

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

UNIVERSITE MOULOUD MAMMARI DE TIZI-OUZOU



FACULTE DE GENIE ELECTRIQUE ET D' INFORMATIQUE
DEPARTEMENT D'ELECTROTECHNIQUE

Mémoire de Fin d'Etudes de MASTER ACADEMIQUE

Domaine : Sciences et Technologies

Filière : Génie Electrique

Spécialité : **Machines électriques**

Présenté par

Nesrine RAMDANI

Zahoua SAIDOUN

Thème

Estimation de la résistance de contact et du coefficient d'échange convectif d'une machine asynchrone à cage

Mémoire soutenu publiquement le 06 /10/ 2015 devant le jury composé de :

M Mohand Tahar BELLASSEL

MCA, UMMTO, Président

M Rabah KHALDI

MACA, UMMTO, Encadreur

M Azzouz MIOUAT

MACA, UMMTO, Examineur

M A.G KIMOUCHE

MACA, UMMTO, Examineur

Remerciements

*Nous remercions Dieu qui nous a donné force
Et volonté.*

*Nous tenons à exprimer notre plus vives
reconnaissances à tous ceux qui ont permis
de près ou de loin à l'aboutissement de ce modeste
travail, et plus particulièrement à notre promoteur
Monsieur KHALDI Rabah qui a accepté de nous encadrer et de nous
orienter.*

*Nos remerciements vont aussi aux membres de jury qui
Nous feront l'honneur de juger notre travail.*

Dédicaces

Pour que ma réussite soit complète, je la partage avec toutes les personnes que j'aime.

Je dédie ce modeste travail :

Mes chers parents ;

Mon frère et mes sœurs ;

Mes proches ;

Mes amis (es) ;

Mon binôme et sa famille ;

Et à toute la promotion 2014-2015

R. Nesrine

Dédicaces

Je dédie ce travail de tout cœur à :

Mes très chers parents ;

Mes adorables frères et ma sœur ;

Toute ma famille ;

Mes amis (es) ;

Mon binôme et sa famille ;

Toute la promotion 2014-2015.

S.Zahoua

Sommaire

Sommaire

Introduction générale	1
------------------------------------	---

Chapitre I

Généralités sur la machine asynchrone

I. 1. Introduction.....	3
I. 2 Définition.....	3
I. 3. Constitution d'un moteur asynchrone.....	3
I. 3. 1. Stator (inducteur)	4
I. 3. 2. Rotor (induit)	5
I.3.2.1. Rotor à cage d'écureuil	5
I.3.2.2. Rotor bobiné.....	5
I. 4. Principe de fonctionnement d'une machine asynchrone triphasée	6
I. 5. Classification des pertes.....	7
I. 5.1 Pertes dans le circuit électrique	7
I. 5.1.1 Pertes Joule au stator.....	8
I. 5.1.2 Pertes Joule au rotor.....	8
I. 5.2 Pertes dans le circuit magnétique	9
I.5.2.1 Pertes par hystérésis	10
I.5.2.2 Pertes par courant de Foucault	11
I.5.3 Pertes mécaniques	11
I.5.3.1 Pertes par frottement dans les roulements	11
I.5.3.2 Pertes par ventilation.....	12
I.5.4 Pertes supplémentaires.....	12
I.6 Conclusion	14

Chapitre II

Calcul des pertes d'une MAS par la méthode de dimensionnement et par le circuit électrique équivalent classique.

II.1 Introduction	15
II.2 Calcul des pertes par la méthode de dimensionnement	15
II.2.1 Pertes électriques	15

II.2.2 Pertes magnétiques	16
II.2.3 Pertes magnétiques supplémentaires d'acier	17
II.2.4 Pertes totales dans l'acier	18
II.2.5 Pertes mécaniques.....	19
II.2.5 Les pertes supplémentaires	19
II.2.6 Pertes totales de la machine	19
II.3 Calcul des pertes par la méthode du circuit équivalent	20
II.3.1 Essais à effectuer	20
II.3.2 Le schéma électrique équivalent	20
II.3.3 Détermination de la résistance statorique R_s	20
II.3.4 Essai à vide	21
II.3.5 Détermination des pertes fer et des pertes mécaniques	21
II.3.6 Détermination de R_m et X_m	22
II.3.7 Essai à rotor bloqué	23
II.3.7.1 Expression de la résistance R_r'	24
II.3.7.2 Expression de la réactance de fuite X_r'	24
II.4 Résultats obtenus avec les deux méthodes utilisées	25
II.5 Expression des caractéristiques du moteur asynchrone obtenu à partir du schéma équivalent	26
II.5.1 Expression des différentes impédances du schéma équivalent	26
II.5.2 Expression du courant primaire I_s	27
II.5.3 Expression du courant secondaire ramené au stator	27
II.5.4 Expression du courant magnétisant	27
II.5.5 Expression du facteur de puissance	27
II.5.6 Expression de la puissance absorbée	28
II.5.7 Expression de la puissance transmise	28
II.5.8 Expression de la puissance utile	28
II.5.9 Expression du couple électromagnétique	28
II.5.10 Expression du couple utile	28
II.5.11 Expression du rendement	29
II.6 Conclusion	29

Chapitre III

Modélisation thermique de la machine asynchrone

III.1.Introduction	30
III.2 Les différents modes de transfert de chaleur	30
III.2.1 Transfert de chaleur par conduction	31
III.2.1.1 Conductivité thermique	31
III.2.1.2 Résistance thermique.....	32
III.2.1.3 Résistance thermique de contact	33
III.2.2 Transfert de chaleur par convection	35
III.2.2.1 Calcul du coefficient d'échange h	36
III.2.3 Transfert de chaleur par rayonnement.....	36
III.3 Equation de transfert de chaleur par conduction	37
III.4 Méthodes d'étude thermique des machines électriques tournantes	38
III.4.1 Méthode nodale	38
III.4.2 Méthodes numériques	40
III.5 Modélisation par la méthode des éléments finis	41
III.5.1 Principe de la méthode des éléments finis	41
III.5.2 Les conditions aux limites	41
III.5.3 Etapes principales de la mise en œuvre de la MEF	42
III.5.4 Avantages et inconvénients de la méthode des éléments finis	43
III.5.4.1 Avantages	43
III.5.4.2 Inconvénients	43
III.6 Présentation du logiciel FEMM et LUA	43
III.7 Conclusion	43

Chapitre IV

Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange convectif h par un modèle simplifié.

IV.1 Introduction	45
IV.2 Présentation de la machine étudiée	45
IV.3 Discrétisation en éléments finis	45
IV.4 Résultats de simulation	46
IV.5 Sensibilité à la variation de la résistance de contact.....	49

IV.6 Détermination du coefficient d'échange entre carcasse et air ambiant.....	50
IV.7 Conclusion.....	52
Conclusion générale.....	53
Références bibliographique.....	54
Annexes	
Annexe A.....	56
Annexe B.....	58
Annexe C.....	60

Introduction Générale

La croissante utilisation de la machine asynchrone à cage d'écureuil, est essentiellement due à sa simplicité de construction, son faible coût d'achat et de fabrication, sa robustesse mécanique ou encore sa quasi-absence d'entretien, et telle que nous la trouvons maintenant dans tous les domaines industriels et en particulier dans les secteurs de pointe comme l'aéronautique, le nucléaire, la chimie ou encore les transports ferroviaires. Il est évident que cela conduise à porter une attention de plus en plus particulière quant à leur fonctionnement et leur disponibilité.

Dans une machine asynchrone, la transformation de l'énergie s'accompagne de pertes de divers types (Joule, hystérésis, courant de Foucault, mécanique). Ces pertes deviennent la source de chaleur dans la machine. Le comportement et le transfert de cette chaleur dépend du régime de fonctionnement du moteur, du type d'alimentation, des conditions ambiantes et du refroidissement. Il en résulte, pour des conditions sévères de fonctionnement, des échauffements excessifs qui ont pour conséquence la dégradation de l'isolation des conducteurs et des parties tournantes (roulement, palier, etc.).

L'élévation de la température a pour conséquence d'accélérer le vieillissement de certaines parties de la machine sensibles à la température. Au-delà d'une température critique, une augmentation de la température de 6°C à 10°C peut réduire de moitié la durée de vie d'une machine électrique. Une température élevée maintenue prolongée endommage le système d'isolation des enroulements. De plus, le point chaud est généralement atteint dans le bobinage ce qui accroît la défaillance des isolants électriques. Par conséquent, il est nécessaire de mettre en place des modèles décrivant finement le comportement thermique dans la machine.

La réalisation du problème thermique nécessite la connaissance de plusieurs paramètres intervenant dans les modèles thermiques. Notamment, les conductivités des différents matériaux constituant les éléments de la machine asynchrone, les différents coefficients d'échange convectif, dans les régions d'extrémités, et par rapport à l'air ambiant, ainsi que la résistance de contact entre le fer statorique et la carcasse.

De ce fait, dans notre travail, nous nous intéressons à l'estimation de cette résistance de contact et du coefficient d'échange avec l'ambiant.

Enfin, un modèle thermique est développé pour le régime statique. Ce modèle est basé sur la méthode des éléments finis, et qui est réalisé en exploitant le logiciel F.E.M.M (Finite Elements Method Magnetics) et les résultats des essais de mesure de température utilisant les références [16, 17, 29].

Par la suite, un modèle thermique élémentaire est utilisé pour estimer le coefficient d'échange convectif par rapport à l'ambiant.

Pour le faire, nous organisons notre travail en quatre chapitres comme suit :

Dans le premier chapitre :

Introduction générale

Nous traitons des généralités sur la machine à cage, donnant un rappel de sa constitution, son principe de fonctionnement ainsi que la classification de ses différentes pertes.

Dans le deuxième chapitre :

Nous présentons le calcul des différentes pertes dans la machine asynchrone par la méthode de dimensionnement et le circuit électrique équivalent respectivement.

