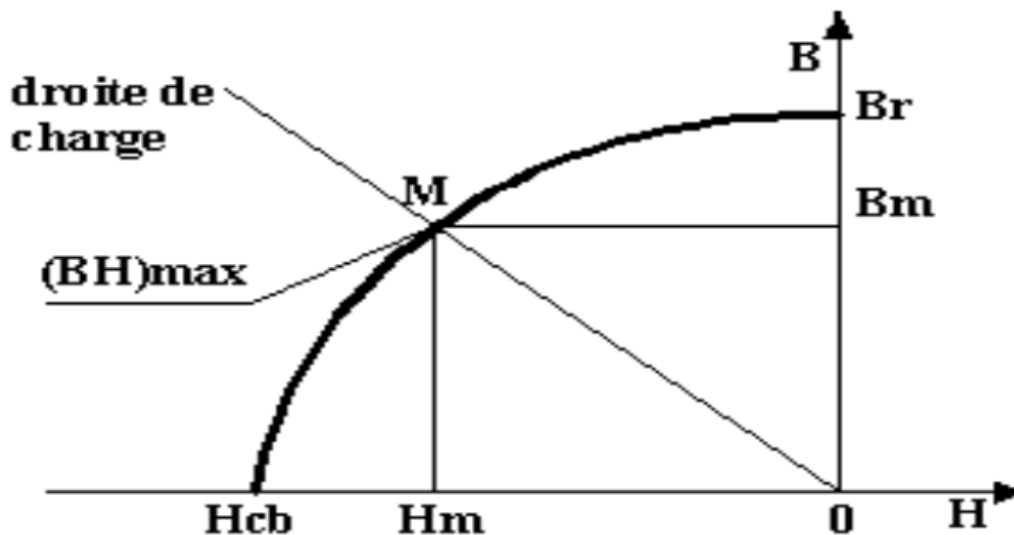


Fig.I.7 Courbe de désaimantation des aimants

- Induction rémanente B_r : C'est l'indication résiduelle au circuit fermé ;
- Le champ coercitif H_{cb} : C'est le champ qui annule l'induction rémanente ; plus sa valeur est élevée et plus l'aimant est stable ;
- L'énergie spécifique BH_{max} : Ce produit donne la valeur énergétique maximale de l'aimant par unité de volume.

En plus de ces trois caractéristiques, il est indispensable de connaître le point de curie de l'aimant qui représente la température au delà de laquelle l'aimant perd ces caractéristiques magnétiques tout en gardant la possibilité de démagnétisation.

L'effet de la diminution de l'induction rémanente à haute température est évalué à travers le coefficient de température réversible α_{Br} à l'aide de l'équation (I.2).

$$B_{r(T)} = B_{r(20)} \times \left[1 + \alpha_{Br} \times \frac{(T-20)}{100} \right] \quad (I.2)$$

Où, $B_{r(20)}$ est la valeur de B_r à 20 ° C, α_{Br} est le coefficient de température réversible exprimé en % par degré Celsius est « T » est la température de l'aimant.

La fig.I.8 montre l'évolution de l'aimantation rémanente avec la température

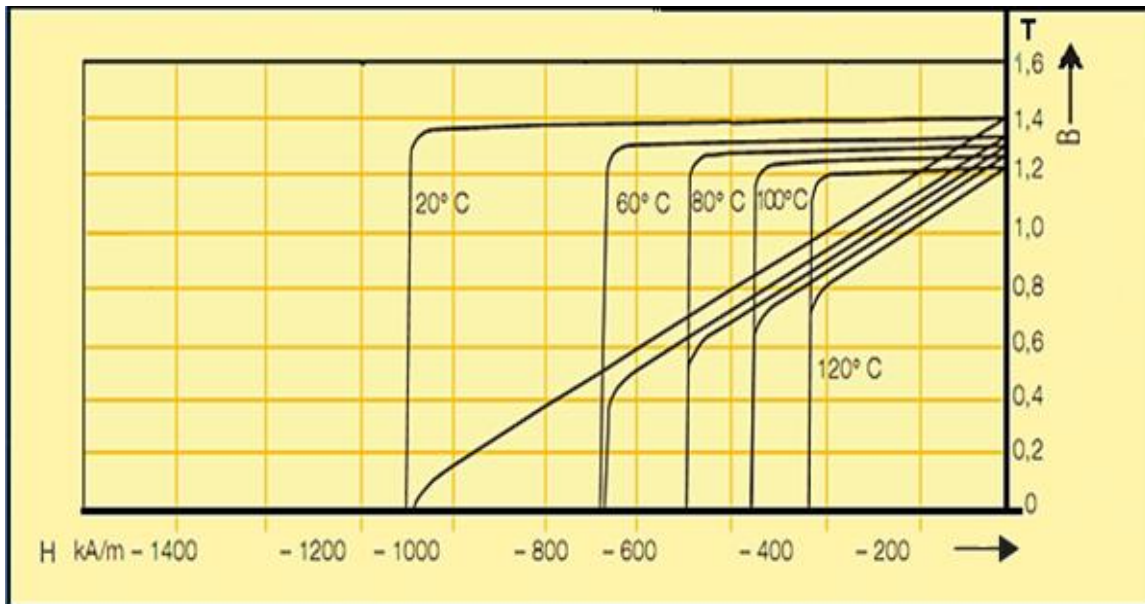


Fig I.8 Evolution de l'aimantation rémanente avec la température (NdFeB).

I.7.3 Les différents types de matériaux pour aimants permanents

Les principaux matériaux utilisés pour fabriquer les aimants permanents sont : les alliages Aluminium, Nickel, Cobalt (AlNiCo) ; Storium ferrites et Baryum ferrites (ferrites) ; Samarium Cobalt (première génération des aimants à terre rares) (SmCo) ; Néodyme Fer Bore (deuxième génération des aimants à terre rares) (NdFeB). En principe les aimants permanents peuvent être subdivisés en trois familles qui sont dans l'ordre d'apparition : les aimants métalliques, les ferrites et les terre rares.

➤ **Les aimants métalliques**

Il existe plusieurs types d'aimants métalliques ; les plus intéressants les AlNiCo qui sont des alliages à base d'Aluminium, de Nickel, et de Cobalt. Ils peuvent être isotropes ou anisotropes. Pour les isotropes $B_r \approx 0.7$ T, H_c de 50 à 80 kA/m et $(BH)_{\max}$ de 12 à 18 kJ/m³.

Leur induction rémanente B_r est relativement élevée ; cependant la faible valeur de leur champ coercitif rend difficile leur utilisation au niveau des machines électriques.

L'utilisation de ces aimants est aujourd'hui en nette régression à cause de non linéarité de leur caractéristique de démagnétisation et la cherté de Cobalt [10].

➤ **Les ferrites**

Les ferrites des composés d'oxyde de fer de Baryum et de Strontium. Ils sont obtenus par frittage et peuvent être isotropes ou anisotropes.

Introduit en 1953, les ferrites sont devenus en 1960, les matériaux à aimant les plus compétitifs et sont imposés dans de très nombreuses applications.

Ces matériaux céramiques présentent une induction rémanente relativement réduite, comprise entre 0.3 T et 0.4 T pour un champ coercitif largement supérieur à celui des AlNiCo ce qui leur confère une bonne résistance à la démagnétisation. Leur prix de revient, relativement bas, offre la possibilité d'envisager leurs utilisations comme inducteurs de machines électriques de faible puissance [9].

L'utilisation des ferrites dans les machines électriques conduit généralement à des couples faibles. Les ferrites sont généralement utilisées là où le critère de la puissance volumique n'est pas prépondérant [10].

➤ **Les terres rares**

Ils sont plus performants du fait qu'ils réunissent simultanément deux qualités importantes à savoir : une induction rémanente élevée et un grand champ coercitif. Leur coût élevé, a tendance à freiner l'extension de leur utilisation. Néanmoins des solutions intermédiaires apparaissent avec les Plasto-Néodyme. C'est un mélange de Néodyme-Fer-Bore avec un liant plastique. Cette matière permet de réaliser des pièces moulées, ce qui facilite l'assemblage et diminue le nombre de pièces mécanique [13].

- **Les Samarium Cobalt**

Les aimants de type Samarium-Cobalt sont connus dans le milieu industriel principalement sous deux formes, SmCo_5 et $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$. Ils autorisent une température de fonctionnement élevée (jusqu'à 350°C) ; sont caractérisés par une grande induction rémanente et un grand champ coercitif comme SmCO_5 avec (B_r 0.8T) et (H_{co} 600KA/m), et $\text{Sm}_2\text{CO}_{17}$ avec (B_r 1T) et (H_{co} 600KA/m), et ils présentent aussi une énergie spécifique importantes, mais les Samarium Cobalt sont très coûteux du à la présence de Cobalt dans leur composition, et la complexité de leur technologie de fabrication d'autre part, limitent leur utilisation aux machines à très hautes performances (aérospatiales, robotiques et aéronautiques).

- **Les Néodyme -Fer -Bore**

Le Néodyme-Fer-Bore est le type d'aimants le plus récent. Sa première utilisation remonte à 1985. Dans un court intervalle de temps, il a pris plus d'ampleur au niveau de sa production. Le NdFeB est presque le matériau idéal pour les excitations des machines électriques. L'induction qu'il permet de produire dans l'entrefer est importante, son champ coercitif est élevé [10].

Ils présentent des performances supérieures au Samarium Cobalt et moins coûteux mais leur sensibilité à la température affecte leur performance. De plus ont tendance à s'oxyder à cause du fer qu'ils contiennent.

Sur la fig.I.9, nous présentons les courbes de désaimantation des principaux types d'aimants.

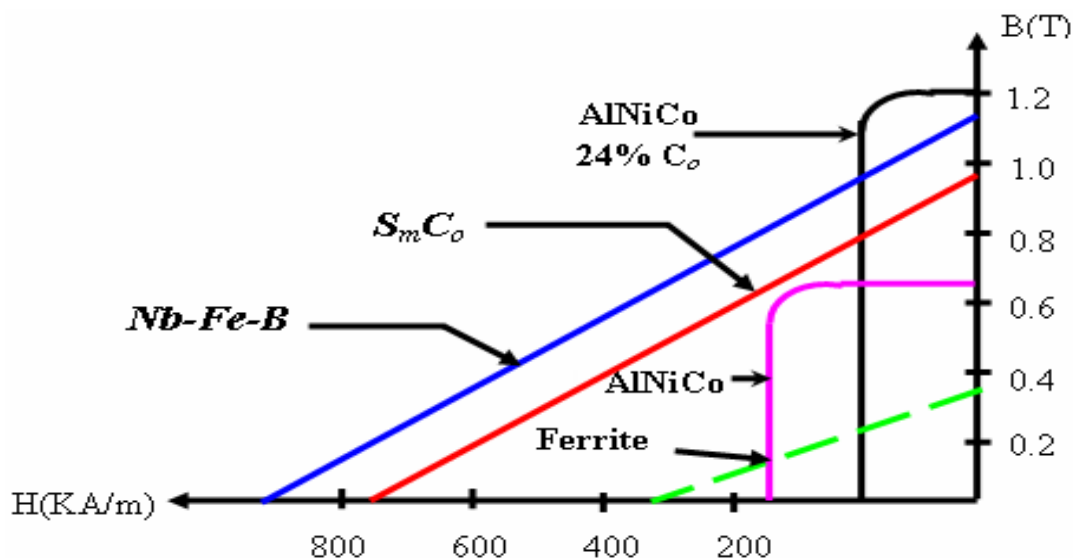


Fig.I.9 Courbe de désaimantation des principaux types d'aimants.

Le tableau suivant présente les propriétés des principaux aimants

Matériaux	B_r (T)	H_c (kA/m)	Température de curie ($^{\circ}\text{C}$)	Remarques diverses
Ferrites	0,2 à 0,4	200	300	Les moins chers
AlNiCo	1,2	50	750 à 850	Se démagnétisent trop facilement
Samarium Cobalt	0,5	800	700 à 800	Prix élevé à cause du Cobalt
Néodyme Fer Bore	1,3	1500	310	Prix en hausse (terres rares), sujet à l'oxydation

Tableau I.1 Propriétés des principaux aimants à 20°C

I.8 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons exposés d'une manière générale la machine synchrone à aimant permanent fonctionnant en moteur et ses différentes structures, ainsi qu'une présentation des aimants permanent leurs constitutions et leurs caractéristiques.

Chapitre II

**Modélisation par
réseau thermique
équivalent du moteur
étudié**

II.1 Introduction

La chaleur est dissipée dans tous les systèmes de conversion de l'énergie comme une conséquence de pertes. L'exigence de la modélisation thermique approprié est évidente, pour éviter toute surchauffe et éventuellement infligés sur le système. La connaissance du comportement thermique dans les différentes situations peut empêcher la surchauffe, mais peut aussi améliorer l'utilisation du système à un fonctionnement normal [14].

Les Machines électriques a été utilisé dans les applications de l'industrie depuis la fin des 19^{ème} siècles ce qui signifie que la procédure de conception a mûri. Généralement, les surchauffes des machines électriques due à la mauvaise manipulation ou de défauts imprévus. Le développement de ce type des machines requiert une attention aux aspects thermiques puisque ce sont toujours les contraintes thermiques qui déterminent ainsi la puissance de la machine.

Il existe plusieurs méthodes pour l'étude du comportement thermique des machines électriques, telle que les méthodes expérimentales et les méthodes théoriques, cette dernière peut se classer en trois techniques [1] :

- ✓ Les méthodes empiriques ;
- ✓ La méthode nodale ;
- ✓ Les méthodes numériques.

La méthode nodale ou à paramètre localisés qui fait l'objet de notre travail, consiste à ramener l'étude de comportement thermique à un réseau thermique équivalent basé sur le principe de découpage de la machine en régions interconnectées par des conductances thermiques.

Ce rapport décrit un petit réseau thermique pour la modélisation d'une machine synchrone à aimants permanents. Les réseaux thermiques sont fréquemment utilisés pour la modélisation des machines électriques et de nombreuses solutions de complexités différentes ont été présentées dans la littérature.

II.2 Compléments sur les transferts thermiques

Dans une machine électrique tournante, la chaleur due aux pertes de puissance se propage du point le plus chaud vers le point le plus froid selon trois modes : la conduction, la convection et le rayonnement. Ces trois modes de transfert thermiques sont brièvement présentés.

II.2.1 Transfert par conduction

Il s'agit d'un transfert de la chaleur dans un solide opaque sans déplacement de la matière.

La chaleur se propage suivant des lignes de flux normales à des surfaces isothermes. La loi fondamentale de la conduction a été énoncée par Fourier selon :

$$\vec{\varphi} = -\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T) \quad (\text{II.1})$$

Avec :

λ : Conductivité thermique [W/m °K] ;

φ : Densité de flux thermique [W/m²] ;

T : Température[°C].

II.2.1.1 Résistance thermique de contact

Lors des assemblages industriels, la formation d'interfaces solde-solide, ne peut donner lieu à un contact parfait entre ses solides ; en effet, la présence de cavité due à la rugosité des surfaces et à l'épaisseur très mince d'oxyde, peut fortement influencer la résistance thermique équivalente ; cette résistance thermique de contact est donc une propriété physique qui dépend essentiellement de [15], [16] :

- La conductivité thermique des solides en contact ;
- L'état des surfaces (rugosités) ;
- La pression de contact ;
- La nature de fluide emprisonné

Le schéma de la fig.II.1 illustre l'effet du contact imparfait entre deux solides.