Le troisième chapitre :

Nous le consacrons aux modes de transfert de chaleur dans la machine asynchrone, et aux méthodes d'étude thermique.

Et enfin, le quatrième chapitre :

Nous le consacrons à la modélisation thermique en utilisant le logiciel FEMM (**F**inite **E**lements **M**ethod **M**agnetics), ensuite à la détermination du coefficient d'échange entre la carcasse et l'air ambiant.

Nous terminons par une conclusion générale.

Chapitre I

Généralités sur la machine asynchrone

I.1 Introduction

Les moteurs et les génératrices électriques sont des machines qui convertissent l'énergie électrique en mécanique et vice versa. Durant le processus de conversion, une partie de cette énergie est dissipée dans les différentes parties de la machine sous forme de chaleur.

Les causes et la distribution des pertes dans les machines électriques tournantes sont complexes, ce qui exige une méthode très approfondie, ceci est dû principalement au fait que le champ magnétique et le courant électrique, qui sont les principales causes de pertes, ont une distribution assez complexe à tel point qu'il est difficile de les évaluer et les localiser.

L'échauffement de la machine et son refroidissement se font de manière très complexe car les parties actives de la machine sont constituées d'une suite de conducteurs, d'isolants et de matériaux dont les conductivités thermiques sont différentes suivant la direction de l'échauffement et de diffusion de la chaleur.

Vu ses complexités, plusieurs classifications ont été adoptées, donc ces pertes peuvent être classées comme suit :

- Pertes dans le circuit électrique.
- Pertes dans le circuit magnétique.
- Pertes mécaniques.
- Pertes supplémentaires.

Dans ce chapitre, nous nous intéressons au moteur asynchrone à cage, l'étude de ses pertes et leurs classifications.

I.2 Définition

Le moteur asynchrone est une machine tournante appelé aussi moteur à induction, il fonctionne avec du courant alternatif. Sa particularité est de fonctionner avec un induit en court-circuit. Le mot **asynchrone** veut dire que le rotor ne tourne pas à la même vitesse que le champ statorique.

I.3 Constitution d'un moteur asynchrone

Un moteur asynchrone triphasé comporte deux parties principales : un stator ou inducteur et un rotor ou induit séparés par un entrefer de faible épaisseur.

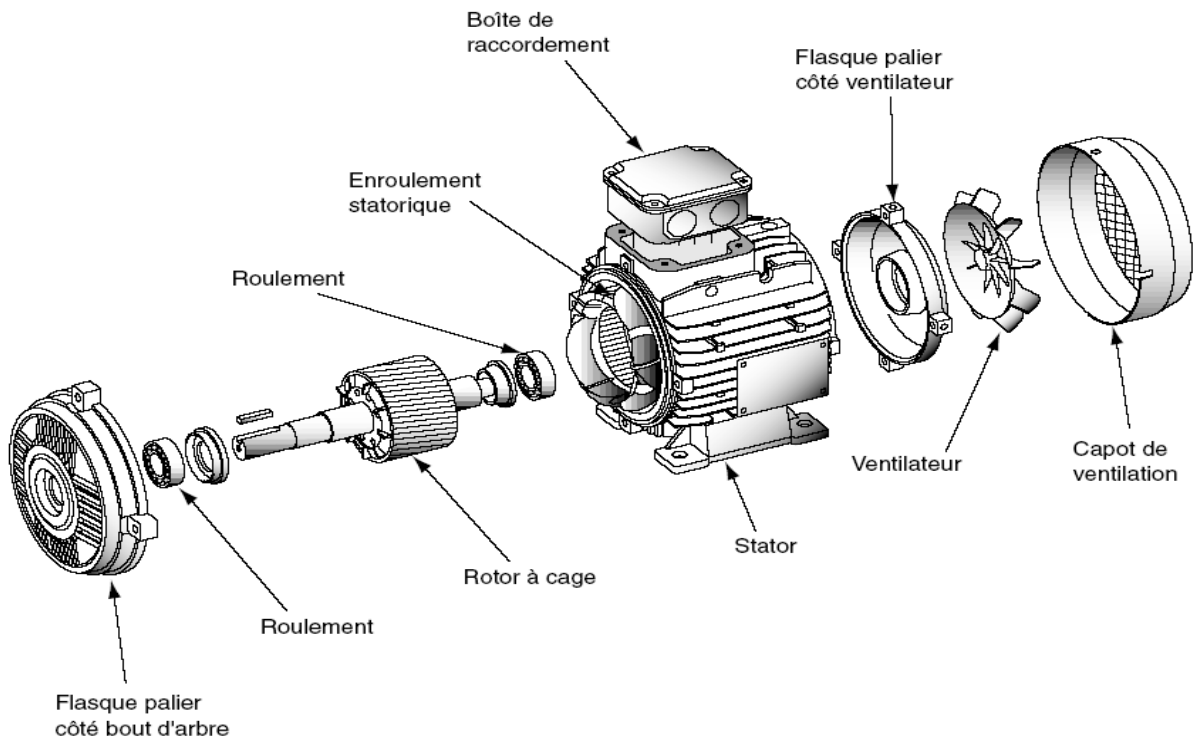


Figure I.1 : Eclaté d'un moteur asynchrone à cage.

I.3.1 Stator (inducteur)

C'est la partie fixe du moteur. Une carcasse en fonte ou en alliage léger referme une couronne de tôles minces (de l'ordre de 0.5 mm d'épaisseur) en acier au silicium. Les tôles sont isolées entre elles par oxydation ou par un vernis isolant. Le feuilletage du circuit magnétique réduit les pertes par cycle d'Hystérésis et par courants de Foucault. Les tôles sont munies d'encoches dans lesquelles prennent place les enroulements statoriques destinés à produire le champ tournant. Chaque enroulement est constitué de plusieurs bobines. Le mode de couplage de ces bobines entre elles définit le nombre de paires de pôles du moteur, donc la vitesse du champ tournant [1, 2].

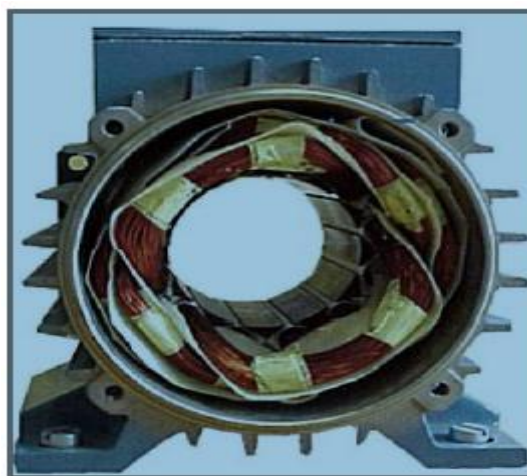


Figure I.2 : Stator d'un moteur asynchrone

I.3.2 Rotor (Induit)

C'est l'élément mobile du moteur. Comme le circuit magnétique du stator, il est constitué d'un empilage de tôles minces, isolées entre elles, et formant un cylindre claveté sur l'arbre du moteur. Le rotor est constitué de conducteurs en court-circuit donc n'est relié à aucune alimentation électrique et il tourne à une vitesse (N) inférieure à celle du champ tournant.

Il existe deux grandes catégories de machine asynchrone apparaissent suivant la structure de leur rotor qui peut être bobiné ou à cage.

I.3.2.1 Rotor à cage d'écureuil

C'est le plus fréquent. Ce type de rotor a été inventé par **Michail Ossipowitsch Doliwo-Dobrowolski** en 1889. Il est constitué de tôles ferromagnétiques et de barres conductrices très souvent en aluminium avec des extrémités court-circuitées par deux couronnes également conductrices, sa résistance électrique est très faible.

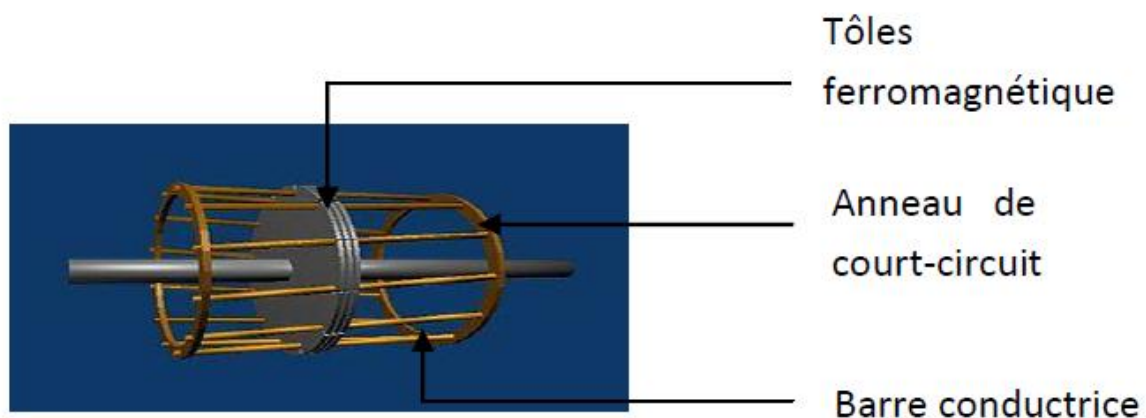


Figure I.3 : Rotor à cage d'écureuil

I.3.2.2 Rotor bobiné

Les tôles du rotor sont munies d'encoches dans lesquelles sont placées des conducteurs d'un enroulement triphasé identiques à ceux du stator. Une extrémité de chacun des enroulements est reliée à un point commun (couplage étoile) et l'autre extrémité est reliée à une bague.

On peut accéder à ces bobinages par l'intermédiaire de trois bagues sur lesquelles frottent trois balais, cet accès est plus souvent utilisé pour augmenter le couple de démarrage par l'intermédiaire de résistances situées à l'extérieur de la machine.