La résistance de contact lors de l'écoulement de la chaleur à travers l'interface s'écrit comme suit :

$$R_{\text{ct}} = \frac{1}{h_{\text{ct}} \cdot A} \quad (\text{II.2})$$

Avec :

h_{ct} : coefficient de contact en [W/m²C] ;

A : surface en $[m^2]$;

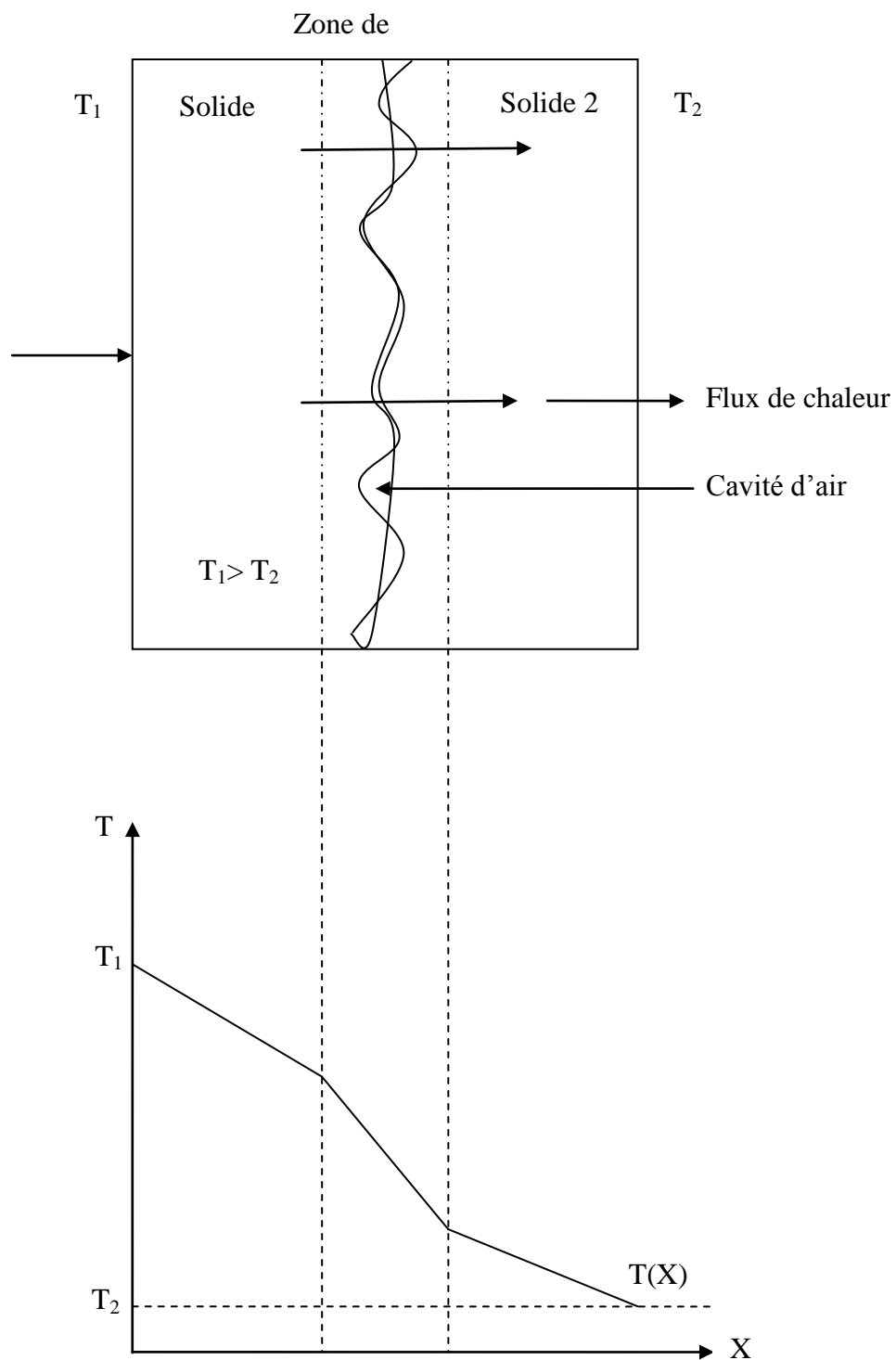


Fig.II.1 Schématisation de contacts imparfaits entre deux solides

II.2.2 Transfert par convection

Ce mode transfert de chaleur est associé à un déplacement de la matière, par l'intermédiaire d'un fluide en mouvement, de température T_f , au contact des solides échauffés ou refroidis, de température T_s . Cette analyse nécessite donc à la fois l'étude du déplacement de chaleur et celle de déplacement de matière. Si le mouvement du fluide est produit par une action mécanique extérieure, la convection est dite **forcée**. En revanche, si le mouvement du fluide est produit le champ de température, la convection est dite **naturelle**.

La loi de Newton permet de relier la densité de flux de chaleur ϕ (W/m^2) à la différence de température entre les deux milieux par la relation :

$$\phi = h(T_s - T_f) \quad (\text{II.3})$$

D'où :

$$R_{\text{TH}} = \frac{1}{h \cdot S} \quad (\text{II.4})$$

Avec :

R_{TH} : Résistance thermique [C°/W];

h : coefficient d'échange convectif [$\text{W}/\text{m}^2 \text{C}^\circ$].

Ce coefficient dépend :

- De la forme géométrique de la surface ;
- De la vitesse de l'écoulement de fluide ;
- Les propriétés physiques de fluide ;
- Parois de l'écart de température ($T_s - T_f$).

II.2.3 Transfert par rayonnement

Toute substance émet en permanence des radiations à la surface, de l'énergie est ainsi transférée sans nécessité d'un support matériel. Lorsque cette énergie est reçue par un autre corps, une fraction est généralement réémise après réflexion, souvent de façon diffuse dans toutes les directions et le reste de l'énergie pénètre dans le corps récepteur et est absorbé dans le voisinage même de la surface, augmentant ainsi l'énergie interne [2].

Dans le cas où l'échange se ferait entre deux surfaces S_1 et S_2 isothermes, la loi de STEPHAN-BOLTZMANN permet d'écrire :

$$\varphi = \frac{\delta F_{1-2} (T_2^4 - T_1^4)}{1 + \frac{1-\varepsilon_1}{\varepsilon_1} F_{1-2} + \frac{1-\varepsilon_2}{\varepsilon_2} F_{2-1}} \quad (\text{II. 5})$$

$$F_{2-1} = \frac{S_1}{S_2} F_{1-2}$$

Avec :

F_{1-2}, F_{2-1} : Facteurs d'angle ;

φ : Densité de flux de chaleur ;

$\varepsilon_1, \varepsilon_2$: Emissivité moyenne de la surface 1 ou 2 ;

δ : Constante de Stéphan-Boltzmann ($\delta = 5.67032 \times 10^{-8}$ [W/m²K⁴]) ;

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

II.3 Les pertes dans le moteur

Pour une machine électrique, les pertes fer, les pertes joule et le mode d'évacuation de celles-ci déterminent l'élévation de la température. Les pertes dépendent des dimensions géométriques et de l'alimentation. La connaissance du courant permet de calculer les pertes joule, du moins dans le sens classique des pertes ohmiques, par contre les pertes fer sont difficilement calculables compte tenu des formes d'ondes et des fréquences mises en jeu [17].

Dans une machine électrique on peut distinguer ; les pertes constantes, les pertes en charge et les pertes supplémentaires.

II.3.1 Pertes constantes

Elles se déterminent par la méthode du fonctionnement en moteur à vide. Ces pertes sont divisées en pertes fer et pertes mécaniques.

II.3.1.1 Pertes fer

Ce sont des pertes qui lieu dans le circuit magnétique, constitué d'alliages ferromagnétiques largement utilisés dans la construction de circuit magnétique. Ces pertes sont constituées de pertes par hystérésis P_H et de pertes par courant de Foucault P_F .

a. Pertes par hystérésis

Ces pertes résultent de l'organisation de la matière, sous l'effet de la variation en intensité et/ou en direction du champ magnétique appliqué.

Elles sont proportionnelles à la fréquence f et de l'induction B_m .

$$P_H = K_1 f B_m^2 \quad (\text{II.6})$$

b. Pertes par courant de Foucault

Ces pertes résultent des variations temporelles des flux qui induisent des f.e.m dans leurs masses. Ce qui donne naissance à des courants de Foucault qui se ferme dans la masse de fer. Elles sont proportionnelles au carré de la fréquence f et de l'induction magnétique

$$P_F = K_2 f^2 B_m^2 \quad (\text{II.7})$$

Où :

K_1, K_2 : Constantes spécifique au matériau ;

f : La fréquence du réseau [Hz] ;

B_m : L'induction maximale dans l'entrefer [T].

II.3.1.2 Pertes mécaniques

Ce sont des pertes par frottement aux paliers et frottement sur l'air. Elles peuvent être déterminées expérimentalement, en faisant fonctionner en moteur à vide à sa fréquence nominale mais à des tensions différentes.

II.3.2 Pertes en charge

Ce sont des pertes électriques dissipées par effet joule dans les enroulements statoriques, elles varient en fonction du carré des courants circulants dans ces enroulements.

Pour la (MSAP), les pertes joules rotoriques sont négligeables, seules les pertes joules statoriques qui sont considérées.

$$P_{js} = 3 R_s I_1^2 \quad (\text{II.8})$$

Avec :

R_s : La résistance d'une phase statorique [Ω] ;

I_1 : Le courant traversant l'enroulement statorique [A].

II.3.3 Pertes supplémentaires en charge

Ce sont des pertes dues à tous les phénomènes parasites, en particulier celles qui correspondent aux flux de fuites, à la fréquence fondamentale et harmonique.

La détermination des pertes supplémentaires est un problème aigu. Cependant ces pertes peuvent être exprimées en fonction des autres pertes comme suit :

$$P_{\text{sup}} = P_t - (P_{js} + P_{\text{mec}} + P_{\text{fer}}) \quad (\text{II.9})$$

Où :

P_{sup} : Pertes supplémentaires en charge [W] ;

P_t : Pertes totales [W] ;

p_{js} : Pertes joules statoriques [W] ;

P_{mec} : Pertes mécaniques [W] ;

P_{fer} : Pertes fer [W].

II.4 Définition de la géométrie de la machine

Le modèle thermique est suffisamment détaillé pour inclure tous les principaux composants et mécanismes de transfert de chaleur à l'intérieur de la machine sans être plus complexes. En particulier chaque composante est modélisée en termes d'un nœud dans le circuit thermique équivalent avec sa capacité thermique équivalente pour l'étude de régime transitoire thermique et sa source de chaleur correspondante donnant sa température moyenne.

Il est interconnecté aux éléments voisins par des résistances thermiques. Pour définir ces éléments, il est nécessaire de connaître en détails la construction de la machine et propriétés thermiques des matériaux utilisés afin de définir les principales trajectoires de l'écoulement de la chaleur [2].

Pour alléger la complexité de moteur, ce dernier est subdivisé en éléments montrée dans la fig.II.2.

Une résistance thermique supplémentaire est également incluse pour permettre un mauvais contact thermique entre les tôles du stator rugueux et la carcasse. Tout transfert de la chaleur due au rayonnement des surfaces internes est négligé.

II.5 Réseau thermique équivalent du moteur synchrone à aimant permanent

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

Les différentes parties qui composent le modèle thermique sont :

1-Carcasse 2- Dos de stator 3-Dents de stator 4- Encoches statorique 5- Têtes de bobines
6- aimant permanent 7- culasse rotorique 8- arbre 9- roulement 10- entrefer 11- air interne

Les onze (11) éléments constituant le modèle thermique sont modélisés en utilisant l'approche de Mellor et Turner qui prennent un cylindre creux (fig.II.3) comme élément de base. Afin de modéliser les différentes parties constituant la machine en tant qu'élément cylindrique, trois hypothèses ont été adaptées [18] :

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

La fig.II.4 représente la carte des échanges thermiques dans la machine considérée.

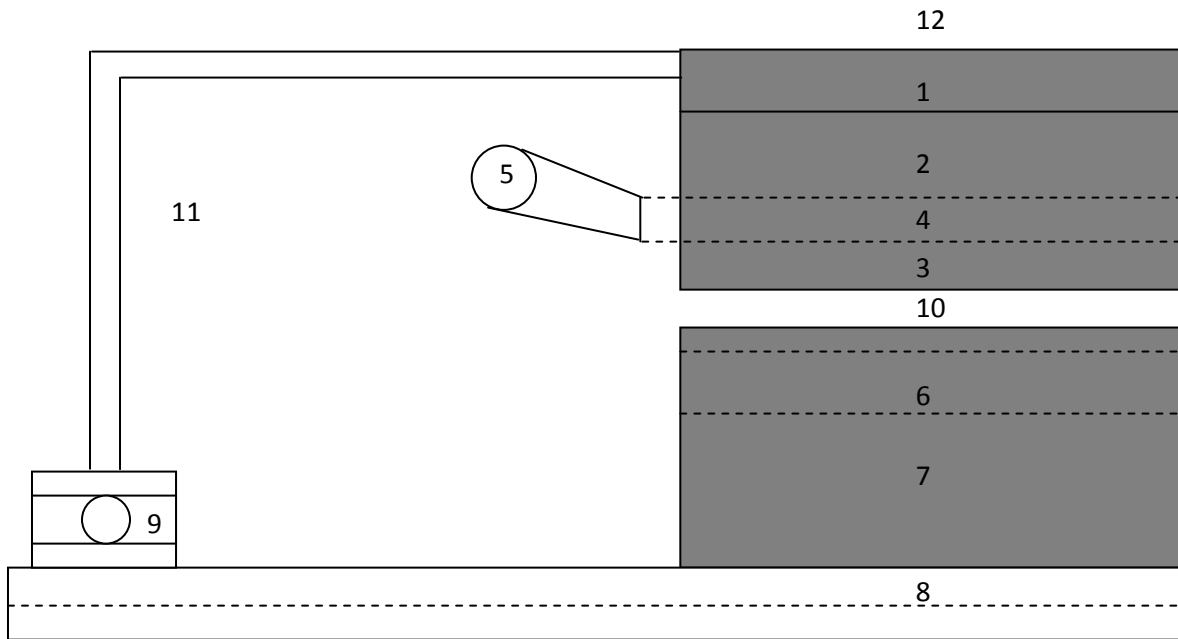


Fig.II.2 Division du moteur synchrone à aimant permanent en élément

- | | | | |
|------------------|--------------------------|---------------------|------------------|
| 1. Carcasse | 3. Dents du stator | 5. Têtes de bobines | 7. Fer rotorique |
| 2. Dos du stator | 4. Enroulement d'encoche | 6. Aimant permanent | 8. Arbre |
| 9. roulement | 10. Entrefer | 11. Air interne | 12. Air ambiant |