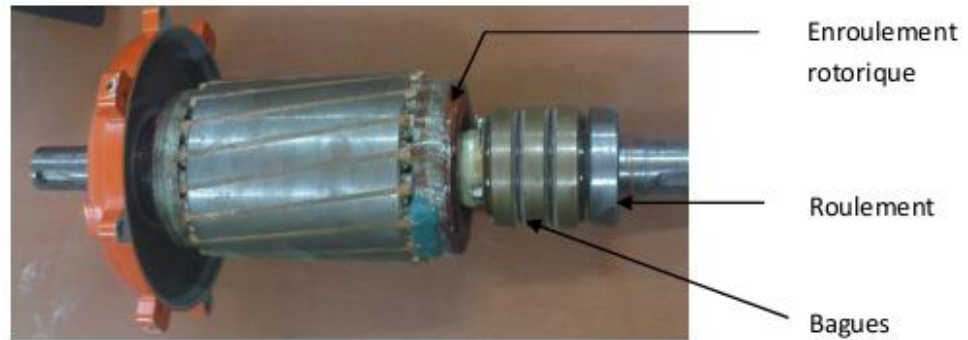


Figure I.4 : Rotor bobiné.

I.4 Principe de fonctionnement

En alimentant les trois bobines statoriques déphasées de 120 degrés ou de $2\pi/3$ rad par un système alternatif triphasé, ceci permet de créer un champ magnétique tournant dans l'espace et dans le temps, il peut être considéré comme un champ constant qui tourne à la pulsation de synchronisme [2, 3].

$$\Omega_s = \frac{\omega_s}{p} \quad [\text{rd/s}] \quad I.1$$

La vitesse à laquelle tourne ce champ magnétique dans l'entrefer est dite : **vitesse de synchronisme**, elle est directement proportionnelle à la fréquence, f , du réseau et inversement proportionnelle au nombre de paires de pôles, P .

$$N_s = 60 \frac{f}{p} \quad [\text{tr/min}] \quad I.2$$

Ce champ variable coupe les conducteurs rotoriques ; et d'après la loi de **Faraday**: $e = \frac{d\phi}{dt}$ (Tout conducteur soumis à une variation de flux est un siège d'une f.e.m), et donc une force électromotrice induite apparaît, ce qui engendre des courants induits circulants dans les conducteurs rotoriques en court-circuit.

La loi de **Lenz** ($e = -\frac{d\phi}{dt}$), explique que la f.e.m induite créé dans les conducteurs rotoriques s'oppose à la cause qui lui a donné naissance, donc elle s'oppose à la variation du flux. Et pour cela le rotor va se mettre à tourner dans la même direction que le champ statorique pour tenter de le rattraper [2, 3, 4].

La rotation du rotor est engendrée par l'apparition des forces de **Laplace** (de Lorentz, pour les Anglo-Saxons), qui sont un résultat de l'interaction entre le champ tournant et les courants induits :

$$\vec{dF} = i. \vec{dL} \wedge \vec{B} \quad I.3$$

Le rotor n'arrivera jamais à tourner à la même vitesse que le champ statorique, cet écart avec la vitesse de synchronisme joue un rôle fondamental et il est défini par un paramètre important dit : **glissement**.

$$g = \frac{\Omega_s - \Omega}{\Omega_s} = \frac{N_s - N}{N_s} \quad I.4$$

Le glissement vaut 1 au démarrage et 0 à la vitesse de synchronisme. En fonctionnement normal, il est toujours faible : 7% pour les petites machines et pour les grosses machines jusqu'à 2%.

En fonctionnement normal, la fréquence des f.e.m. et des courants rotoriques est très faible, elle est donnée en fonction du glissement :

$$f_r = g \cdot f \quad I.5$$

Avec :

f : fréquence du réseau [Hz].

ω_s : Pulsation électrique du champ tournant [rad/s].

N_s : vitesse de synchronisme [tr/min].

N : vitesse de rotation du rotor [tr/min].

Ω_s : vitesse mécanique synchrone de rotation du champ tournant [rad/s].

Ω : vitesse mécanique de rotation du rotor [rad/s].

P : nombre de paires de pôles.

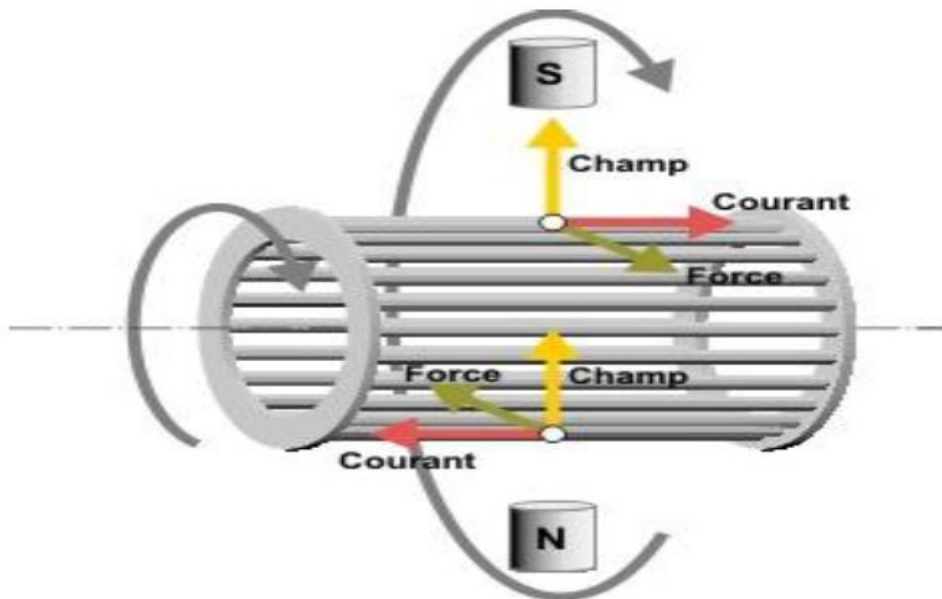


Figure I.5 : Schéma de représentation d'une machine

I.5 Classification des pertes

Les pertes d'une machine tournante peuvent être divisées en quatre grands groupes. Par ordre d'importance usuelle décroissante, on peut distinguer la classification qui suit :

I.5.1 Pertes dans le circuit électrique :

Ce sont les pertes par effet Joule induites dans les parties conductrices d'une machine parcourue par des courants. Ces pertes sont localisées dans les enroulements d'excitation du

stator, et dans la cage d'écureuil du rotor [5], elles peuvent être obtenues précisément par des calculs théoriques connaissant la résistance et le courant ou par des essais pratiques.

I.5.1.1 Pertes Joule au stator

Elles représentent les pertes ohmiques dans l'enroulement statorique, donc c'est l'énergie dissipée sous forme de chaleur, elles varient en fonction du carré des courants dans ces enroulements.

- En étoile :

$$P_{js} = 3 r I^2 \quad 1.6$$

Avec :

r : Résistance d'une phase statorique [Ω].

I : La valeur efficace du courant traversant l'enroulement statorique [A].

- En triangle :

$$P_{js} = 3 r J^2 \quad 1.7$$

Avec :

J : Courant d'une phase statorique.

I.5.1.2 Pertes Joule au rotor

Elles représentent les pertes ohmiques dans le rotor. Quelque soit à cage ou à rotor bobiné, elles sont fonction de la puissance transmise et du glissement.

$$P_{jr} = g \cdot P_{tr} \quad 1.8$$

Et pour le rotor bobiné, les pertes Joules peuvent être aussi calculées comme celles du stator.

$$P_{jr} = 3 \cdot R_r \cdot I_r^2 \quad 1.9$$

Avec :

R_r : Résistance d'une phase rotorique [Ω].

I_r : Courant efficace traversant l'enroulement rotorique [A].

g : Glissement.

P_{tr} : Puissance transmise au rotor à travers l'entrefer [W].

Dans une machine asynchrone, il existe deux effets qui peuvent faire varier la résistance électrique (donc aussi les pertes Joule): l'effet de la température et l'effet de peau.

- **Effets de la température**

La résistance électrique de la plupart des matériaux conducteurs augmente avec la température, en raison de l'agitation accrue des molécules du matériau qui gêne le passage des charges. Cette résistance dépend de la température de fonctionnement de l'enroulement selon la loi :

$$R = R_0(1 + \alpha(T - T_0)) \quad I.10$$

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.

- **Effet de peau**

L'effet de peau ou effet pelliculaire (ou plus rarement effet Kelvin) est un phénomène électromagnétique qui fait que, à fréquence élevée, le courant a tendance à ne circuler qu'en surface des conducteurs. Ce phénomène existe pour tous les conducteurs parcourus par des courants alternatifs. Il provoque la décroissance de la densité de courant à mesure que l'on s'éloigne de la périphérie du conducteur, autrement dit, la surface du passage du courant se réduit à celle d'une couronne, ce qui résulte en une augmentation de la résistance du conducteur. Cette épaisseur de la couronne δ ou dite de peau est donnée par la relation :

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \mu f}} \quad I.11$$

Avec :

ρ : Résistivité électrique du conducteur

μ : Perméabilité du conducteur qui correspond à celle du vide (conducteurs non magnétique habituellement)

f : Fréquence des courants

I.5.2 Pertes dans le circuit magnétique

Elles sont appelées aussi pertes dans le fer du fait que les matériaux utilisés par ce circuit sont habituellement à base du fer [6]. Elles représentent l'énergie consommée à cause de la présence du champ magnétique variable dans le circuit magnétique [7]. Ces pertes ne dépendent que de la tension d'alimentation U et la fréquence f . Pour une fréquence constante on peut les considérer comme proportionnelles au carré de la tension d'alimentation, indépendantes des courants. Elles représentent une part élevée des pertes totales car elles sont présentes dès que le moteur est sous tension [8], leur minimisation exige une bonne connaissance des mécanismes physiques responsables de la magnétisation du matériau et de la dissipation d'énergie associée [1].

Les pertes fer sont le résultat de deux phénomènes physiques : les pertes par hystérésis et les pertes par courant de Foucault.

I.5.2.1 Pertes par hystérésis

Ces pertes proviennent d'un phénomène d'hystérésis du champ magnétique du matériau utilisé. En effet, l'état de ce dernier dépend non seulement de la sollicitation présente (magnétisation ou démagnétisation du matériau) mais aussi de l'état précédent du champ magnétique [1,9]. Elles apparaissent par l'utilisation des matériaux magnétiques dans les machines électriques qui sont proportionnelles à la caractéristique d'hystérésis du matériau [10]. Ces pertes dépendent de la nature du matériau, de son volume, de son champ magnétique B et de la fréquence f .

Les pertes par hystérésis pour un volume V du matériau soumis localement aux champs H et B peuvent se mettre sous la forme :

$$P_h = K_h \cdot f \cdot B_{max}^2 \quad [\text{W/kg}] \quad I.12$$

Avec :

K_h : Coefficient de Steinmetz ($h = 120$ à 380).

f : Fréquence [Hz].

B_{max} : Induction maximale [T].

Lorsqu'on fait circuler régulièrement le champ magnétisant entre deux limites fixes, on constate qu'après une dizaine de cycles, l'induction finit par évoluer, elle aussi entre deux limites stables. L'ensemble décrit une courbe fermée appelée : **Cycle d'hystérésis**.

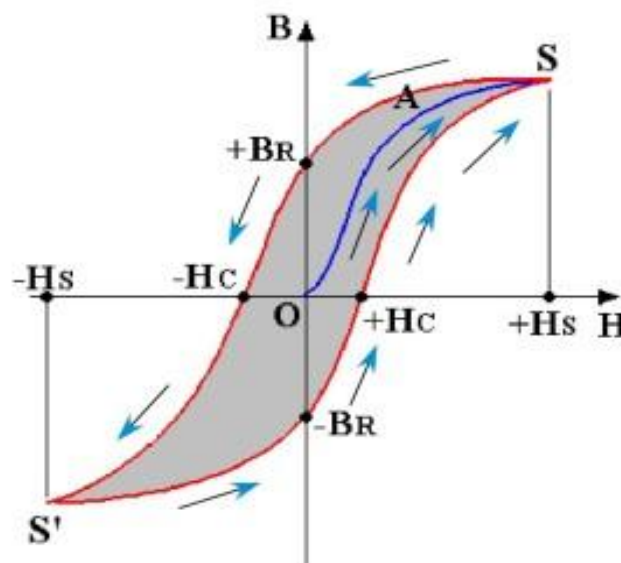


Figure I.6 : Cycle d'hystérésis d'un matériau magnétique [8].

A chaque cycle complet d'hystérésis, des pertes apparaissent. Les pertes sont dues aux frottements des domaines magnétiques durant le changement de sens sous l'effet d'un champ magnétique extérieur [11]. Ces pertes se transforment en chaleur dans le fer ce qui augmente la température de la machine [16].

I.5.2.2 Pertes par courant de Foucault

Les pertes par courant de Foucault correspondent aux pertes ohmiques issues des courants induits dans les matériaux ferromagnétiques. Ces courants ont pour origine les variations cycliques du champ magnétique dans le fer (Fig 1.2). Pour une masse donnée elles sont proportionnelles au carré de l'induction, de la fréquence ainsi que de l'épaisseur des tôles qui forment le circuit magnétique statorique [14].

Ces pertes dépendent de l'amplitude de l'induction, de la fréquence f , et de la résistivité interne du matériau magnétique ρ . Les pertes par courant de Foucault se calculent de la manière suivante :

$$P_F = K_f \cdot f^2 \cdot e^2 \cdot B_{max}^2 \quad [\text{W/kg}] \quad I.13$$

Avec :

K_f : Coefficient de pertes par courant de Foucault.

B_{max} : Induction magnétique maximale [T].

e : Epaisseur d'une tôle magnétique [m].

f : Fréquence du réseau [Hz].

I.5.3 Pertes mécaniques [12 13]

Le refroidissement naturel dans une machine électrique n'est pas suffisant, pour cela, on fait appel à un refroidissement forcé, ce dernier est assuré par un ventilateur monté en bout de l'arbre de la machine. La puissance absorbée par le ventilateur représente les pertes par ventilation et les pertes dues aux frottements sont engendrées par la résistance au mouvement à l'intérieur des paliers.

Les pertes mécaniques regroupent les pertes par frottement et par ventilation qui sont en réalité inséparables car elles sont associées à la rotation. Cependant aux basses vitesses, les pertes par ventilation sont faibles et les pertes par frottement sont estimables.

I.5.3.1 Les pertes par frottement dans les roulements

Ce sont toutes les pertes causés par frottement et qui sont dues à la rotation de la partie tournante de la machine, que ce soit entre solides ou entre solides et fluides. Ces frottements dépendent de nombreux facteurs à savoir : la charge appliquée sur le roulement, type de lubrification (graisse, barbotage ou injection d'huile), viscosité et type de géométrie du roulement [15, 16, 17, 18].

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. Le couple de frottement dans les roulements est donné par la formule suivant [19] :

$$C_f = K_r \cdot F_r \cdot R_r \quad [\text{N} \cdot \text{m}] \quad I. 14$$

Avec :

F_r : Charge radiale transmise [N].

K_r : Coefficient variant selon le type de roulement.

R_r : Rayon moyen du roulement [m].

I.5.3.2 Pertes par ventilation

On appelle pertes par ventilation la puissance absorbée par le ventilateur monté au bout d'arbre de la machine, qui est utilisé pour le refroidissement forcé de la machine.

Elles 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 mesure effectuée sur de nombreuses machines. A titre d'exemple la formule suivante donne un ordre de grandeur des pertes par ventilation:

$$P_V = 0.3 \text{ à } 0.7 (P_u V_t^2 10^{-5}) \quad I. 15$$

Avec :

P_u : Puissance utile de la machine [W].

V_t : Vitesse tangentielle du rotor [m/s].

I.5.4 Pertes supplémentaires [16]

Ce sont des pertes dues à tous les phénomènes secondaires :

➤ Conducteurs :

- ✓ Par effet de peau
- ✓ Flux de fuites d'encoches et des têtes de bobines
- ✓ Harmoniques d'espace dues aux discontinuités géométriques ($Z_{1,2}$, $m_{1,2}$: fini)
- ✓ Inclinaison d'encoches et le contact entre les barres et la tôle (courant inter-barres)

➤ Tôle :

- ✓ Par effet pelliculaire aux fréquences élevées (harmoniques de dentures)
- ✓ Par effet d'extrémités dues aux flux de fuites des têtes de bobines
- ✓ Par discontinuités géométriques (présences des encoches) (pulsation de flux et différentiel d'encoche (zigzag))
- ✓ Harmonique de temps si l'alimentation n'est pas sinusoïdale

L'estimation et la détermination expérimentale des pertes supplémentaires en charge est l'un des problèmes les plus aigus dans la caractérisation des pertes du moteur asynchrone. Elles peuvent être définies comme la différence entre les pertes totales en charge de la machine et les pertes déterminées par la méthode de séparation des pertes.

$$P_{sup} = P_{tot} - (P_f + P_{mec} + P_{jr}) \quad I.16$$

Avec :

P_{tot} : Pertes totales en charge [W].

P_f : Pertes fer [W].

P_{mec} : Pertes mécaniques [W].

P_{js} : Pertes Joules statoriques [W].

P_{jr} : Pertes Joules rotoriques [W].

Et on peut les calculer par la formule suivante (du fait qu'elles sont estimées à 0.5% de la puissance absorbée. [19])

$$P_{sup} = 0.5\% \cdot P_a \quad I.17$$

Avec :

P_a : Puissance absorbée [W].

Le diagramme ci-dessous illustre les différentes pertes dans un moteur asynchrone à cage :

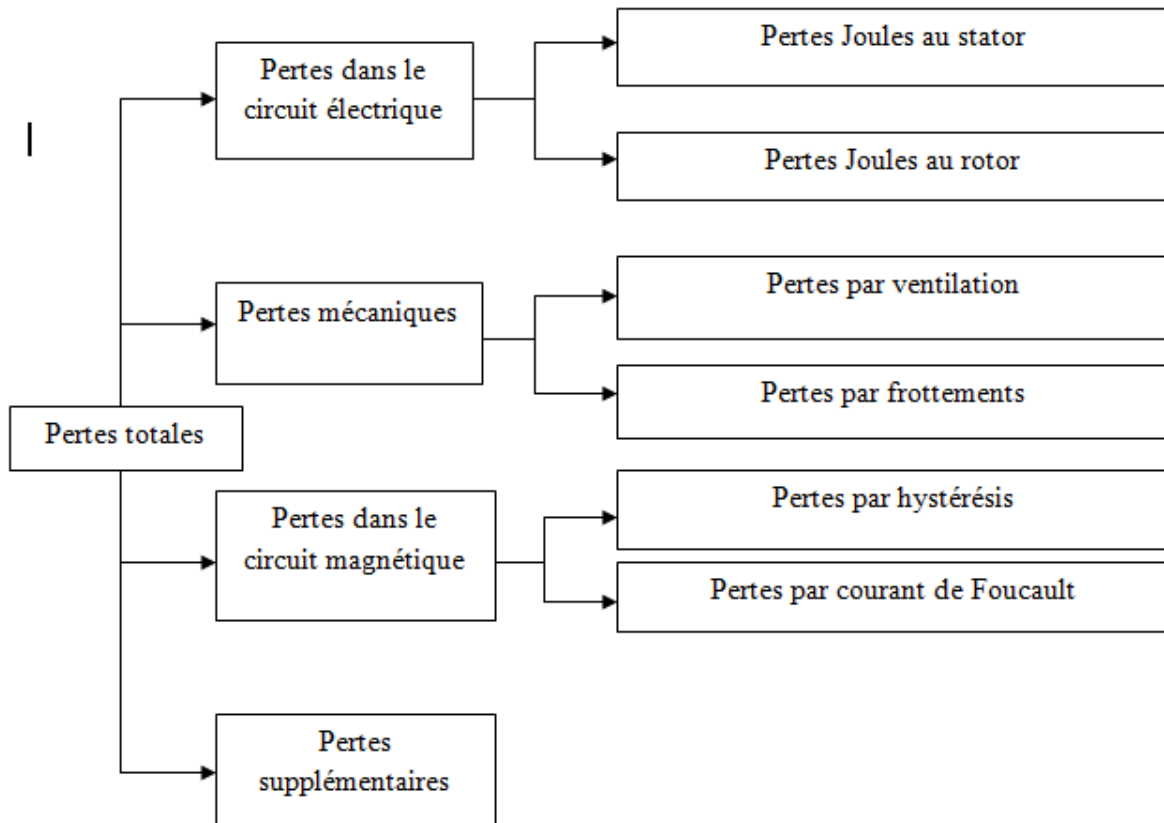


Figure I.7 : Séparation des pertes dans le moteur asynchrone.