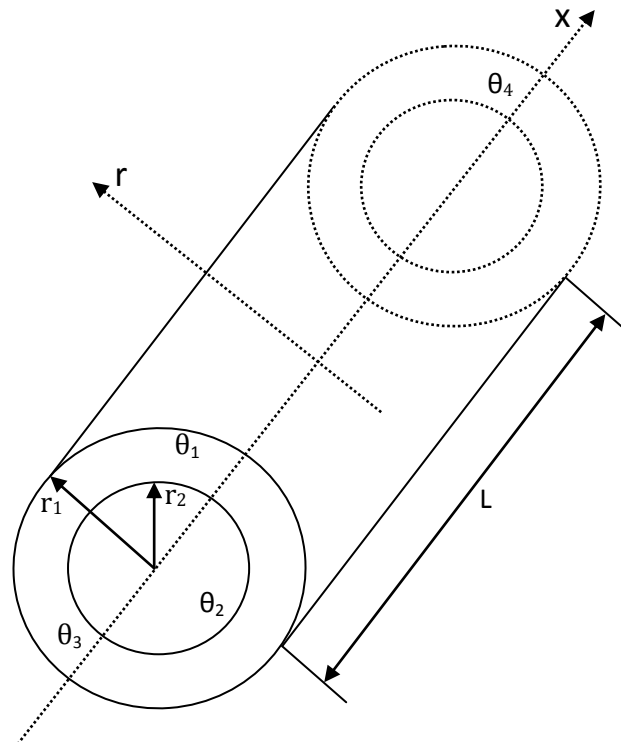


Fig.II.3 élément cylindrique à deux dimensions

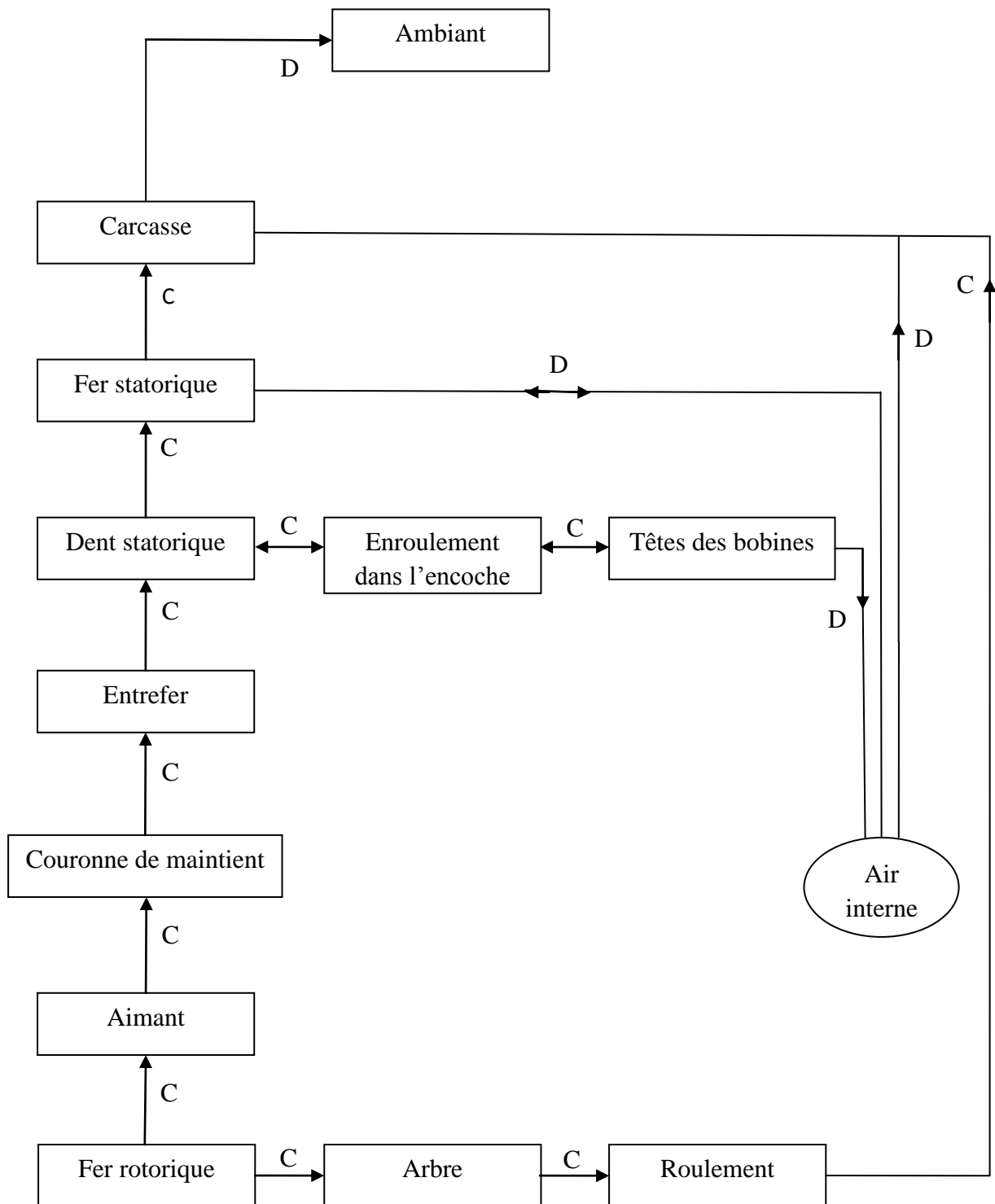


Fig.II.4 Carte des échanges thermiques dans le moteur synchrone à aimant permanent

C : conduction

D : convection

II.6 Circuit thermique équivalent dans la direction axiale

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

$$\frac{d^2\theta}{dx^2} + \frac{q}{\lambda_a} = 0 \quad (\text{II. 10})$$

Avec :

x : est la direction axiale, mesurée à partir du centre ;

q : densité volumique des pertes (W/m^3) ;

λ_a : conductivité thermique dans la direction axiale.

La résolution analytique de l'équation (II.10) permet d'établir le circuit thermique dans la direction axiale, fig.II.5 sur cette figure, θ_{moy} représente la température moyenne du cylindre dans la direction axiale. Les différentes résistances sont données par les expressions suivantes [18]:

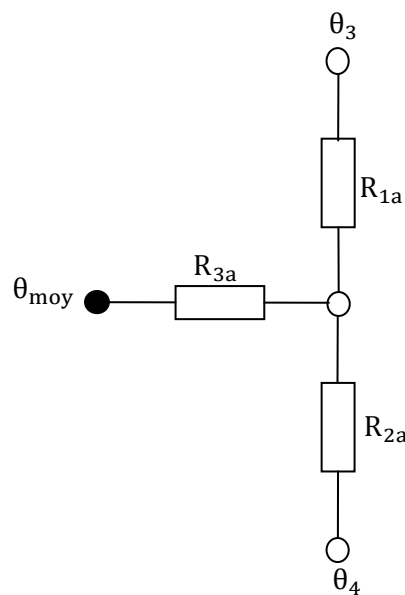


Fig.II.5 Circuit thermique équivalent dans la direction axiale

$$R_{1a} = \frac{R_0}{2} = \frac{L}{2\pi\lambda_a(r_1^2 - r_2^2)} \quad (\text{II. 11})$$

$$R_{2a} = \frac{R_0}{2} = \frac{L}{2\pi\lambda_a(r_1^2 - r_2^2)} \quad (\text{II. 12})$$

$$R_{3a} = \frac{-R_0}{6} = \frac{-L}{6\pi\lambda_a(r_1^2 - r_2^2)} \quad (\text{II. 13})$$

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

$$R_0 = \frac{L}{\pi\lambda_a(r_1^2 - r_2^2)} \quad (\text{II. 14})$$

II.7 Circuit thermique équivalent dans la direction radiale

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

$$\frac{d^2\theta}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\theta}{dr} + \frac{q}{\lambda_r} = 0 \quad (\text{II. 15})$$

λ_r : Est la conductivité thermique dans la direction radiale.

La solution de l'équation (II.15) permet d'établir le circuit thermique équivalent. Dans le cas d'une symétrie par rapport au plan médian, nous obtenons le circuit thermique illustré par la fig.II.6 les différentes résistances thermiques sont données par les expressions suivantes [18] :

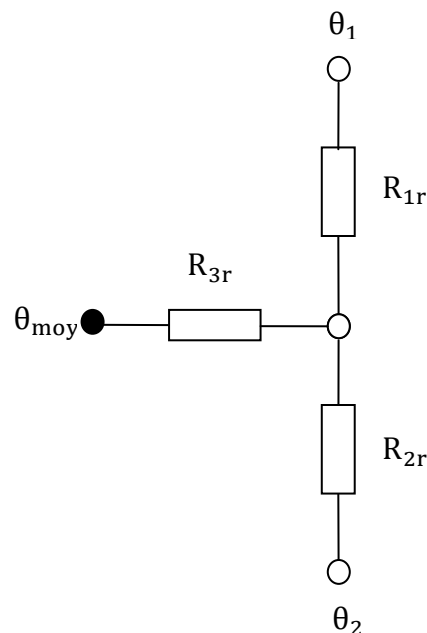


Fig. II. 6 Circuit thermique équivalent dans la direction radiale

$$R_{1r} = \frac{1}{4\pi\lambda_r L} \left[1 - \frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} \right] \quad (\text{II. 16})$$

$$R_{2r} = \frac{1}{4\pi\lambda_r L} \left[\frac{2r_1^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} - 1 \right] \quad (\text{II. 17})$$

$$R_{3r} = \frac{-1}{8\pi(r_1^2 - r_2^2)} \left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4r_1^2 r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} \right] \quad (\text{II. 18})$$

En couplant les deux circuits axiale et radiale à la position de la température moyenne, un modèle complet d'une section d'un cylindre creux est obtenu comme le montre la fig.II.7

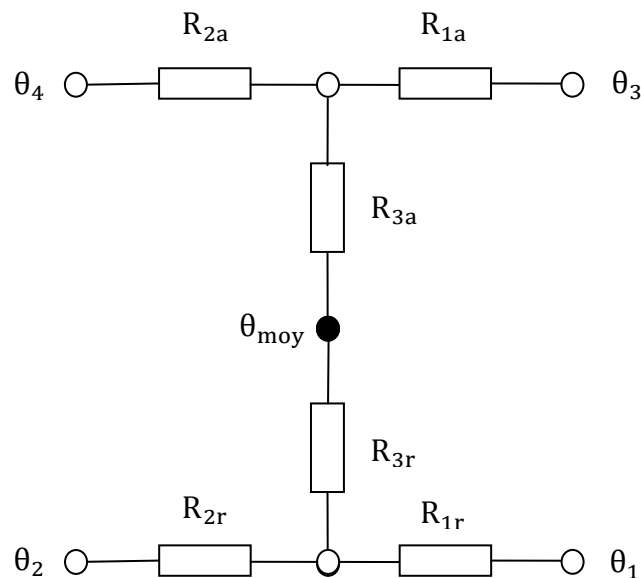


Fig.II.7 Circuit thermique équivalent d'un cylindre creux

Si on admet que les températures dans le cylindre sont symétriques par rapport au plan radial de sorte à ce que les températures θ_3 et θ_4 soient égales, il est alors seulement

nécessaire de modéliser la moitié du cylindre. Le réseau thermique est alors réduit à la forme montré dans la fig.II.8, formé de quatre résistances R_a , R_b , R_c et R_m qui sont données par [20]:

$$R_a = R_{1a} + 2R_{3a} = \frac{L}{6\pi\lambda_a(r_1^2 - r_2^2)} \quad (\text{II. 19})$$

$$R_b = 2R_{1r} = \frac{1}{2\pi\lambda_r L} \left[1 - \frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} \right] \quad (\text{II. 20})$$

$$R_c = 2R_{2r} = \frac{1}{2\pi\lambda_r L} \left[\frac{2r_1^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} - 1 \right] \quad (\text{II. 21})$$

$$R_m = 2R_{3r} = \frac{-1}{4\pi(r_1^2 - r_2^2)\lambda_r L} \left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4r_1^2 r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} \right] \quad (\text{II. 22})$$

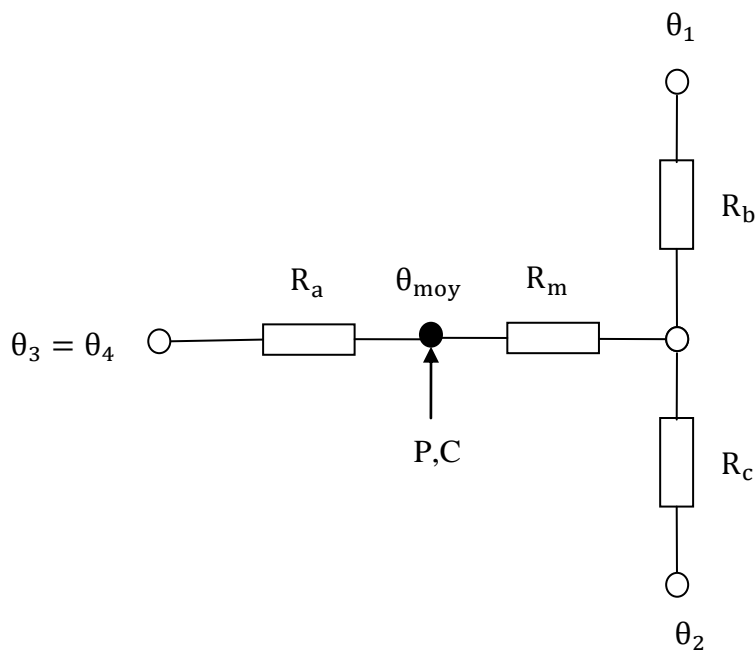


Fig.II.8 Circuit thermique équivalent pour un élément symétrique

Si on néglige le transfert de chaleur axial dans le cylindre de base illustré par la fig.II.3, le réseau thermique élémentaire équivalent est réduit à celui donné par la fig.II.9, où les résistances thermiques peuvent être calculées par de simples équations bien connues dans le domaine de chaleur dans les cylindre creux.

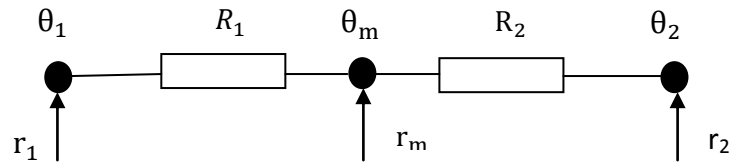


Fig.II.9 Réseau thermique simplifié pour un cylindre creux

Les résistances R_1 et R_2 s'écrivent :

$$R_1 = \frac{1}{2\pi\lambda L} \text{Ln} \left(\frac{r_m}{r_1} \right) \quad (\text{II. 23})$$

$$R_2 = \frac{1}{2\pi\lambda L} \text{Ln} \left(\frac{r_2}{r_m} \right) \quad (\text{II. 24})$$

Où :

$$R_m = \frac{r_1 + r_2}{2}$$

θ_m : est la température moyenne correspondant au rayon moyen r_m .

R_1 et R_2 sont utilisées pour modéliser la culasse et les dents statorique ainsi que rotor.

II.8 Mise en équations du modèle thermique

Le réseau thermique développé illustré par la Fig.II.10 comporte au total 15 nœuds.

- Les nœuds numérotés de 1 à 9 correspondent aux nœuds d'éléments conductifs.
- Les nœuds 10 et 11 correspondent aux nœuds d'éléments convectifs.
- Les nœuds de 12 à 15 correspondent aux nœuds de liaison.

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

$$[C]\{\dot{\theta}_i\} + [G_{11}]\{\theta_i\} + [G_{12}]\{\theta_2\} = \{P_i\} \quad (\text{II.25})$$

$$[G_{21}]\{\theta_i\} + [G_{22}]\{\theta_2\} = \{0\} \quad (\text{II.26})$$

Avec :

$[C]$: Matrice diagonale des capacités thermiques ;

$[G_{11}]$, $[G_{12}]$, $[G_{21}]$, $[G_{22}]$: Matrices de conductances thermiques ;

$\{\theta_i\}$, $\{\theta_2\}$: Vecteur de températures inconnues ;

$\{P_i\}$: Vecteur de source de chaleur (pertes).

Les systèmes (II.25) et (II.26) conduisent à un système différentiel de la forme :

$$\{\dot{\theta}_i\} + [G_{eq}]\{\theta_i\} = \{F_i\} \quad (\text{II.27})$$

Avec :

$$\{F_i\} = [C]^{-1}\{P_i\} \quad (\text{II.28})$$

$$[G_{eq}] = [C]^{-1}([G_{11}] - [G_{12}][G_{22}]^{-1}[G_{21}]) \quad (\text{II.29})$$

Un programme écrit en Matlab a été développé permettant de résoudre le système (II.27), en utilisant la méthode de Runge Kutta d'ordre 4. Ce programme est développé dans le but de déterminer l'évolution de la température $\{\theta_i\}$ dans les différentes parties de la machine.

II.9 Modélisation thermique des parties de la machine

II.9.1 Résistance thermique mesurée de la carcasse au milieu ambiant

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

$$R_{th1} = \frac{1}{h_{amb} \cdot S_c} \quad (\text{II.30})$$

Avec :

h_{amb} : Coefficient d'échange convectif du milieu ambiant

S_c : Surface de la carcasse

$$C_1 = \frac{\delta_{al} C_{al} \pi (r_{ext}^2 - r_1^2) L_{tot}}{2} \quad (II. 31)$$

Avec:

δ_{al} : Masse volumique de l'aluminium

C_{al} : Capacité thermique de l'aluminium

L_{tot} : Longueur totale de la carcasse

r_{ext} : Rayon extérieur de la machine

r_1 : Rayon extérieur de la tôle statorique

II.9.2 Résistance thermique de contact entre la culasse statorique et la carcasse

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

$$R_{th2} = \frac{1}{h_{ct} \cdot S_{ct}} \quad (II. 32)$$

Avec :

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

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

II.9.3 Résistance thermique radiale de la culasse statorique vers la carcasse

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

$$R_{th3} = \frac{1}{2\pi\lambda_r L} \left[1 - \frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} \right] \quad (II. 33)$$

λ_r : Conductivité radiale du fer statorique.