I.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le moteur asynchrone du point de vue construction, et de son principe de fonctionnement.

Nous avons vu que le moteur asynchrone comprend essentiellement un stator fixe et un rotor tournant. Ces deux parties sont le siège de la transformation de l'énergie, cette transformation s'accompagne par des pertes d'énergie.

Une connaissance exacte de la distribution des pertes est indispensable pour le calcul de l'élévation de la température, qui forme l'un des objets majeurs de la modélisation thermique qui fera l'objet d'un prochain chapitre.

Chapitre II

Calcul des pertes d'une machine asynchrone par la méthode de dimensionnement et le circuit électrique équivalent classique

II.1 Introduction

Afin d'estimer les températures dans une machine électrique, en particulier dans une machine asynchrone, on utilisant un modèle thermique, il est indispensable de connaître les différentes pertes qui y sont engendrées. Pour cela, nous utilisons deux méthodes pour estimer ces pertes : la méthode de dimensionnement et la méthode du circuit électrique équivalent. Ceci est l'objet de ce qui suit.

II.2 Calcul des pertes par la méthode de dimensionnement

II.2.1 Pertes électrique

On distingue les pertes joules statoriques et rotoriques.

a) Pertes joule statoriques

Elles sont données par la formule suivante :

$$P_{js} = m_1 \cdot R_1 \cdot I_1^2 \quad II.1$$

Avec :

P_{js} : Pertes par effet joule au stator [W].

R_1 : Résistance d'une phase statorique [Ω].

I_1 : Le courant dans une phase statorique [A].

m_1 : Nombre de phase statorique.

b) Pertes joule rotoriques

Elles sont données par la formule suivante :

$$P_{jr} = m_2 \cdot R_2 \cdot I_2^2 \quad II.2$$

Avec :

P_{jr} : Pertes joules au rotor [W].

R_2 : Résistance la phase rotorique [Ω].

I_2 : Le courant dans la barre rotorique [A].

m_2 : Nombre de phase rotorique.

Les grandeurs électriques R_1 , I_1 , R_2 et I_2 sont calculées suivant le cahier de charge (plaque signalétique) voir annexe (B).

II.2.2 Pertes magnétiques

Ce sont des pertes par Hystérésis et par courant de Foucault dues aux flux principal, une grande partie de ces pertes se dissipent au niveau des dents et de la culasse statorique. Dans le rotor, ces pertes sont négligeables à cause de la faible fréquence de la variation du flux au régime nominal.

a) Pertes fer

Les pertes fer sont la somme des pertes par hystérésis qui résultent de la transformation de l'organisation de la matière sous l'effet de la variation en intensité et en direction du champ magnétique appliqué, et les pertes par courant de Foucault qui sont dues aux courants créés dans la tôle par la f.e.m.

$$P_f = P_{10(50Hz)} \cdot (f_1/50)^\beta \cdot B_{c1}^2 \quad II.3$$

Avec :

P_f : Pertes spécifiques dans les tôles d'acier [W].

B_{c1} : Induction magnétique dans la culasse du stator [T].

β : Indice de puissance.

b) Pertes dans la culasse statorique

On obtient les pertes dans la culasse statorique par la multiplication des pertes spécifiques calculées par une induction B_{c1max} (induction maximale dans la culasse) par la masse d'acier de la culasse, mais en tenant compte de la magnétisation qui est elliptique sur la frontière avec la couche des dents et pulsative sur la périphérie et de l'influence de l'usinage de l'isolation des tôles dans la culasse en introduisant le coefficient de majoration.

$$P_{fc1} = P_{10(50Hz)} \cdot (f/50)^\beta \cdot K_{dc} \cdot G_{c1} \cdot B_{c1max}^2 \quad II.4$$

Avec :

K_{dc} : Coefficient total de majoration des pertes tenant compte de l'imperfection de la technologie. Voir l'annexe (B). $K_{dc} = (1,3 \div 1,7)$

$P_{10(50Hz)}$: Pertes spécifiques dans les tôles d'acier.

G_{c1} : Le poids total de la culasse.

B_{c1max} : Induction maximale dans la culasse statorique.

c) Pertes dans les dents statoriques

Les dents sont soumises à une magnétisation pulsatoire. On a donc ici à tenir compte seulement de l'augmentation des pertes dues à l'usinage des dents et des pertes liées aux harmoniques supérieurs de l'induction.

Les pertes dans les dents sont calculées par la relation suivante :

$$P_{fz1} = K_{dz} \cdot B_{z1max}^2 \cdot G_{z1} \cdot P_{10(50Hz)} \cdot (f_1/50)^\beta \quad II.5$$

Avec :

G_{z1} : Poids total des dents

K_{dz} : Coefficient de majoration des pertes (coefficient des pertes supplémentaires)

$$K_{dz} = (1,7 \div 1,8)$$

B_{z1max} : Induction maximale dans les dents statoriques,

Enfin, les pertes principales sont données par la somme des pertes dans la culasse et dans les dents statoriques et sont calculées par la formule suivante :

$$P_{acp} = P_{fc1} + P_{fz1} \quad II.6$$

II.2.3 Pertes magnétiques supplémentaires d'acier

Les pertes supplémentaires sont les pertes à la surface du rotor et les pertes par harmonique du flux dans les dents statoriques et rotoriques.

$$P_{acsup} = P_{sr} + P_{pul} \quad II.7$$

a) Pertes à la surface du rotor (pertes superficielles) :

Les pertes superficielles apparaissent à la surface du rotor par la présence d'encoche ouverte du stator :

$$P_{sr} = P_{sr2} (t_2 - b_{f2}) \cdot l_i \cdot Z_2 \cdot 10^{-6} \quad II.8$$

$$P_{sr2} = 0,5 \cdot K_{02} \left(\frac{Z_1 \cdot N_s}{10^4} \right)^{3/2} \cdot (B_{02} \cdot t_1)^2 \quad II.9$$

Avec :

$$K_{02} = 0,98$$

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

K_{02} : Coefficient en fonction du diamètre extérieur.

$$B_{02} = \beta_{02} \cdot K_{\delta} \cdot B_{\delta}$$

$$B_{02} = 0,12$$

Z_1 : Nombre d'encoches statoriques.

N_s : Vitesse de synchronisme [tr/min].

t_2 : Pas dentaire.

B_{δ} : Induction dans l'entrefer.

K_{δ} : Coefficient de Carter déterminé à partir de l'abaque.

β_{02} : Coefficient déterminé à partir de l'abaque.

l_i : Longueur de l'induit.

b) Pertes par harmonique du flux dans les dents :

Par la présence des encoches statoriques et rotoriques, l'induction dans les dents varie avec la position respective de celui-ci. Les oscillations du flux dans les dents, consécutives à ce phénomène, créent des pertes supplémentaires ou pertes par pulsation du flux qui sont données par l'expression suivante :

$$P_{pul} = 0,11 \left[\left(\frac{Z_1 \cdot N_s}{10^3} \right) B_{pul2} \right]^2 \cdot G_{z2} \quad II. 10$$

$$B_{pul2} = \left[\frac{\gamma_1 \cdot \delta \cdot B_{z2max}}{2 \cdot t_2} \right] \quad II. 11$$

$$\gamma_1 = \frac{\left(\frac{b_{f1}}{\delta} \right)^2}{5 + \frac{b_{f1}}{\delta}} \quad II. 12$$

$$G_{z2} = Z_2 \cdot h_{c2} \cdot b_{z2} \cdot l_i \cdot K_{fer} \cdot \gamma_c \cdot 10^{-9} \quad II. 13$$

Avec :

B_{z2max} : Induction de l'encoche rotorique.

G_{z2} : La masse totale des dents rotoriques.

δ : Epaisseur de l'entrefer.

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

II.2.4 Pertes totales dans l'acier

Les pertes totales dans l'acier sont égales à la somme des pertes principales dans l'acier et des pertes supplémentaires dans l'acier, elles sont calculées par la relation suivante :

$$\sum P_{ac} = P_{acp} + P_{acsup} \quad II.14$$

II.2.5 Pertes mécaniques

Elles sont données par l'expression suivante :

$$P_{mec} = K_t \left(\frac{N_s}{10} \right)^2 \cdot (D_{1ext} \cdot 10^{-3})^4 \quad II.15$$

Avec :

K_t : Facteur de majoration, il est donné en fonction du nombre de paires de pôles et diamètre extérieur du rotor.

$$K_t = 1.3(1 - D_{2ext}) \quad \text{Pour} \quad 0.1 \leq D_{2ext} \leq 0.5 \text{ m}$$

$$\text{Dans notre cas :} \quad \text{Pour} \quad 2p=2 \quad K_t=1$$

D_{2ext} : Diamètre extérieur du rotor.

N_s : Vitesse de rotation synchrone [tr/min].

II.2.5 Les pertes supplémentaires

Elles sont dues au champ de fuite dans les encoches et dans les têtes de bobines.

$$P_{sup} = 0,005 (P_{2nom} \cdot 10^3) / \eta_n \quad II.16$$

Avec :

P_{2nom} : Puissance utile [W].

η_n : Rendement nominal.

II.2.6 Pertes totales de la machine

Les pertes totales de la machine sont données par la formule suivante :

$$P_T = P_{js} + P_{jr} + P_{mec} + P_{sup} + \sum P_{ac} \quad II.17$$

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

• Le rendement

Le rendement du moteur est le rapport entre la puissance utile et la puissance absorbée, il est donné par la formule suivante :

$$\eta = P_2/P_1 = P_2/(P_2 + P_T) \quad II.18$$

II.3 Calcul des pertes par la méthode du circuit équivalent

Dans cette partie de ce chapitre, on présente la deuxième méthode de calcul des pertes en utilisant le schéma électrique équivalent, en déterminant préalablement les paramètres du moteur asynchrone étudié par différents essais.

II.3.1 Essais à effectuer

On aura besoin de :

- 1) Un essai à courant continu pour déterminer la résistance statorique.
- 2) Un essai à vide.
- 3) Un essai à rotor bloqué.

II.3.2 Le schéma électrique équivalent

Dans notre travail, on a choisit le schéma électrique en T avec toutes les grandeurs secondaires (rotor) ramenées au primaire (stator) avec prise en compte des pertes fer, par rapport à sa simplicité et sa précision [1, 20].

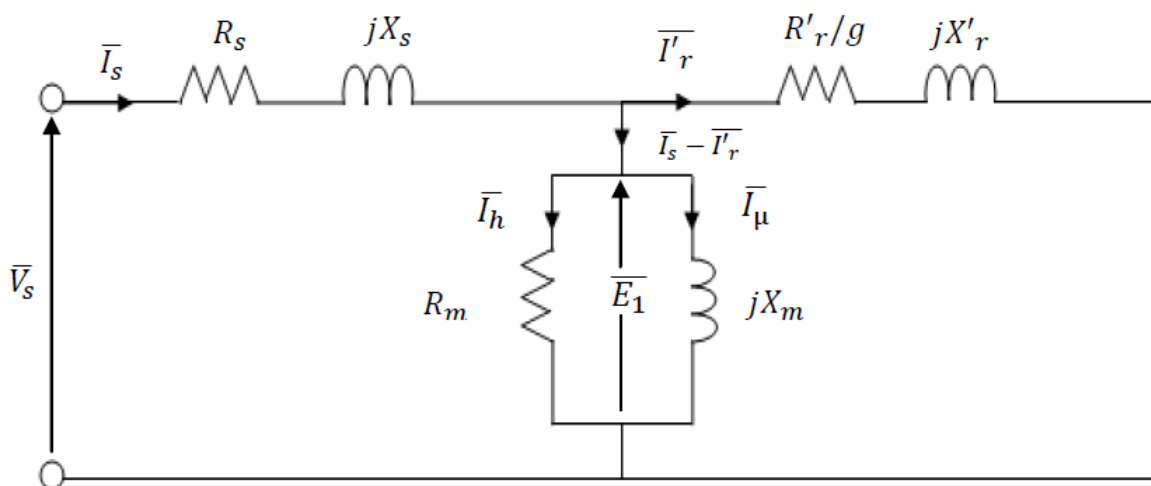


Figure II.1 : Schéma électrique équivalent ramené au stator de la MAS.

II.3.3 Détermination de la résistance statorique R_s

La mesure de la résistance est faite par la méthode Volt-Ampèremétrique, réalisée sur les trois phases du moteur. Cet essai nécessite une source d'alimentation en courant continu, un voltmètre et un ampèremètre afin de mesurer respectivement la tension et le courant qui caractérisent la résistance suivant la loi d'Ohm :

$$R_s = \frac{U}{I} \quad [\Omega]$$

II.19

Il faut prendre plusieurs mesures pour différentes valeurs de tension. La résistance statorique sera la moyenne de ces résistances mesurées.

En tenant compte de l'écart entre la valeur mesurée et la valeur moyenne, qui ne doit pas dépasser une erreur supérieure à 5% [2, 20].

II.3.4 Essai à vide

Dans cet essai, le moteur n'est pas accordé à une charge, on alimente le moteur sous différentes tensions et nous relevons les mesures suivantes :

- Tension d'alimentation V_0 en [V].
- Courant absorbé à vide I_0 en [A].
- Puissance absorbée à vide P_0 en [W].
- Vitesse de rotation N en [tr/min].

Le glissement g_0 obtenu à vide n'est pas faible, surtout pour les moteurs de grandes puissances et le couple n'est pas réellement nul puisque le moteur doit vaincre ses propres frottements ; c'est pour cela que le glissement n'est pas vraiment nul. Cependant la résistance fictive $\frac{R_r'}{g}$ est très grande devant les autres impédances et ce qui mène à un courant I_r' qui est négligeable devant le courant I_0 [2, 20].

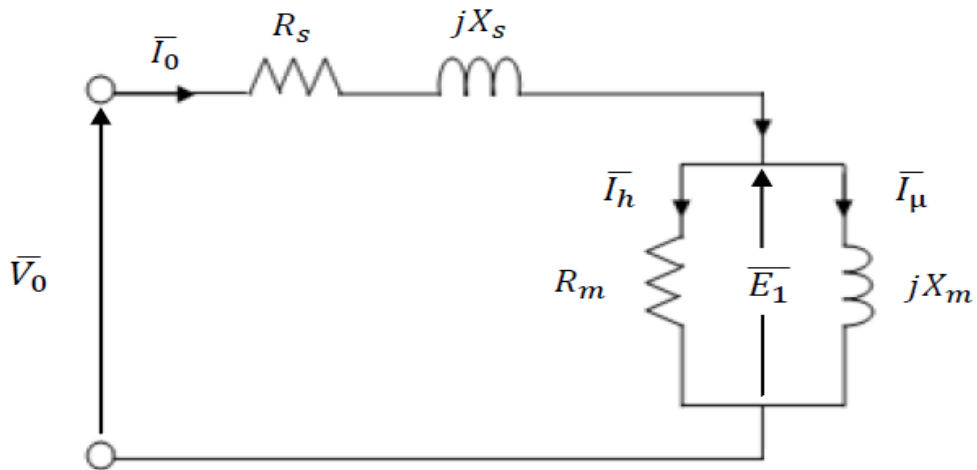


Figure II.2 : Schéma électrique équivalent à vide.

II.3.5 Détermination des pertes fer et des pertes mécaniques

La puissance électrique absorbée à vide P_0 correspond à la somme des pertes dans le fer du stator P_{fs} , les pertes par effet joule dans le stator P_{js} et les pertes mécaniques P_{mec} .

$$P_0 = 3R_1 \cdot I_0^2 + P_{fer} + P_{mec} \quad [W] \tag{II.20}$$

$$P_0 - 3R_1 \cdot I_0^2 = P_{fer} + P_{mec} \quad [W] \tag{II.21}$$

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

En variant la tension d'alimentation de 0 jusqu'à la valeur nominale et connaissant les valeurs de I_0 et P_0 qui peuvent être mesurées respectivement à l'aide d'un ampèremètre et d'un wattmètre, on trace par la suite la courbe définie comme suit :

$$P_0 - 3R_s \cdot I_0^2 = f(V_{s0}^2) \quad II.22$$

Qui est une droite, le prolongement de cette droite jusqu'à couper l'axe des Y ($V=0$) nous donne la valeur des pertes mécaniques P_{mec} . Pour $V_0 = V_n$ on aura les pertes fer.

$$P_{fer} = P_0 - 3R_s \cdot I_0^2 - P_{mec} \quad [W] \quad II.23$$

Ces pertes sont considérées constantes en régime nominal.

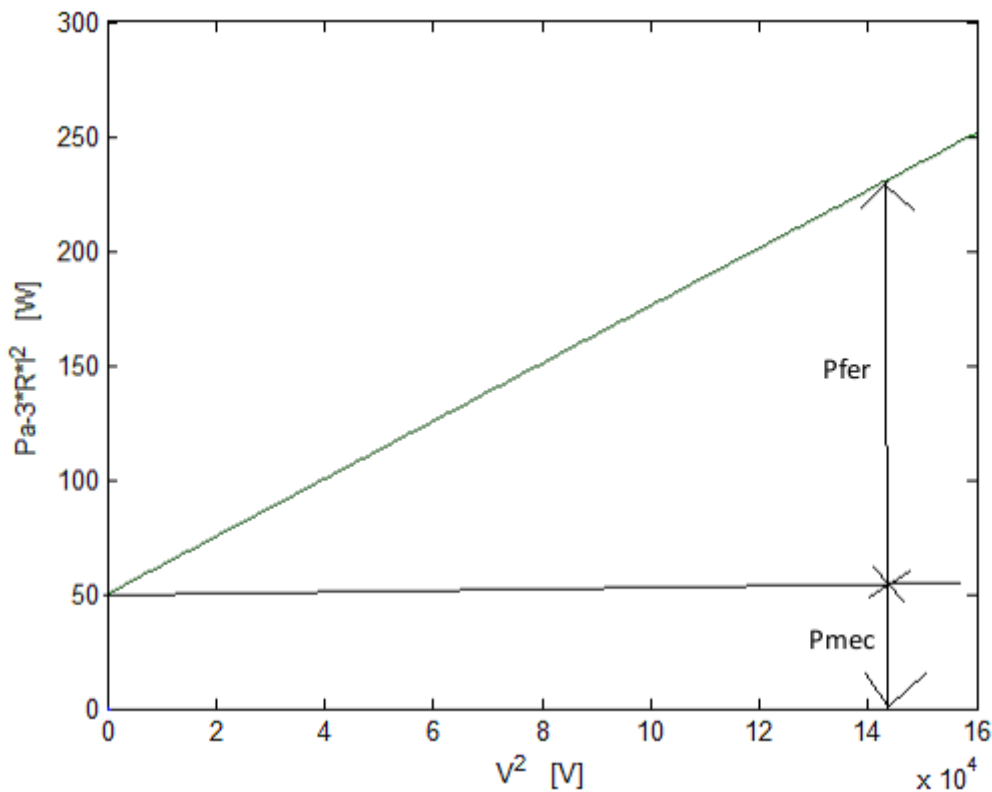


Figure II.3 : Courbe des pertes fer et pertes mécaniques.