L : Longueur du stator.

r_1 : Rayon extérieur de la culasse statorique.

r_2 : Rayon intérieur de la culasse statorique.

II.9.4 Résistance thermique radiale de la culasse statorique vers les dents statoriques

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

$$R_{th4} = \frac{1}{2\pi\lambda_r L} \left[\frac{2r_1^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} - 1 \right] \quad (II. 34)$$

II.9.5 Résistance thermique radiale d'interconnexion de la culasse statorique :

La résistance thermique radiale d'interconnexion de la culasse statorique est donné par :

$$R_{th5} = \frac{-1}{4\pi(r_1^2 - r_2^2)\lambda_r L} \left[r_1^2 + r_2^2 - \frac{4r_1^2 r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_1^2 - r_2^2)} \right] \quad (II. 35)$$

II.9.6 Résistance thermique axiale de la culasse statorique vers l'air interne

Résistance thermique axiale de la culasse statorique vers l'air interne est exprimée par la relation :

$$R_{th6} = \frac{L}{6\pi\lambda_a(r_1^2 - r_2^2)} \quad (II. 36)$$

$$C_2 = \frac{\delta_{tol} C_{tol} \pi (r_1^2 - r_2^2) L}{2} \quad (II. 37)$$

Avec:

λ_a : Conductivité axiale de fer statorique.

δ_{tol} : Masse volumique de la culasse statorique.

C_{tol} : Capacité thermique de la culasse statorique.

II.9.7 Résistance thermique radiale des dents statorique vers la culasse statorique

La résistance thermique radiale des dents statorique vers la culasse statorique est donné par :

$$R_{th7} = \frac{1}{\alpha_1 \lambda_r L Z_d} \left[1 - \frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_3}\right)}{(r_2^2 - r_3^2)} \right] \quad (\text{II. 38})$$

Avec :

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

r_3 : Rayon de l'alésage statorique.

Z_d : Nombre de dents statorique.

II.9.8 Résistance thermique radiale de la dent statorique vers l'entrefer

La résistance thermique radiale de la dent statorique vers l'entrefer est donnée par la formule suivante :

$$R_{th8} = \frac{1}{\alpha_1 \lambda_r L Z_d} \left[\frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_3}\right)}{(r_2^2 - r_3^2)} - 1 \right] \quad (\text{II. 39})$$

II.9.9 Résistance thermique radiale d'interconnexion de la dent statorique

La résistance thermique d'interconnexion de la dent statorique est donnée par :

$$R_{th9} = \frac{-1}{2\alpha_1 (r_2^2 - r_3^2) \lambda_r L Z_d} \left[r_2^2 + r_3^2 - \frac{4r_2^2 r_3^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_3}\right)}{(r_2^2 - r_3^2)} \right] \quad (\text{II. 40})$$

II.9.10. Résistance axiale de la dent statorique vers l'air interne

La résistance axiale de la dent statorique vers l'air interne est donnée par :

$$R_{th10} = \frac{L}{3\alpha_1 \lambda_a Z_d (r_1^2 - r_2^2)} \quad (\text{II. 41})$$

$$C_3 = \frac{\delta_{\text{tol}} C_{\text{tol}} \alpha_1 (r_2^2 - r_3^2) L}{2} \quad (\text{II. 42})$$

II.9.11 Résistance thermique de l'enroulement dans l'encoche

Les enroulements sont modélisés en considérant l'encoche comme une structure géométrique simplifiée d'un cylindre creux rempli de cuivre et entouré d'un isolant tout en conservant sa surface et son volume.

$$R_{\text{th11}} = \frac{\alpha_2 (r_2 + r_3)}{6\lambda_{r1} (r_2 - r_3) L N_z} + \frac{2\delta_{\text{can}}}{\lambda_{\text{can}} (r_2 + r_3) N_z L} \quad (\text{II. 43})$$

$$R_{\text{th12}} = \frac{L}{3\alpha_2 \lambda_{\text{al}} (r_2^2 - r_3^2) N_z L K_{\text{remp}}} \quad (\text{II. 44})$$

$$K_{\text{remp}} = \frac{2S_{\text{cu}}}{\alpha_2 (r_2^2 - r_3^2)} \quad (\text{II. 45})$$

$$R_{\text{th13}} = \frac{1}{\alpha_2 \lambda_{r1} L N_z} \left[1 - \frac{2r_3^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_3}\right)}{(r_2^2 - r_3^2)} \right] + \frac{2\delta_{\text{can}}}{\alpha_2 r_2 L N_z} \quad (\text{II. 46})$$

$$R_{\text{th14}} = \frac{1}{\alpha_2 \lambda_{r1} L N_z} \left[\frac{2r_2^2 \ln\left(\frac{r_1}{r_2}\right)}{(r_2^2 - r_3^2)} - 1 \right] + \frac{2\delta_{\text{can}}}{\alpha_2 r_3 L N_z} \quad (\text{II. 47})$$

$$R_{\text{th15}} = \frac{-1}{\alpha_2 \lambda_{r1} L N_z (r_2^2 - r_3^2)} \left[r_2^2 + r_3^2 - \frac{4r_2^2 r_3^2 \ln\left(\frac{r_2}{r_3}\right)}{(r_2^2 - r_3^2)} \right] \quad (\text{II. 48})$$

$$C_4 = \frac{\delta_{cu} C_{cu} L N_z}{2} \quad (\text{II. 49})$$

Avec :

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

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

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

λ_v : Conductivité thermique du vernis.

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

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

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

K_{remp} : Coefficient de remplissage.

N_z : Nombre d'encoches.

δ_{cu} : Masse volumique du cuivre.

C_{cu} : Capacité thermique du cuivre.

II.9.12 Resistance convectives de l'air emprisonné

$$R_{th16} = \frac{1}{h_p \cdot S_1} \quad (\text{II. 50})$$

$$R_{th17} = \frac{1}{h_p \cdot S_2} \quad (\text{II. 51})$$

$$R_{th18} = \frac{1}{h_p \cdot S_3} \quad (\text{II. 52})$$

Avec:

S_1 : Surface de contact entre la surface externe de tore et l'air emprisonné.

S_2 : Surface de contact entre la surface interne du tore et air emprisonné.

S_3 : Surface de contact pallier-air emprisonné.

h_p : Coefficient d'échange convectif entre l'air emprisonné et les surfaces externes de la machine.

II.9.13 Résistance thermique des têtes de bobines

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

Les résistances thermique des têtes de bobines est donné par :

$$R_{th19} = \frac{\frac{1}{\alpha_3 \lambda_{r2} L_{tet}} \left[1 - \frac{2r_5^2 \ln\left(\frac{r_4}{r_5}\right)}{(r_4^2 - r_5^2)} \right]}{2} \quad (II. 53)$$

$$R_{th20} = \frac{\frac{1}{\alpha_3 \lambda_{r2} L_{tet}} \left[\frac{2r_4^2 \ln\left(\frac{r_4}{r_5}\right)}{(r_6^2 - r_7^2)} - 1 \right]}{2} \quad (II. 54)$$

$$R_{th21} = \frac{\frac{-1}{2\alpha_3 \lambda_{r2} L_{tet} (r_4^2 - r_5^2)} \left[r_4^2 + r_5^2 - \frac{4r_4^2 r_5^2 \ln\left(\frac{r_4}{r_5}\right)}{(r_4^2 - r_5^2)} \right]}{2} \quad (II. 55)$$

$$R_{eq} = R_{th21} + \frac{(R_{th19} \cdot R_{th20})}{(R_{th19} + R_{th20})} \quad (II. 56)$$

II.9.14 Résistance thermique axiale des têtes de bobines :

La résistance thermique axiale est exprimée par la relation suivante :

$$R_{th22} = \frac{L_o}{\lambda_{a2} \pi r_0^2 N_c N_z} \quad (II. 57)$$

$$C_5 = \delta_{cu} C_{cu} V_{cutb} \quad (II. 58)$$

Avec :

N_c : Nombre de conducteurs dans l'encoche

L_{tet} : Longueur de tête de bobine

L_o : Longueur de l'extension entre encoche

r_4 : Rayon externe du tore

r_5 : Rayon interne du tore

λ_{a2} : conductivité axiale du cuivre des têtes de bobines

$\lambda_{r2} = F \cdot \lambda_V$: Conductivité thermique radiale équivalente des têtes de bobines

α_3 : Ouverture angulaire des têtes de bobines

r_0 : Rayon d'un conducteur dans l'encoche

V_{cub} : Volume du cuivre dans les têtes de bobines

II.9.15 Résistance thermique radiale de l'entrefer vers la dent statorique

La résistance thermique radiale de l'entrefer vers la dent statorique est donné par :

$$R_{th23} = \frac{1}{h_{entrefer} \cdot S_{dent}} \quad (II. 59)$$

II.9.16 Résistance radiale de l'entrefer vers la couronne de maintient

La résistance thermique radiale de l'entrefer vers la couronne de maintient est donnée par la relation suivante :

$$R_{th24} = \frac{1}{h_{entrefer} \cdot S_c} \quad (II. 60)$$

II.9.17 Résistance thermique radiale de l'entrefer vers l'enroulement dans l'encoche

La résistance thermique radiale de l'entrefer vers l'enroulement dans l'encoche s'écrit :

$$R_{th25} = \frac{1}{h_{entrefer} \cdot S_{dent}} \quad (II. 61)$$

Avec :

$S_{entrefer}$: Coefficient d'échange convectif de l'entrefer

S_{dent} : Surface entre l'entrefer et la dent statorique

S_c : Surface entre l'entrefer et la couronne de maintient

II.9.18 Résistance thermique de la couronne de maintient

La résistance thermique de la couronne de maintient est donné par :

$$R_{th26} = \frac{1}{h_{co} \cdot S_{co}} \quad (II. 62)$$

Avec :

h_{co} : Coefficient d'échange convectif de la couronne de maintient.

S_{co} : Surface de la couronne de maintient.

II.9.19 Résistance thermique radiale de l'aimant vers la couronne de maintient

La résistance thermique de l'aimant vers la couronne de maintient est donné par l'expression suivante :

$$R_{th27} = \frac{1}{2\pi\lambda_{aim}L} \text{Ln} \left(\frac{r_{m1}}{r_{extr}} \right) \quad (\text{II. 63})$$

Avec :

$$r_{m1} = \frac{r_{extr} + r_{eqaim}}{2}$$

λ_{aim} : Conductivité thermique de l'aimant

r_{extr} : Rayon extérieur de rotor

II.9.20 Résistance thermique radiale de l'aimant vers le fer rotorique

La résistance thermique de l'aimant vers le fer rotorique s'exprime par :

$$R_{th28} = \frac{1}{2\pi\lambda_{aim}L} \text{Ln} \left(\frac{r_{eqaim}}{r_{m1}} \right) \quad (\text{II. 64})$$

$$C_6 = \frac{\delta_{aim} C_{aim} \pi (r_{extr}^2 - r_{eqaim}^2) L}{2} \quad (\text{II. 65})$$

r_{eqaim} : Rayon équivalent de l'aimant

δ_{aim} : Masse volumique de l'aimant

C_{aim} : Capacité thermique de l'aimant

II.9.21 Résistance thermique radiale de fer rotorique vers l'aimant

La résistance thermique de fer rotorique vers l'aimant est donné par :

$$R_{th29} = \frac{1}{2\pi\lambda_f L} \text{Ln} \left(\frac{r_{m2}}{r_{eqaim}} \right) \quad (\text{II. 66})$$

II.9.22 Résistance thermique de fer rotorique vers l'arbre de rotor

La résistance thermique de fer rotorique vers l'arbre de rotor est :

$$R_{th30} = \frac{1}{2\pi\lambda_f L} \ln\left(\frac{r_{eqf}}{r_{m2}}\right) \quad (\text{II. 67})$$

$$C_7 = \frac{\delta_f C_f \pi (r_{eqaim}^2 - r_{eqf}^2) L}{2} \quad (\text{II. 68})$$

Avec :

$$r_{m2} = \frac{r_{eqaim} + r_{eqf}}{2}$$

λ_f : Conductivité thermique du fer

δ_f : Masse volumique du fer

C_f : Capacité thermique du fer

r_{eqf} : Rayon équivalent de fer

II.9.23 Résistance thermique de l'arbre

L'arbre est divisé en trois sections la première se trouve au dessous du fer rotorique, la deuxième se trouve au dessous du roulement et la troisième entre les températures moyennes des deux premières sections. Il comprend les deux blocs 8 et 9

II.9.23.1 Résistance thermique radiale de l'arbre vers le fer rotorique

La résistance thermique radiale de l'arbre vers le fer rotorique est donné par :

$$R_{th31} = \frac{1}{4\pi\lambda_{arb} L} \quad (\text{II. 69})$$

II.9.23.2 Résistance thermique axiale de l'arbre :

La résistance thermique axiale de l'arbre est donnée par l'expression suivante :

$$R_{th32} = \frac{L}{6\pi\lambda_{arb} r_{arb}^2} \quad (\text{II. 70})$$

$$C_8 = \frac{\delta_{ac} C_{ac} \pi r_{arb}^2 L}{2} \quad (\text{II. 71})$$

II.9.23.3 Résistance thermique axiale de l'arbre sous le roulement

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

$$R_{th33} = \frac{1}{8\pi\lambda_{arb}L_{roul}} \quad (II.72)$$

$$C_9 = \delta_{ac}C_{ac}\pi r_{roul}^2(L_{roul} - L_{con}) \quad (II.73)$$

II.9.24 Résistance thermique de l'arbre entre les blocs 8 et 9 :

La Résistance thermique de l'arbre entre les blocs 8 et 9 est donnée par :

$$R_{th34} = \frac{(L_{tot} - L)}{2\pi r_{arb}^2 \lambda_{arb}} \quad (II.74)$$

Avec :

λ_{arb} : Conductivité de l'arbre

r_{arb} : Rayon de l'arbre

L_{tot} : Longueur totale de la machine

L_{roul} : Longueur de roulement

L_{con} : Longueur formant une connexion entre les blocs 8 et 9

C_{ac} : Capacité thermique de l'acier

δ_{ac} : Masse volumique de l'acier

II.10 Conclusion

Dans ce chapitre, après une brève représentation de différents modes de transferts thermiques, tout en donnant les lois générales qui les régissent. Ensuite un modèle thermique à paramètres localisées pour un moteur synchrone à aimant permanent est développé. Ce modèle est basé sur l'approche de Méllor et Turner qui prennent le cylindre creux comme élément de base. Et de définir toutes les résistances thermiques de réseau thermique équivalent et les capacités qui représentent le régime transitoire.

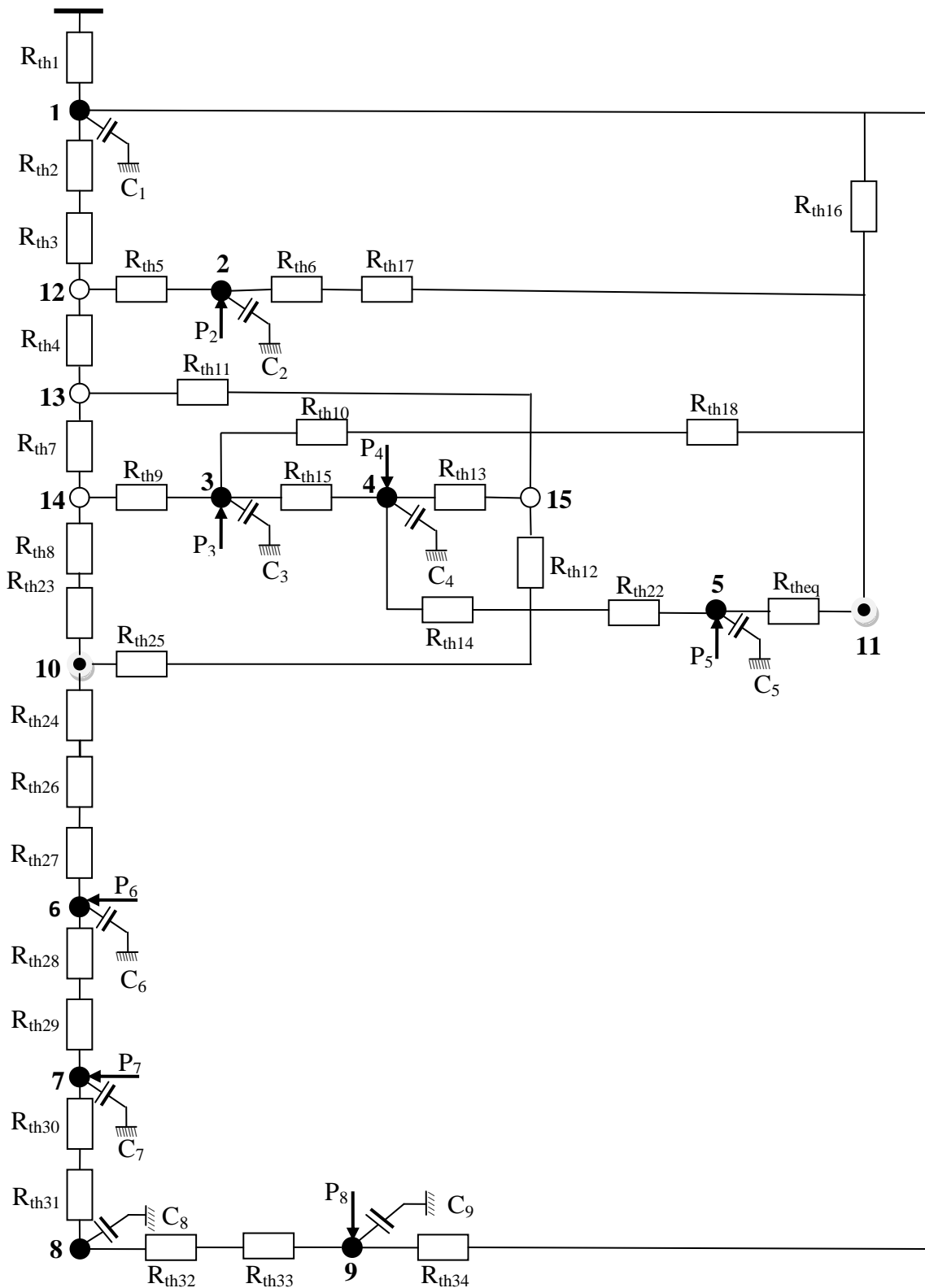


Fig.II.10 Le réseau thermique équivalent d'un moteur synchrone à aimant permanent

- Nœuds de conduction ● Nœuds de convection ○ Nœuds de liaison
- P sources de chaleur R_{th} résistances thermiques C capacités thermiques

Eléments	Explication
R_{th1}	Résistance mesurée de la carcasse au milieu ambiant
R_{th2}	Résistance de contact entre la carcasse et la culasse statorique
R_{th3}	Résistance radiale de la culasse statorique vers la carcasse
R_{th4}	Résistance radiale de la culasse statorique vers la dent statorique
R_{th5}	Résistance radiale d'interconnexion de la culasse statorique
R_{th6}	Résistance axiale de la culasse statorique vers l'air interne
R_{th7}	Résistance radiale des dents statorique vers la culasse statorique
R_{th8}	Résistance radiale des dents statorique vers l'entrefer
R_{th9}	Résistance radiale d'interconnexion de la dent statorique
R_{th10}	Résistance axiale de la dent statorique vers l'air interne
R_{th11}	Résistance circonférentielle de l'enroulement vers les dents statoriques
R_{th12}	Résistance radiale de l'enroulement vers l'entrefer
R_{th13}	Résistance radiale d'interconnexion de l'enroulement dans l'encoche
R_{th14}	Résistance axiale de l'enroulement dans l'encoche
R_{th15}	Résistance radiale de l'enroulement vers la culasse statorique
R_{th16}	Résistance convective de l'air interne vers carcasse
R_{th17}	Résistance convective de l'air interne vers la culasse statorique
R_{th18}	Résistance convective de l'air interne vers les dents statorique
R_{th19}	Résistance radiale externe des têtes de bobines vers l'air interne
R_{th20}	Résistance radiale interne des têtes de bobines vers l'air interne
R_{th21}	Résistance radiale d'interconnexion des têtes de bobines
R_{th22}	Résistance axiale des têtes de bobines
R_{th23}	Résistance radiale de l'entrefer vers la dent statorique
R_{th24}	Résistance radiale de l'entrefer vers la couronne de maintient
R_{th25}	Résistance radiale de l'entrefer vers l'enroulement dans l'encoche
R_{th26}	Résistance thermique de la couronne de maintient
R_{th27}	Résistance radiale de l'aimant vers la couronne de maintient
R_{th28}	Résistance radiale de l'aimant vers le fer rotorique
R_{th29}	Résistance radiale de fer rotorique vers l'aimant
R_{th30}	Résistance radiale de fer rotorique vers l'arbre de rotor
R_{th31}	Résistance radiale de l'arbre vers le fer rotorique
R_{th32}	Résistance axiale de l'arbre
R_{th33}	Résistance axiale de l'arbre sous l'enroulement
R_{th34}	Résistance axiale de l'arbre formant une connexion les blocs 8et9

Tableau.II.1. Résistances thermiques formant le réseau et leurs explications

Chapitre III

**Modélisation
thermique sous
environnement
FEMM du moteur
étudié**

III.1 Introduction

Une programmation efficace de la méthode des éléments finis nécessite une bonne expérience à la fois dans le domaine des éléments finis et dans le domaine de l'informatique ; en effet :

Les programmes sont compliqués (quelques centaines à quelques milliers d'instructions) car ils doivent exécuter des opérations très diverses : organisation des données, intégration numérique, résolution des systèmes, etc. ;

Les quantités de données manipulées par un programme éléments finis peuvent être très importants, et il faut souvent avoir recours à des techniques informatique peu répandues en calculs scientifiques classique ;

La programmation doit être très efficace pour minimiser le coût de traitement sur ordinateur. Ce logiciel, développé par David Meeker, est disponible gratuitement sur internet [19].

En vu de l'importance de la MEF dans l'industrie, le critère économique s'impose pour l'ingénieur, et la notion de temps minime dans l'étude et la réalisation des projets sont parmi ces critères. Cela a contribué à l'apparition de logiciels (flux 2D, matlab...) où on trouve la majorité des programmes utiles pour l'étude par la MEF et sa mise en œuvre. Tout se fait automatiquement, et l'ingénieur ne perd plus de temps à élaborer des programmes.

Parmi ces logiciels on peut citer : Finite Element Meethod Magnetics (FEMM) que nous avons adopté dans notre étude.

III.2 Présentation de FEMM

Comme tous les logiciels employés pour des problèmes d'éléments finis en deux dimensions sont articulés en trois axes appelés "pré-processeur", "processeur" et "post-processeur". A ces trois axes, il est possible d'ajouter le "mailleur", qui peut être externe au logiciel. Il est associé au processeur.

Les programmes actuels s'adressent aux problèmes bidimensionnels dans les domaines planaires et axisymétriques.

a. Pré-processeur (femme.exe)

Cet élément permet de définir la machine d'études à savoir :

- Dessiner la géométrie de la machine avec des arcs ou des segments de droite ;

- Définition du problème à savoir la nature du problème à résoudre (la fréquence, l'unité des grandeurs géométriques, la précision de calcul). Nous pouvons également définir la finesse du maillage ;
- Introduction des caractéristiques des différentes régions géométriques de la structure ;
- Définitions des circuits de la structure. Cette partie nous donne aussi la possibilité d'introduire le nombre de spires dans les bobinages ainsi que la valeur des courants ;
- Introduction des conditions aux limites.

b. Le Processeur (fkerne.exe)

Cet élément effectue la résolution du problème défini sur chaque élément de maillage en effectuant des itérations jusqu'à atteindre la précision imposée au pré-processeur. En chaque élément.

c. Le Post-processeur (femmview.exe)

C'est une interface graphique qui permet de traiter les résultats fournis par le post-processeur dans les différentes régions. Le programme permet aussi à l'utilisateur d'inspecter la température dans n'importe quel point de la structure.

Deux programmes additionnels sont appelés pour accomplir des tâches spécialisées. Ceux-ci sont :

- Triangle.exe : c'est un programme qui décompose la région de la solution en un grand nombre de triangles. Une partie essentielle du processus de la FME.
- Femmplot.exe : c'est un petit programme employé pour exposer les diverses courbes.

III.3 Les différentes étapes de réalisation de la structure à l'aide de FEMM

La construction d'une structure prête à l'étude se fait dans la partie préprocesseur, et se compose de quatre tâches essentielles [20] :

- Représenter les points extrêmes des lignes et des segments d'arc qui composent la structure.
- Relier les points extrêmes avec des segments de lignes ou avec des segments d'arc.
- Ajouter l'étiquette « bloc label » pour chaque région dans le modèle, puis, leur affecter des matériaux dont on connaît les propriétés (sélectionner dans la bibliothèque des matériaux ou alors en les définissant soit même).
- Définir les conditions aux limites (type Dirichlet) et l'imposer aux contours concernés. Par défaut, la condition appliquée aux contours est celle de NEUMANN.

La fig.III.1 montre la structure de la machine étudiée

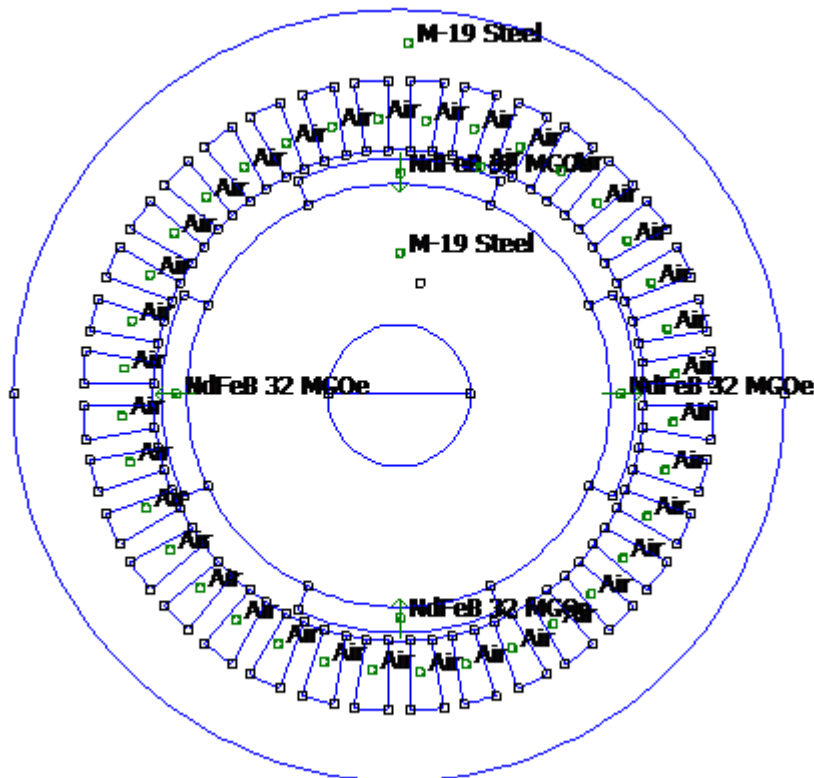


Fig.III.1 Représentation de la machine étudiée

III.4 Le maillage

Le maillage est l'opération qui à définir un domaine d'étude (Ω), puis à la subdiviser en plusieurs sous domaines (Ω_e) de forme polygonale simple appelés « éléments ». Ces éléments sont repérés par les coordonnées de leurs sommets qu'on appelle « nœuds ».

L'élément triangulaire est le plus utilisé pour les problèmes 2D, vu qu'il présente des expressions simples à manipuler, et vu qu'il s'adapte aux géométries les plus complexes [19], [8].

III.5 Construction du maillage

La phase de maillage est sans doute celle où on passe le plus temps dans la définition d'un problème. Obtenir un « bon maillage » résulte d'une certaine intuition sur les résultats de calcul.

Le maillage ne doit pas être inutilement fin, car plus le maillage est fin, plus le calcul est coûteux. On doit donc chercher un compromis entre la finesse de la représentation géométrique et le coût de calcul [19].

Quant on a l'intuition du résultat final, on peut décider de mailler grossièrement dans certaines régions (dos de stator et le rotor) et plus finement dans d'autres (exemple : entrefer).

Avec le logiciel FEMM, l'opération de maillage est très simple, car elle se fait automatiquement. Après avoir enregistré la structure déjà construite dans la partie préprocesseur, on exécute le programme auxiliaire de triangulation Triangle.exe. (voir la fig.III.2)

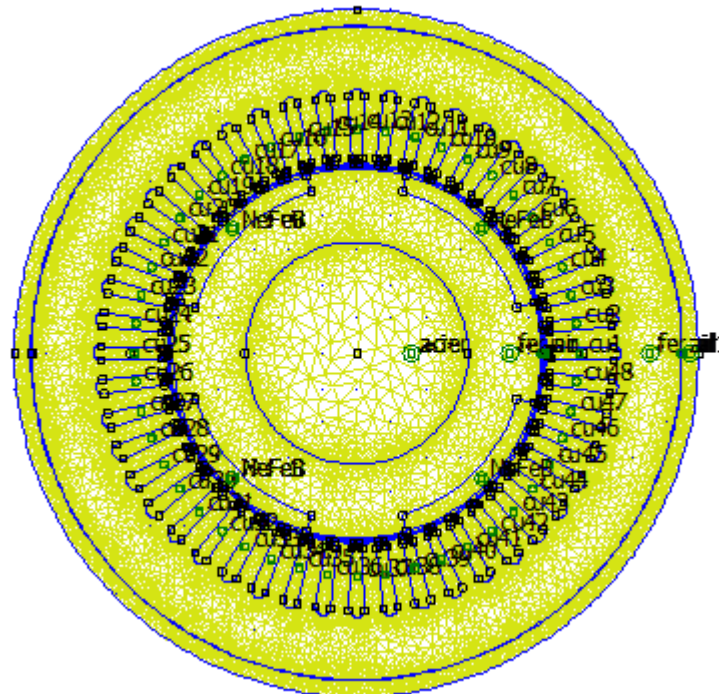


Fig.III.2 Maillage de la machine étudiée

III.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le logiciel FEMM (Finite Element Method Magnetics), puis on a construit la structure et on a réalisé un maillage pour la machine étudiée en utilisant ce logiciel, ainsi on a pu visualisée la répartition de température dans différentes régions de la machine, qui sera représentée dans le chapitre suivant.

Chapitre IV

Résultats et discussions

IV.1 Introduction

Dans le chapitre II et le chapitre III, nous avons étudié la modélisation thermique d'une machine synchrone à aimant permanent par le réseau thermique équivalent et une présentation de logiciel FEMM (logiciel de résolution des équations du champ électromagnétique), nous convertissons ce dernier en un outil de résolution de l'équation de chaleur en utilisant une certaine analogie.

Dans ce chapitre, nous présentons d'abord les résultats obtenus par la méthode nodale (modèle thermique à paramètres localisés), qui nous donne la température moyenne de chaque élément, ensuite les résultats obtenus sous l'environnement FEMM, ainsi l'effet de variation de l'épaisseur de la zone de contact (carcasse, fer statorique).

Enfin, en vue de valider le modèle thermique à paramètre localisée, une comparaison des résultats avec ceux obtenus sous environnement FEMM et celles de Lindström [14].

IV.2 Présentation de la machine étudiée

La machine étudiée est un moteur synchrone à aimant permanent triphasé, de puissance (50KW), complètement fermée, est refroidie par eau circulant dans des canaux.