Quand on fait prolonger la droite vers l'axe des ordonnées ($V=0$) on aura les pertes mécaniques $P_{mec} = 50 [W]$.

Au régime nominal $V = V_n = 380V$ les pertes fer $P_{fer} = 182[W]$.

II.3.6 Détermination de R_m et X_m

L'équation électrique qui régit le schéma équivalent à vide est la suivante :

$$\bar{V}_0 = (R_1 + jX_s) \cdot \bar{I}_0 + \bar{E}_1 \quad II.24$$

$$\bar{E}_1 = \bar{V}_0 - (R_1 + jX_s) \cdot \bar{I}_0 \quad II.25$$

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

Avec :

$$\overline{E}_1 = R_m \cdot \overline{I}_h = X_m \cdot \overline{I}_\mu \quad II.26$$

$$\begin{cases} I_h = I_0 \cdot \cos \varphi_0 \\ I_\mu = I_0 \cdot \sin \varphi_0 \end{cases} \quad II.27$$

- **Facteur de puissance à vide :**

$$P_0 = \sqrt{3} \cdot V_0 \cdot I_0 \cdot \cos \varphi_0 \quad II.28$$

$$\cos \varphi_0 = \frac{P_0}{\sqrt{3} \cdot V_0 \cdot I_0} \quad II.29$$

Avec :

V_0 : Tension nominale à vide [V].

P_0 et I_0 : Ils sont mesurés pour la valeur nominale de V_0 en [W.A].

- **Résistance magnétisante R_m :**

$$\text{A vide : } \begin{cases} P_{fer} = 3R_m \cdot I_h^2 \\ E_1 = R_m \cdot I_h \end{cases} \quad II.30$$

D'où :

$$R_m = \frac{3E_1^2}{P_{fer}} \quad II.31$$

- **Réactance magnétisante X_m :**

$$\overline{E}_1 = X_m \cdot \overline{I}_\mu \quad II.32$$

$$X_m = \frac{\overline{E}_1}{\overline{I}_\mu} \quad II.33$$

D'où :

$$X_m = \frac{E_1}{I_0 \cdot \sin \varphi_0} \quad II.34$$

II.3.7 Essai à rotor bloqué

Dans cet essai, on bloque le rotor afin d'empêcher sa rotation ($\Omega=0$, $g=1$).

On alimente le moteur sous tension réduite de façon à ne pas dépasser le courant nominal et on mesure :

- Tension nominale d'alimentation V_{cc} [V]
- Courant nominale statorique I_{cc} [A]
- Puissance nominale absorbée P_{cc} [W]

L'essai à rotor bloqué, appelé aussi essai en court-circuit car le courant absorbé par le moteur est très élevé. Le courant magnétisant est négligeable par rapport au courant I_{cc} , d'où le schéma électrique équivalent en court-circuit suivant :

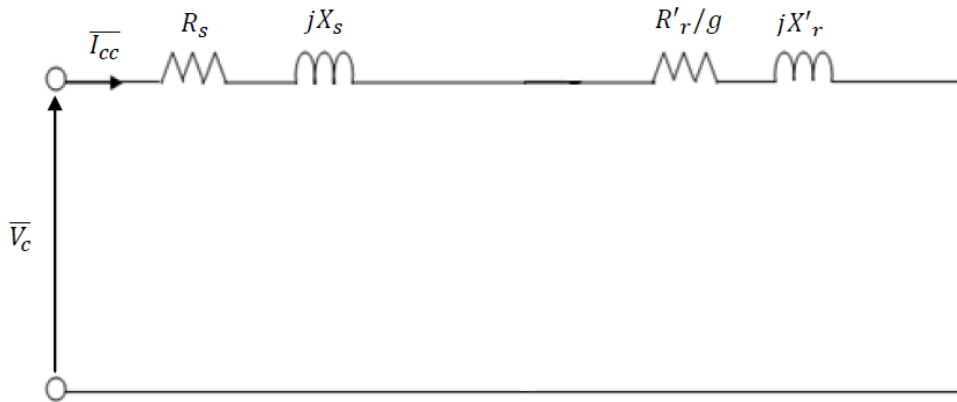


Figure II.4 : Schéma équivalent en court-circuit.

II.3.7.1 Expression de la résistance R'_r

La puissance électrique absorbée à rotor bloqué P_{cc} correspond à la somme des pertes par effet joule dans le stator P_{js} et les pertes par effet joule au rotor P_{jr} .

$$P_{cc} = 3(R_1 + R'_r) \cdot I_{cc}^2 \tag{II.35}$$

D'où :

$$R'_r = \frac{P_{cc}}{3 \cdot I_{cc}^2} - R_1 \tag{II.36}$$

II.3.7.2 Expression de la réactance de fuite

L'impédance vue aux bornes de la tension d'alimentation est :

$$Z_{cc} = \frac{\bar{V}_{cc}}{I_{cc}} \tag{II.37}$$

Avec :

$$Z_{cc} = (R_s + R'_r) + j(X_s + X'_r) \tag{II.38}$$

On note que :

$$R_{cc} = (R_s + R'_r) \tag{II.39}$$

$$X_{cc} = (X_s + X'_r) \tag{II.40}$$

- **Facteur de puissance en court-circuit**

$$P_{cc} = \sqrt{3} \cdot V_{cc} \cdot I_{cc} \cdot \cos \varphi_{cc} \tag{II.41}$$

D'où :

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

$$\cos \varphi_{cc} = \frac{P_{cc}}{\sqrt{3} \cdot V_{cc} \cdot I_{cc}} \quad II.42$$

On peut écrire aussi :

$$R_{cc} = Z_{cc} \cdot \cos \varphi_{cc} \quad II.43$$

$$X_{cc} = Z_{cc} \cdot \sin \varphi_{cc} \quad II.44$$

Puisque :

$$Z_{cc} = \sqrt{R_{cc}^2 + X_{cc}^2} \quad II.45$$

Donc :

$$X_{cc} = \sqrt{Z_{cc}^2 - R_{cc}^2} \quad II.46$$

Pour les moteurs bobinés et les moteurs à cage de petites puissances, la réactance de fuite statorique est égale à celle rotorique, mais pour les moteurs de grande puissance le rapport $\frac{X_s}{X_r}$ est donné par le constructeur.

$$X_s = X_r' = \frac{1}{2} \cdot X_{cc} \quad II.47$$

$$X_s = X_r' = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{Z_{cc}^2 - (R_1 + R_r')^2} \quad II.48$$

II.4 Résultats obtenus avec les deux méthodes utilisées

Les résultats des pertes obtenus avec les deux méthodes (méthode de dimensionnement et circuit équivalent) pour le régime de fonctionnement nominal de la machine sont illustrés dans le tableau ci-dessous.

Nous signalons que ces calculs sont effectués à l'aide de logiciel MATHCAD et MATLAB, respectivement, pour la méthode de dimensionnement et celle de circuit électrique équivalent.

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

Les pertes de la machine	Le symbole	Les résultats du calcul	L'unité
Pertes mécanique	P_{mec}	11.055	W
les pertes dans la culasse statorique	P_{fc1}	49.712	W
Les pertes dans les dents statorique	P_{fz1}	28.39	W
les pertes principales dans le fer	P_{acp}	78.103	W
Les pertes à la surface du rotor	P_{sr}	2.473	W
les pertes joule statorique	P_{js}	306.1	W
Pertes Joules rotorique	P_{jr}	176.614	W
Les pertes magnétiques supplémentaires d'acier	P_{acsup}	22.231	W
Les pertes totales dans l'acier	$P_{ac\Sigma}$	100.334	W
Les pertes supplémentaires	P_{sup}	14.103	W
Les pertes totales du moteur	P_{tot}	608.205	W
Le rendement	η	0.783	%

Tableau II.1 : Les résultats des calculs de la méthode de dimensionnement

Les différentes pertes citées dans la table (II.1) pour le cas de la méthode de circuit électrique équivalent sont calculées à partir des paramètres électriques de la machine identifiés. Ils sont représentés dans le tableau (II.2).

Paramètres	R_s [Ω]	X_m [Ω]	X_s [Ω]	X'_r [Ω]	R_m [Ω]	R'_r [Ω]	$P_{fer}(W)$	$P_{mec}(W)$
Valeurs	8.37	117.698	20.114	20.114	$3.61 \cdot 10^3$	8.074	182	50

Tableau II.2 : Valeurs des paramètres du circuit électrique équivalent.