La configuration géométrique de la machine en coupe transversale est donnée par la fig.IV.1

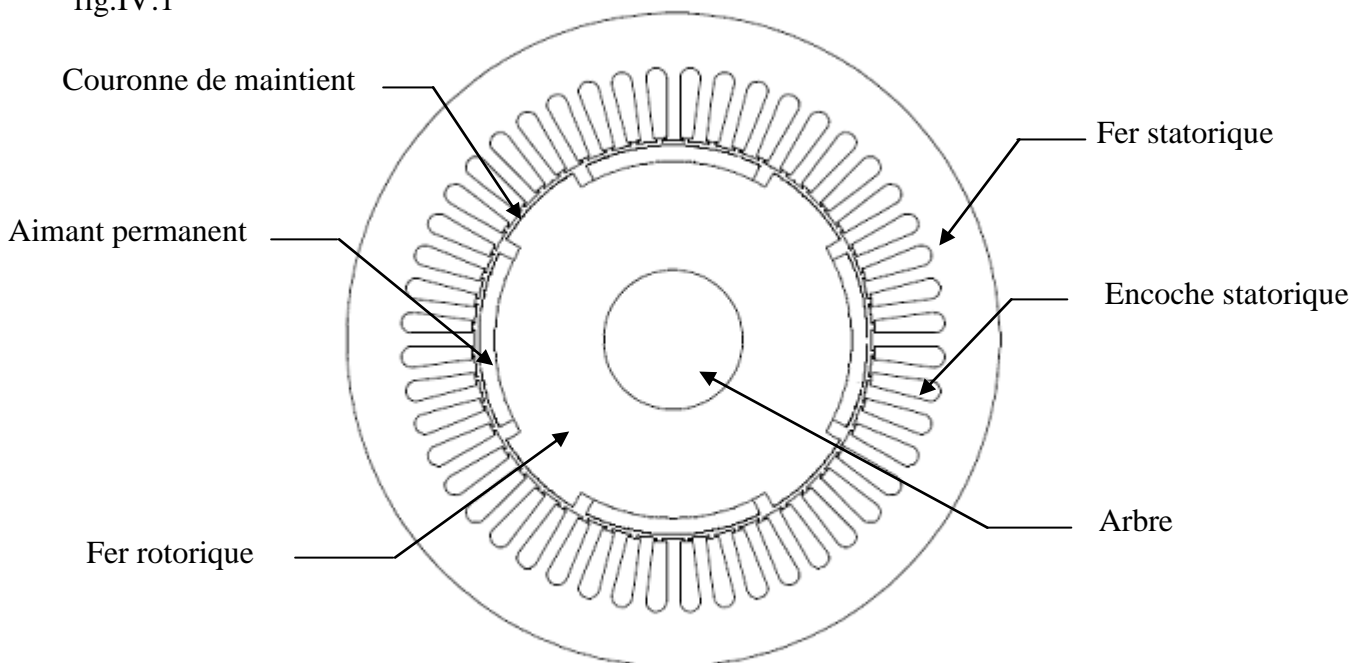


Fig.IV.1 Configuration géométrique de la section transversale de la MSAP

La configuration géométrique longitudinale (axiale) de la machine est donnée par la figIV.2 suivante :

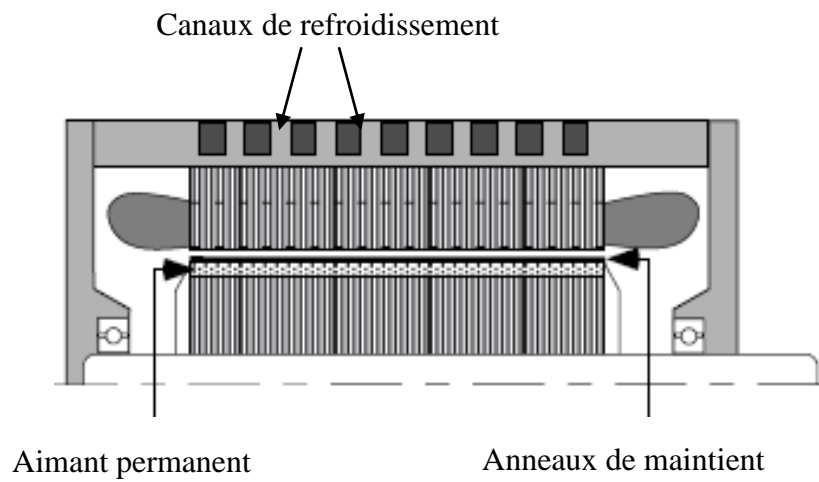


Fig.IV.2 Configuration géométrique longitudinale du rotor de la MSAP

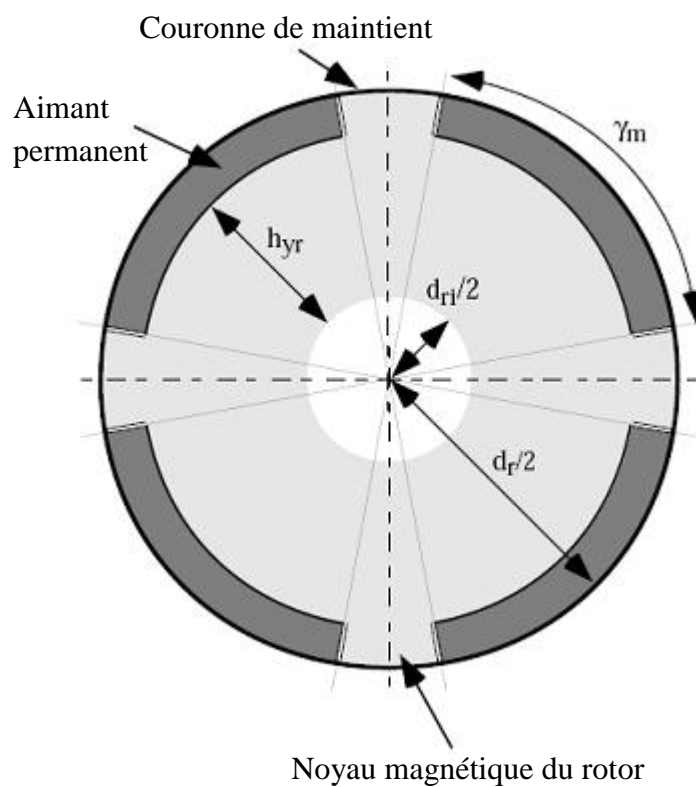


Fig.IV.3 Configuration géométrique transversale du rotor de la MSAP

Les différentes caractéristiques géométriques de la machine sont données par le tableau.IV.1, comme suit :

Désignations	Valeurs
Diamètre extérieur du stator	189 mm
Diamètre intérieur du stator	110 mm
Diamètre extérieur du rotor	107.1 mm
Diamètre intérieur du rotor	46.6 mm
Longueur des tôles magnétique	231 mm
Nombre d'encoches au stator	48
Largueur de la dent du stator	3.5 mm
Hauteur de la dent du stator	20.7 mm
Epaisseur de la couronne de maintient	0.75 mm
Hauteur des aimants permanents	5 mm
Envergure des aimants	65°
Hauteur de la fente d'encoche	0.9 mm
Largueur de la fente d'encoche	1.5 mm
Hauteur de la clavette	1.5 mm
Coefficient de remplissage des bobinages	0.45

Tableau. IV.1 Données géométrique de la MSAP

La plaque signalétique est donnée par le tableau. IV.2.

Grandeurs	Valeurs
Puissance utile	50 KW
Courant nominale	170 A
Fréquence	200 Hz
Resistance d'une phase	8 mΩ

Tableau. IV.2 La plaque signalétique de la MSAP

Propriété thermique des divers matériaux constituant la machine étudiée sont représentées par le tableau.IV.3

Régions de la machine	Densité volumique (kg/m ³)	Capacité calorifique (J/kg.K)	Conductivité thermique (W/m.K)
Tôles magnétique (EBG-NO20)	7600	460	38
Enroulements (cuivre)	8900	385	395
Carcasse (Aluminium)	2705	900	230
Arbre (Acier)	7800	460	51
Aimants (NeFeB)	7500	420	9
Couronne composite (Fibre de carbone)	1800	1400	0.5
Isolation aimant (Fibre de glasse)			0.5
Isolation d'encoche (Papier Mylar)			0.2
Isolation Conducteurs (Polyester)	1350	1700	0.2
Air	1.23	1010	0.025

Tableau. IV.3 Propriétés thermique des constituants de la MSAP étudiée [14]

IV.3 Evaluation des paramètres du modèle thermique

Les valeurs des principaux paramètres thermo-physiques utilisées dans le modèle thermique sont données dans le tableau IV.4 pour les conductivités thermiques, dans le tableau IV.5 pour les coefficients d'échanges et les pertes générées dans le tableau IV.6.

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

TableauIV.4 Conductivités thermiques utilisées dans le modèle thermique [2]

Eléments	Coefficients d'échanges ($W/m^2\text{°C}$)
Carcasse/air interne	224
Têtes de bobines/air interne	32
Air interne/flasque	32
Contact stator – carcasse	550
Entrefer	155

Tableau IV.5 Coefficients des échanges thermiques utilisés dans le circuit thermique [2]
équivalent

Région	Grandeurs (W)
Pertes fer dans la culasse	464
Pertes fer dans les dents statoriques	387
Pertes joules sans les têtes de bobines	822
Pertes joules dans les têtes de bobines	513
Pertes fer rotorique	22
Pertes mécaniques	90

Tableau IV.6 Les pertes générées dans la machine étudiée [14]

IV.4 Présentation des résultats obtenus par le réseau thermique équivalent

Dans cette partie, nous présentons les résultats obtenus par la méthode nodale (à paramètre localisée), cette dernière nous a donnée l'évolution de la température moyenne dans chaque partie de la machine étudiée.

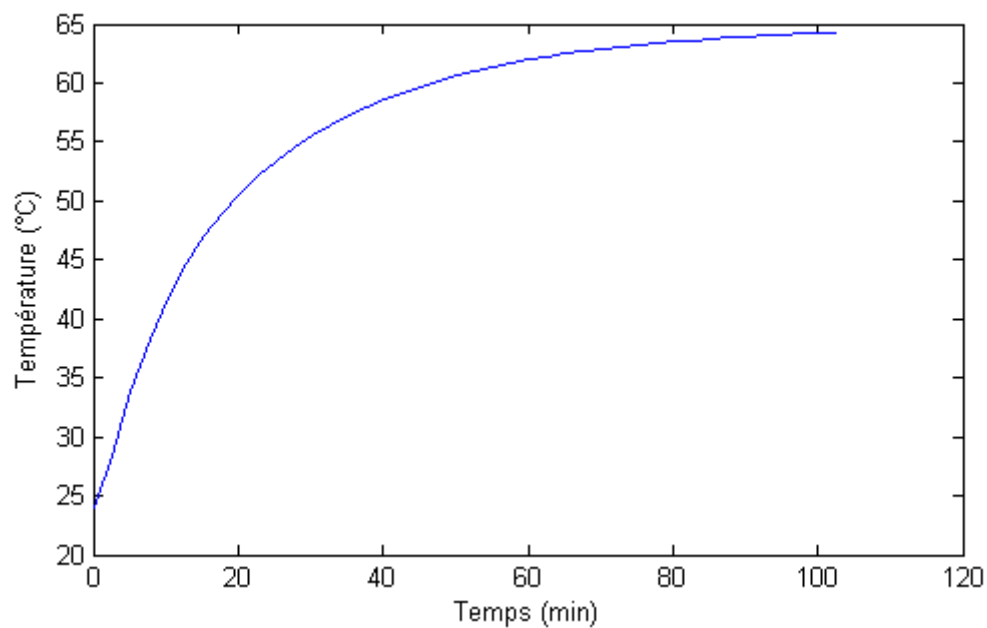


Fig. IV.4.a Evolution de la température dans la carcasse

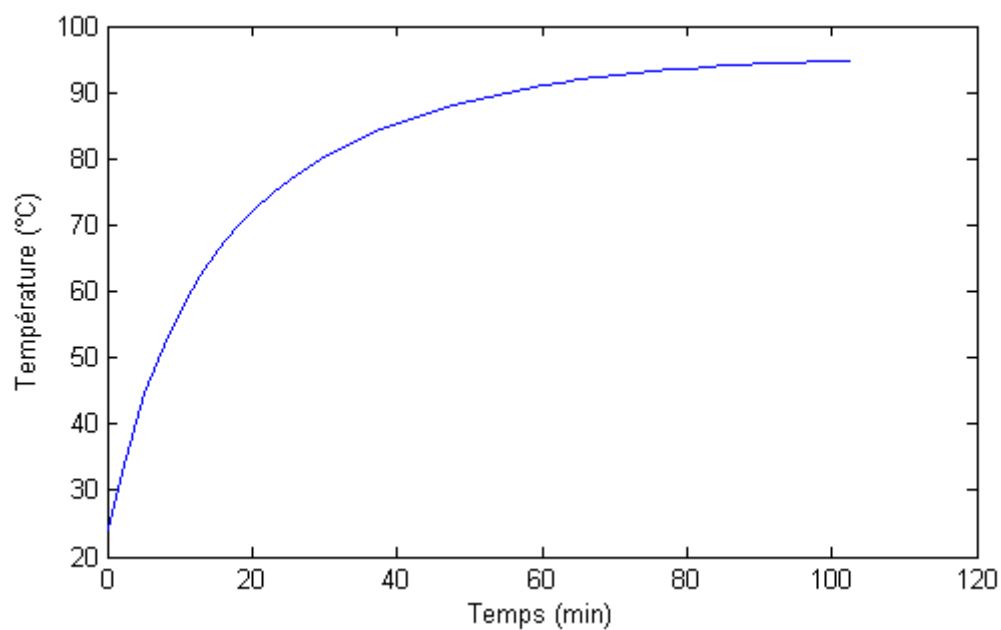


Fig. IV.4.b Evolution de la température dans le dos du stator

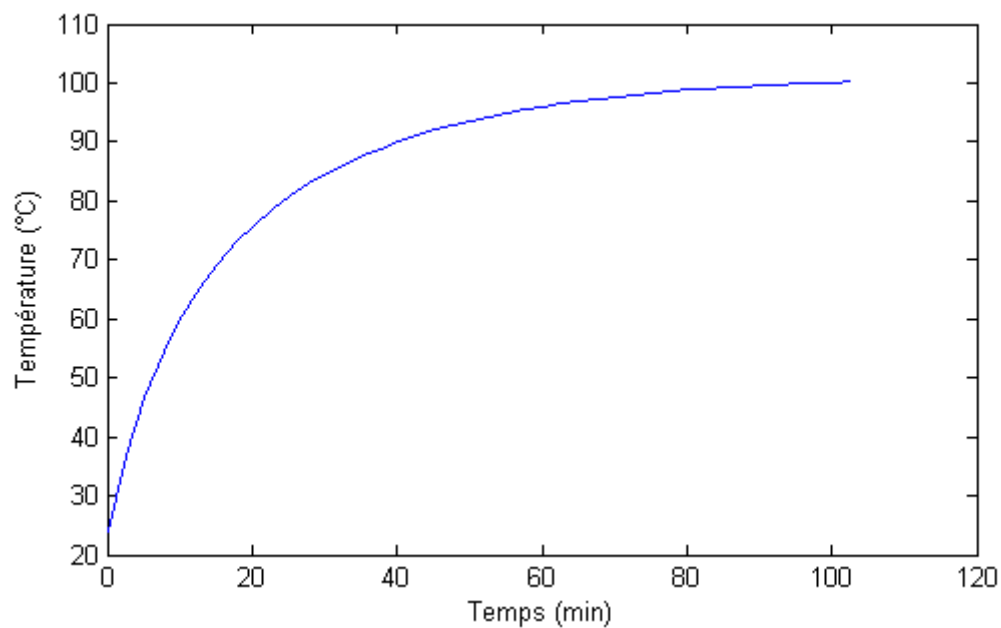


Fig.IV.4.c Evolution de la température dans les dents statoriques

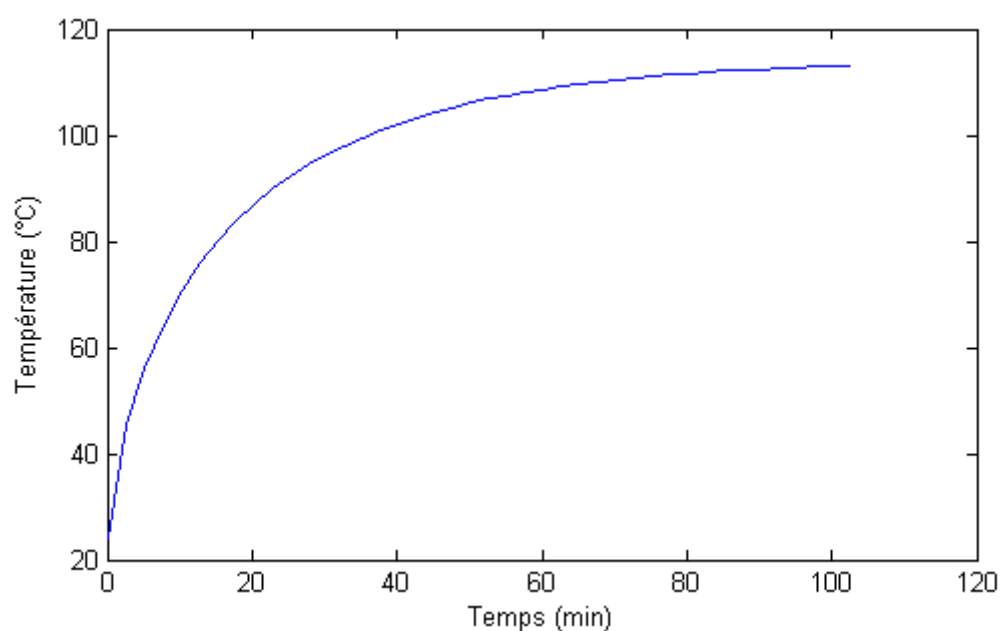


Fig.IV.4.d Evolution de la température dans l'encoche statorique

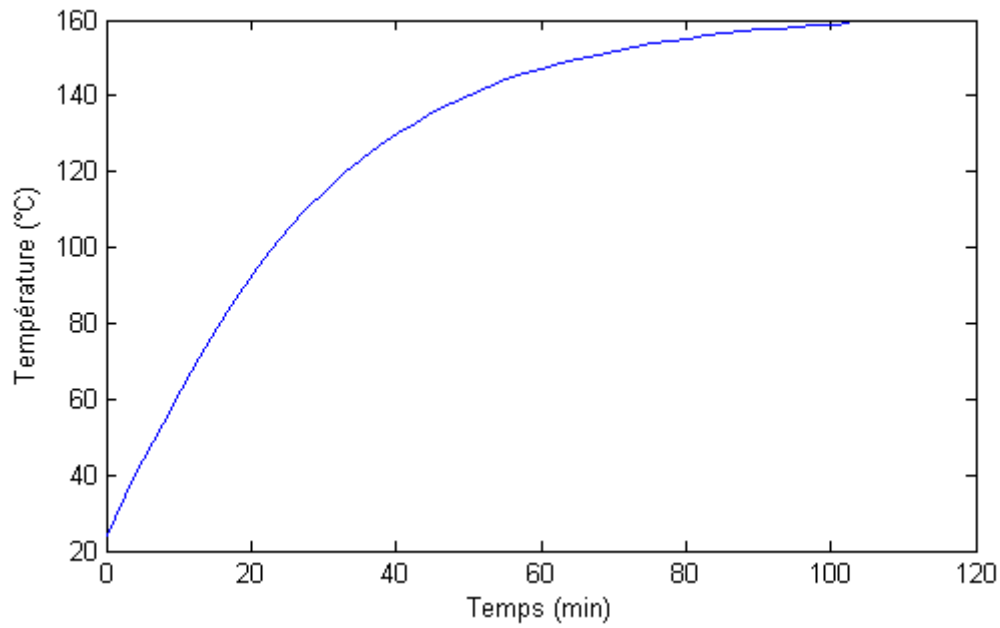


Fig.IV.4.e Evolution de la température dans le rotor

IV.5 Présentation des résultats sous l'environnement FEMM

La répartition de la température dans les différentes parties de la machine étudiée est donnée par la fig.IV.5 suivante :

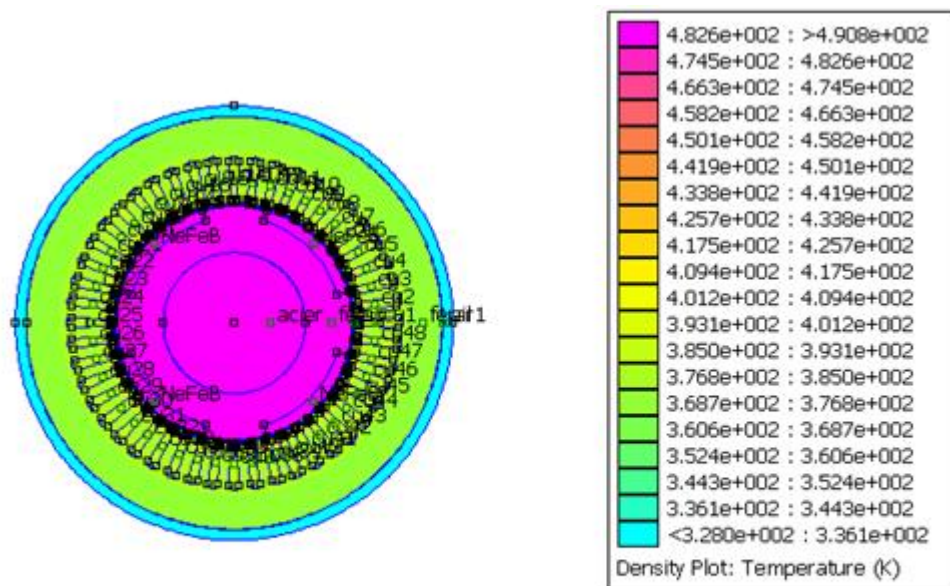


Fig.IV.5 Répartition de la température dans les parties de machine étudiée

La Répartition des isovaleurs de la température dans les différentes parties de la machine est représentée par la fig.IV.6

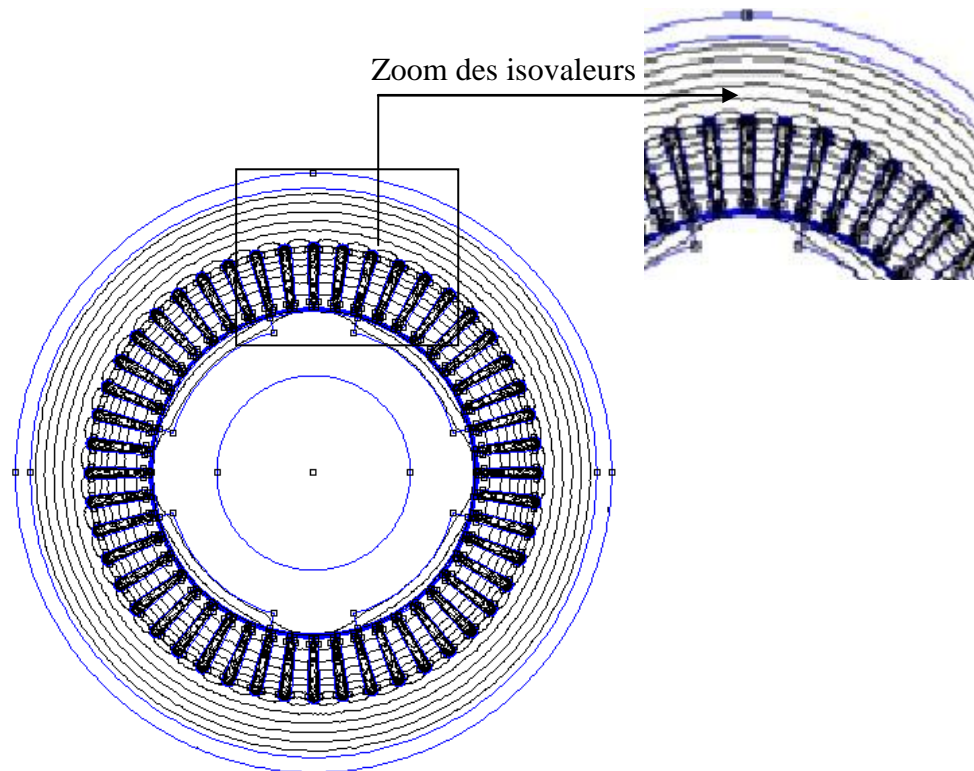


Fig.IV.6 Isovaleurs de température

Nous avons représenté sur les fig.IV.7, IV.8 et IV.9 la répartition de la température sur l'arc de la MSAP étudiée, sur le segment (radiale) et dans l'entrefer.

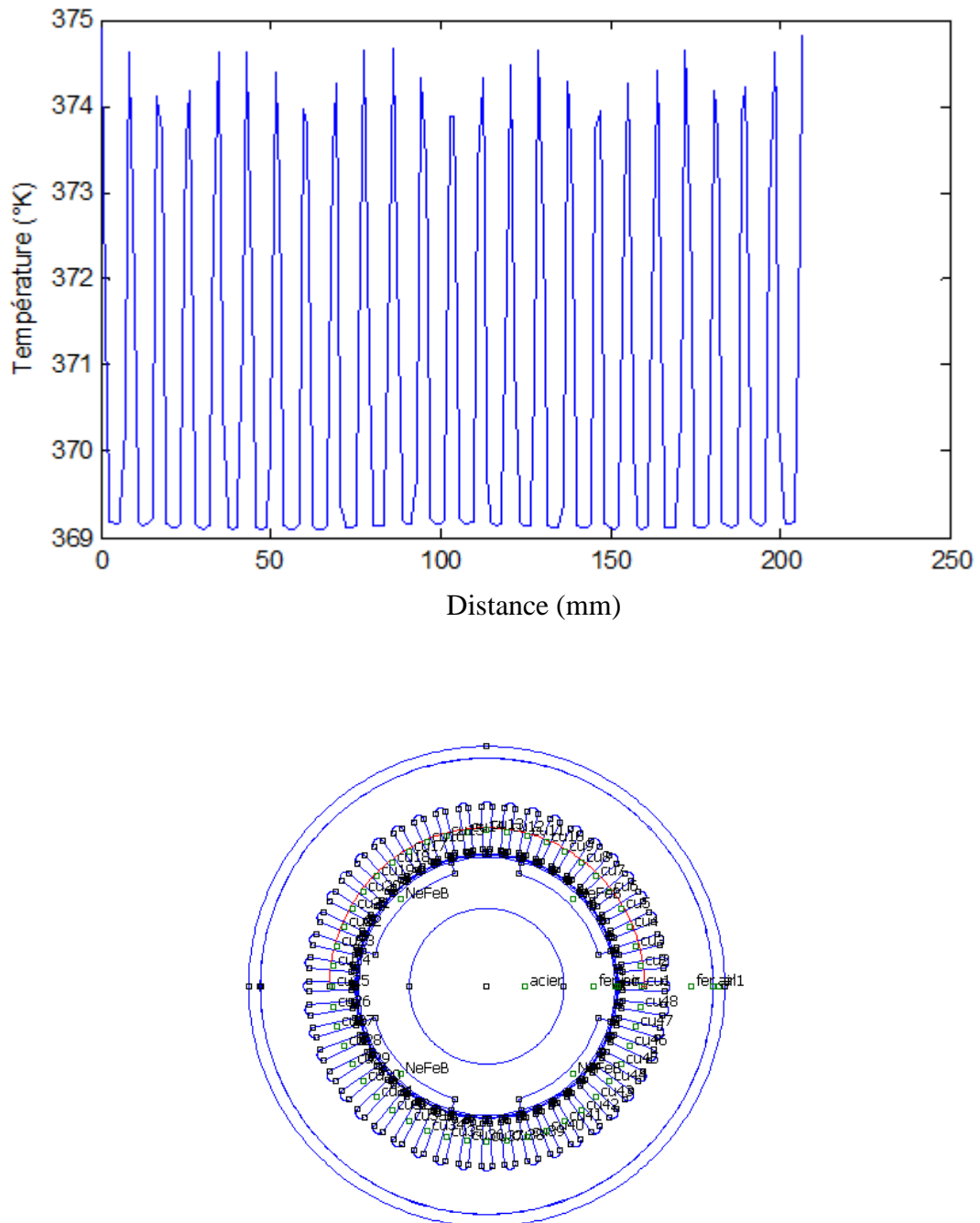


Fig.IV.7 Répartition de la température sur l'arc de la machine

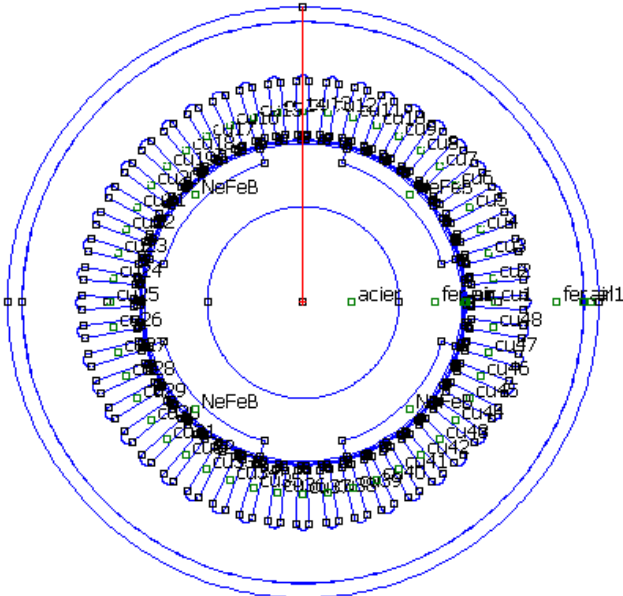
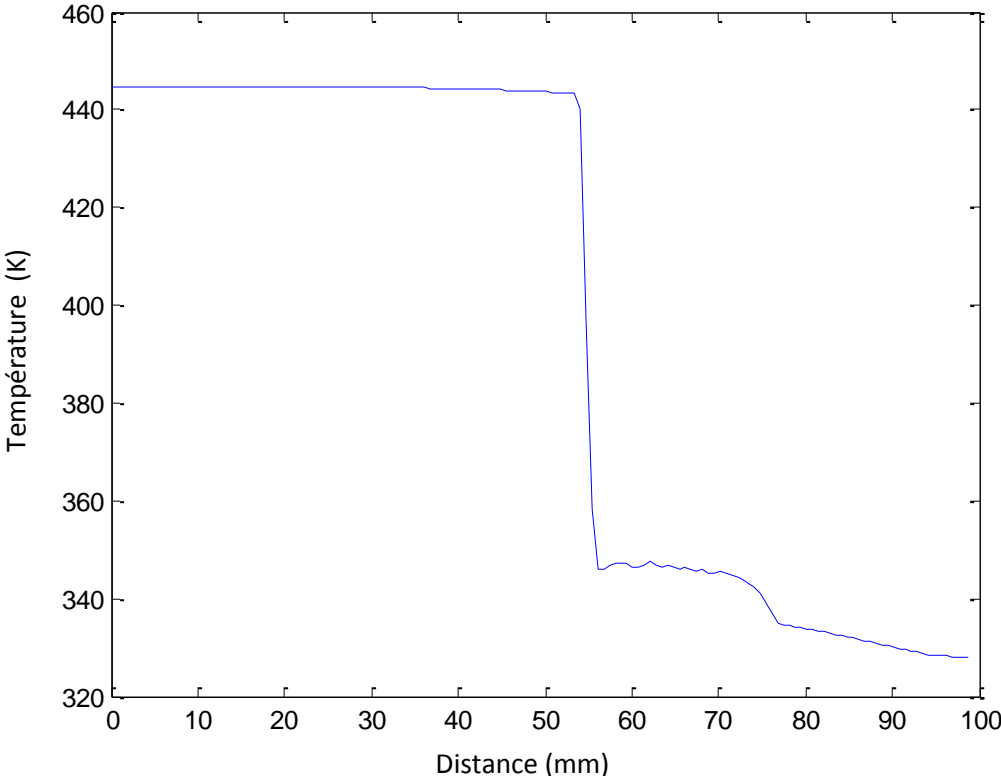


Fig.IV.8 Répartition de la température sur le segment de la machine étudiée

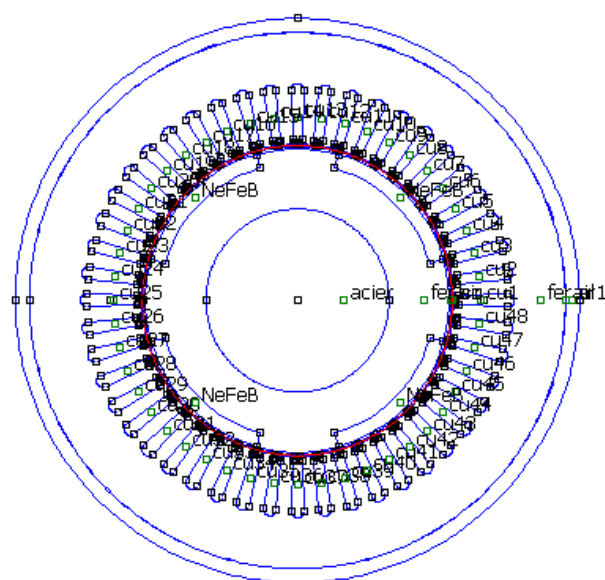
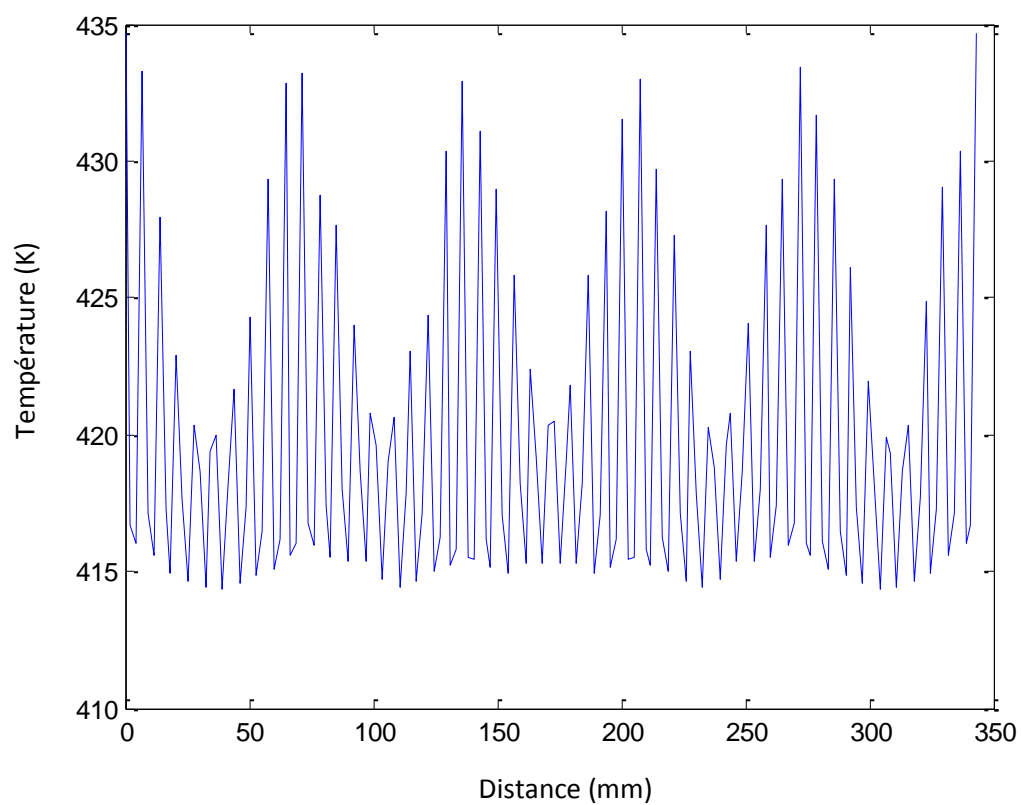


Fig.IV.9 La répartition de la température dans l'entrefer

IV.6 Interprétations

Les fig.IV.4.a-b-c-d représentent l'évolution de la température dans les différentes régions de la machine. A partir d'une température ambiante, sous l'effet des densités des pertes locales, le moteur subit un échauffement caractérisé par l'élévation de la température dont les allures montrent qu'elle passe d'abord par un régime transitoire pour ensuite se stabiliser à une valeur constante correspondant au régime permanent. Durant le régime transitoire, c'est le phénomène d'accumulation de chaleur (augmentation de l'énergie interne) qui est prépondérant par rapport à la dissipation (conduction).

Après une durée voisine de 20 mn, la température commence à se stabiliser, ce qui correspond à un équilibre thermique caractérisant un échange de chaleur constant.

Une différence de température (Fig.IV.8) notable est signalée entre le rotor et le stator, il en est de même pour les températures entre le fer statorique et la carcasse, ceci à cause de la mauvaise conductivité thermique dans l'entrefer et la zone de contact.

Les figures IV.7 et IV.9 représentent la répartition de la température sur les interfaces de la machine étudiée. Les températures élevées se situent dans les zones où se concentrent les pertes joules (encoches), la répartition locale non homogène de la température dans le stator est due au fait que la rotation de l'arbre n'est pas prise en compte.

IV.7 Comparaison

Le tableau IV.7 présente une comparaison entre les résultats obtenus par la méthode de réseau thermique équivalent et ceux trouvés sous l'environnement FEMM.

Parties de la machine	Réseau thermique équivalent (C°)	Sous l'environnement de FEMM (C°)	Résultats de Lindström(C°) [14]
Rotor	160	168.9	165
Encoche statorique	112	120	105
Dos de stator	95	95.7	89
Dent de stator	100	103.8	94
Carcasse	64	63	58

Tableau IV.7 Comparaison des températures

Les résultats obtenus par le réseau thermique équivalent et sous environnement FEMM et comparer à ceux de Lindström sont satisfaisantes.

IV.8 Sensibilité à la variation de la résistance de contact

A fin d'étudier l'influence de la résistance de contact sur la répartition de la température dans les différentes parties de la machine, nous avons procédé à la variation de l'épaisseur de la zone de contact.

L'allure de la variation de la température en fonction de l'épaisseur de la zone de contact est donnée par la fig.IV.10

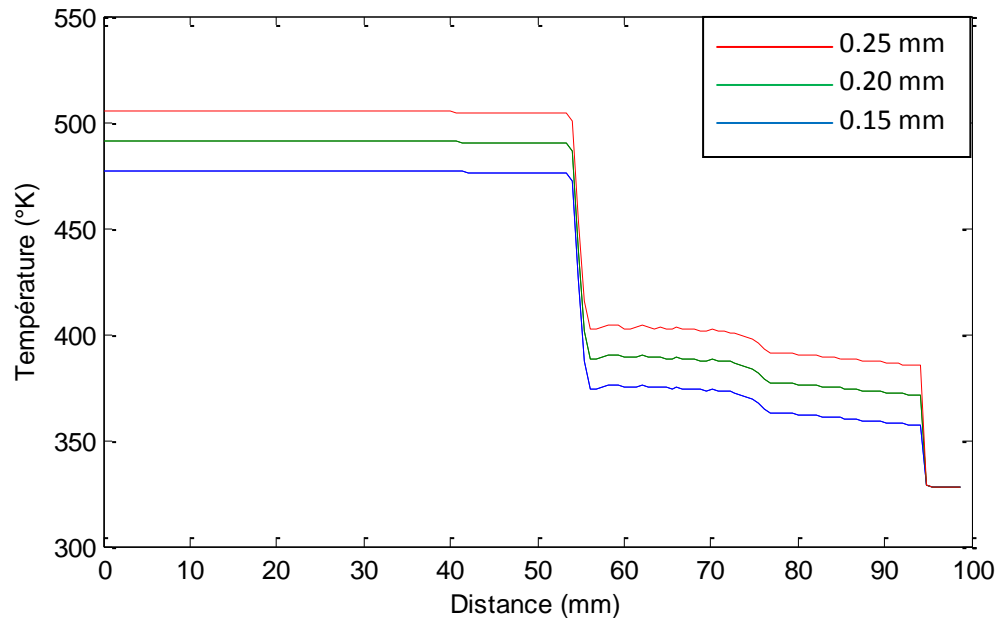


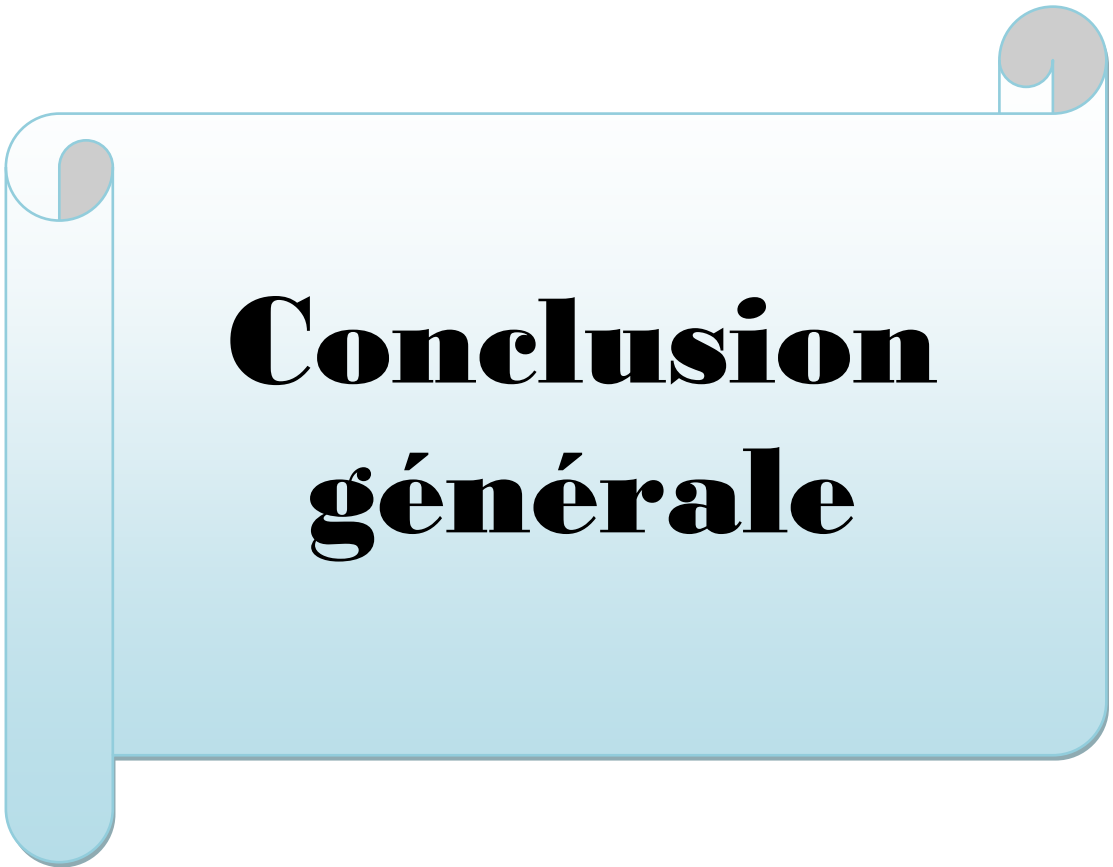
Fig.IV.10 Sensibilité à la variation de l'épaisseur de la zone de contact (fer statorique-carcasse)

La fig.IV.10 Montre que l'augmentation de l'épaisseur de la zone de contact, engendre une augmentation de la température, ceci est dû principalement à la mauvaise conductivité thermique dans cette zone, alors une accumulation de la chaleur. Donc elle existe une proportionnalité entre ces deux grandeurs.

IV.9 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le résultat d'une modélisation thermique par le réseau thermique à paramètres localisés et sous environnement FEMM d'une machine synchrone à aimant permanent.

La comparaison des résultats obtenus par la méthode nodale (modèle thermique à paramètres localisés) avec ceux obtenu par le logiciel FEMM est satisfaisante.



Conclusion générale

La modélisation thermique des machines synchrones reste toujours un problème complexe dans la conception des machines électriques. A ce niveau deux tendances se distinguent : la modélisation nodale et la modélisation par éléments finis.

Le but de notre travail est l'étude thermique d'une machine synchrone à aimant permanent par la méthode nodale (modèle thermique à paramètres localisés) et comparer aux résultats obtenus sous environnement FEMM.

La méthode nodale, malgré son ancienneté reste efficace pour déterminer la distribution de la température en régime permanent et en régime transitoire. Le modèle est développé à partir des dimensions géométriques et des propriétés thermo-physiques des matériaux constituant la machine.

Pour la modélisation thermique de la machine étudiée, la comparaison des résultats obtenus par les deux différentes méthodes et ceux de Lindström montre une bonne concordance aussi bien sur le plan qualitatif que quantitatif.

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

L'avenir des méthodes thermiques passe par un couplage faible ou fort de problèmes physiques différents mais complémentaires. Il s'agit de problèmes électriques, magnétiques et énergétiques (mécanique de fluide, rayonnement, conduction). Il faut toutefois considérer la finalité des problèmes afin de trouver le bon compromis entre dépenses, temps de calculs et précision souhaitée.



Bibliographie

Bibliographie

- [1] **D. Moulai Zazi**, « Contribution à l'étude thermique des machines asynchrones alimenté par des convertisseurs électroniques », Mémoire de magister, UMMTO, 2002.
- [2] **M. Bouheraoua**, « Contribution à la modélisation thermique d'un moteur asynchrone à cage », Thèse de doctorat, UMMTO, 2009.
- [3] **H. Ghahlouze, S.Nait Larbi**, « Contribution au diagnostic et à la modélisation 2-D par élément finis des phénomènes électromagnétiques et thermiques dans les MSAP à flux radiale », Mémoire d'ingénieur en électrotechnique, UMMTO, 2006.
- [4] **A. Belabbas, Ou.Tezkratt**, « Etude du comportement d'une machine synchrone à aimants permanents à aimants enterrés avec aimantation en BDCM », Mémoire d'ingénieur en électrotechnique, UMMTO, 2008.
- [5] **A. Aneur**, « Commande sans capteur de vitesse par DTC d'une machine synchrone à aimants permanents dotée d'un observateur d'ordre complet à mode glissants », Mémoire de magister en électrotechnique, Université de Batna, 2003.
- [6] **S. Oubellil, D. Talah**, « Control directe du couple d'une machine synchrone à aimants permanents », Mémoire d'ingénieur en électrotechnique, UMMTO, 2008.
- [7] Technologies et différents modes d'alimentations des machines synchrones.
- [8] **Y. Boutora**, « Calcul d'une BDCM excité par des aimants à aimantation parallèle », Mémoire de magister, UMMTO, 2000.
- [9] **L. Hadjout**, « Analyse des performances électromagnétiques d'une machine synchrone autopilotée à aimant à rotor lisse », Mémoire de magister, ENP, Alger, juin 1994.
- [10] **R. Ibtouen**, « Contribution au dimensionnement électromagnétique d'une machine autopilotée à aimants insérés », Thèse de doctorat, ENP, Alger, avril 1993.
- [11] **G. Lacroux**, « les aimants permanents », Technique et documentation-Lavoisier, 1989.
- [12] **B. Multon**, « application des aimants aux machines électriques », ENS, Antenne de Bretonne.

- [13] **F. Gillon**, « Modélisation et optimisation par plans d'expériences d'un moteur à commutation électrique », Thèse de doctorat, Université de Lille, France, décembre 1997.
- [14] **J. Lindström**, « Thermal model of a permanent magnet motor for a hybrid electric vehicle », Department of electric power engineering, Chalmers University of technology Göteborg, 1999.
- [15] **D. Roy**, « Modélisation thermiques des machines tournantes application à la machine tournante », Thèse de doctorat, INP, Grenoble, France, novembre 1983.
- [16] **S. Mezani**, « Modélisation thermique d'un moteur asynchrone à cage », Mémoire de magister, USTHB, Alger, juillet 1999.
- [17] **Z. Makni**, « Contribution au développement d'un outil d'analyse multiphysique pour la conception et l'optimisation d'actionneur électromagnétique », Thèse de doctorat, Université Paris-sud XI, décembre 2006.
- [18] **P.H. Mellor, D. Robert, D.R. Turner**, « Lumped parameter model for electrical machines of TEFC design », IEE Proceeding-Bol. 138N°5, September 1991 pp. 205-218.
- [19] **www.femm.foster-miller.net**, DAVID MEEKER « Finite element method magnetics, version 4.2-User's Manual ».
- [20] **Bessaoud, Addar**, « Le calcul de couple électromagnétique pour une machine à reluctance variable », Mémoire d'ingénieur en électrotechnique, UMMTO, 2003.