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

II.5 Expression des caractéristiques du moteur asynchrone obtenu à partir du schéma équivalent

II.5.1 Expression des différentes impédances du schéma équivalent

L'expression de l'impédance globale ou impédance d'entrée du schéma équivalent est donnée par :

$$\overline{Z}_e = \overline{Z}_1 + \frac{\overline{Z}_2 \cdot \overline{Z}_m}{\overline{Z}_2 + \overline{Z}_m} \quad [\Omega] \quad II.49$$

Avec :

$$\overline{Z}_1 = R_1 + jX_s \quad \text{Impédance d'une phase de l'enroulement statorique } [\Omega].$$

$$\overline{Z}_2 = \frac{R_r'}{g} + jX_r' \quad \text{Impédance d'une phase de l'enroulement rotorique } [\Omega].$$

$$\overline{Z}_m = \frac{jR_m \cdot X_m}{R_m + jX_m} \quad \text{Impédance équivalente de la branche magnétisante } [\Omega].$$

II.5.2 Expression du courant primaire I_s

$$\overline{I}_s = \frac{\overline{V}_s}{\overline{Z}_e} \quad II.50$$

II.5.3 Expression du courant secondaire ramené au stator

En appliquant le diviseur de courant, on trouve :

$$\overline{I}_r' = \frac{\overline{Z}_m}{\overline{Z}_2 + \overline{Z}_m} \cdot \overline{I}_s \quad II.51$$

Remplaçant \overline{I}_s par son expression trouvée précédemment :

$$\overline{I}_r' = \frac{\overline{Z}_m}{(\overline{Z}_2 + \overline{Z}_m) \cdot (\overline{Z}_1 + \frac{\overline{Z}_2 \cdot \overline{Z}_m}{\overline{Z}_2 + \overline{Z}_m})} \cdot \overline{V}_s \quad II.52$$

II.5.4 Expression du courant magnétisant

En appliquant le diviseur de courant, on trouve :

$$\overline{I}_m = \frac{\overline{Z}_2}{\overline{Z}_2 + \overline{Z}_m} \cdot \overline{I}_s \quad II.53$$

Remplaçant \overline{I}_s par son expression trouvée précédemment :

$$\overline{I}_m = \frac{\overline{Z}_2}{(\overline{Z}_2 + \overline{Z}_m) \cdot (\overline{Z}_1 + \frac{\overline{Z}_2 \cdot \overline{Z}_m}{\overline{Z}_2 + \overline{Z}_m})} \cdot \overline{V}_s \quad II.54$$

II.5.5 Expression du facteur de puissance

On sait que :

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

$$\overline{Z}_2 = R_e(Z_e) + I_m(Z_e) \quad II.55$$

$$\overline{Z}_2 = \frac{\overline{V}_s}{I_s} \quad II.56$$

D'où :

$$|\overline{Z}_e| = \frac{|\overline{V}_s|}{|I_s|} \quad II.57$$

$$\cos \varphi = \frac{R_e(Z_e)}{|\overline{Z}_e|} \quad II.58$$

Donc :

$$\cos \varphi = \frac{R_e(Z_e) \cdot |I_s|}{|\overline{V}_s|} \quad II.59$$

Avec :

R_e : Partie réelle de l'impédance Z_e .

I_m : Partie imaginaire de l'impédance Z_e .

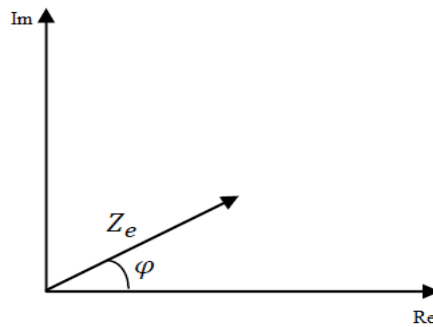


Figure II.5 : Présentation trigonométrique de l'impédance Z_e .

II.5.6 Expression de la puissance absorbée

$$P_{ab} = 3 \cdot |\overline{V}_s| \cdot |I_s| \cdot \cos \varphi \quad [W] \quad II.60$$

II.5.7 Expression de la puissance transmise

C'est la puissance transmise au rotor :

$$P_{tr} = P_{ab} - P_{js} - P_{fs} \quad [W] \quad II.61$$

II.5.8 Expression de la puissance utile

C'est la puissance transmise à la charge :

$$P_u = P_{ab} - (P_{js} + P_{jr} + P_{fer} + P_{mec}) \quad [W] \quad II.62$$

Chapitre II Calcul des pertes d'une machine asynchrone

II.5.9 Expression du couple électromagnétique

$$C_{em} = \frac{P_{tr}}{\Omega_s} \quad [N.m] \quad II.63$$

II.5.10 Expression du couple utile

$$C_u = \frac{P_u}{\Omega} \quad [N.m] \quad II.64$$

II.5.11 Expression du rendement

$$\eta = \frac{P_u}{P_{ab}} \quad II.65$$

II.6 Conclusion

La première méthode utilisée consiste à calculer les différentes pertes en se rabattant sur les dimensions géométriques et électriques (plaque signalétique) fournies par le constructeur.

La deuxième méthode permet de déterminer les différentes pertes se basant sur les paramètres identifiés par le schéma électrique équivalent en (T) ramené au stator, et en utilisant l'essai à vide et l'essai en court-circuit.

Chapitre III

Modélisation thermique de la machine asynchrone

II.1 Introduction

La conversion de l'énergie électromécanique dans les machines électriques s'accompagne de pertes (électromagnétiques et mécaniques) qui se transforment en énergie calorifique. Ceci se traduit par des élévations de température à l'intérieur de la machine. Le transfert de chaleur se fait essentiellement par conduction thermique des parties actives internes vers le milieu ambiant où la chaleur est cédée par convection et rayonnement.

L'échauffement de la machine est d'autant plus important, quand l'aptitude de la machine à céder de la chaleur vers l'extérieur est plus faible. Pour réduire son importance, il est nécessaire d'installer des systèmes de refroidissement efficaces pour faciliter les échanges thermiques.

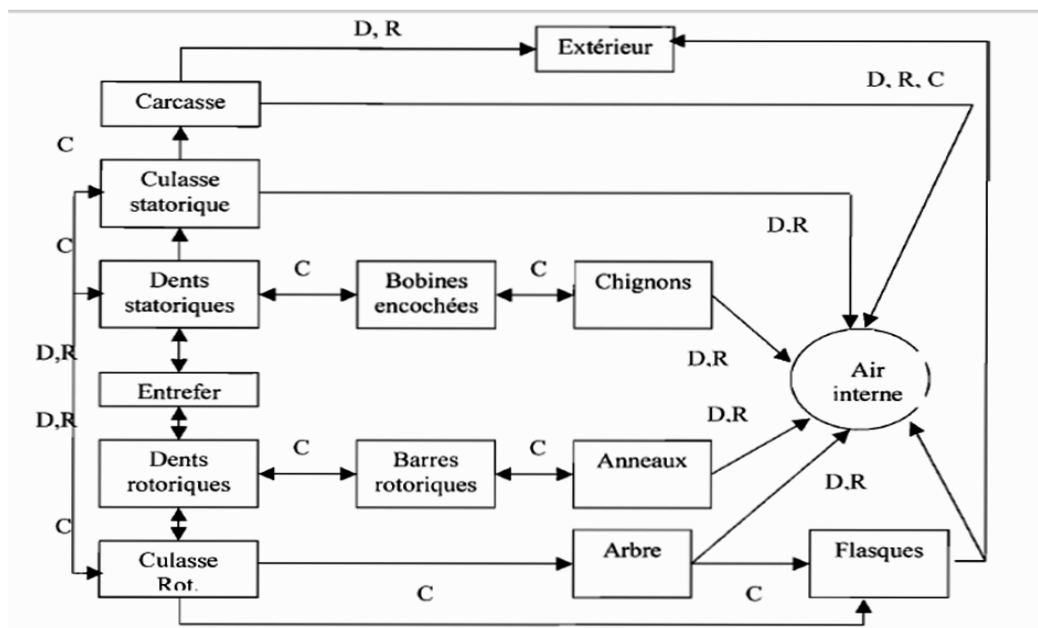
Dans ce chapitre, nous commençons par donner une brève description des divers modes de transmission de la chaleur ainsi que les lois qui les régissent.

Nous présentons aussi les principales méthodes d'étude du comportement thermiques des machines électriques, et en particulier, les machines asynchrone qui feront l'objet de notre étude.

III.2 Les différents modes de transfert de chaleur

Les machines électriques sont le siège de nombreuses sources de chaleur de différentes origines et localisations. L'évacuation de ces sources de chaleur vers l'extérieur s'effectue principalement par trois modes de transfert. [21]

- Conduction thermique ;
- Convection thermique ;
- Rayonnement thermique ;



C : Conduction, D : Convection, R : Rayonnement

Figure III.1 : Carte générale d'échanges thermiques d'un moteur asynchrone à cage. [22]

III.2.1 Transfert de chaleur par conduction

La conduction thermique est un transfert de chaleur à travers deux corps solides sans déplacement de matière. Cette chaleur se propage suivant des lignes de flux orthogonales à des surfaces isothermes.

La loi fondamentale de la conduction thermique a été énoncée par Fourier, elle permet de relier la densité du flux de chaleur au gradient de température :

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

Avec :

φ : densité du flux de chaleur [W/m²].

λ : conductivité thermique [W/m°C].

T : température [°C].

III.2.1.1 Conductivité thermique

La conductivité thermique s'appelle aussi coefficient de conduction thermique est une propriété liée à la structure physico-chimique de la matière (solide, liquide ou gaz). Elle représente une grandeur thermo-physique importante caractéristique pour chaque substance, qui joue un rôle extrêmement important pour le transfert thermique.

La conductivité thermique définit la nature du matériau, conducteur ou isolant. En effet, plus la valeur de la conductivité thermique est importante, plus le matériau est bon conducteur de la chaleur. Les solides sont généralement plus conducteurs de chaleur par rapport aux liquides. la conductivité thermique des gaz est souvent très faible. La valeur de la conductivité thermique dépend essentiellement de la nature du matériau et de la température.

Dans de nombreux cas pratiques, lorsque les écarts de température ne sont pas trop élevés, on peut considérer avec une précision suffisante λ comme une constante pour un milieu donné.

Le signe (-) de la relation de Fourier ($\varphi = -\lambda \overrightarrow{\text{grad}}(T)$) traduit le fait que l'échange de chaleur se fait du corps chaud vers le corps froid.

A partir de la loi de Fourier, on peut définir la conductivité thermique par la relation qui permet de saisir sa signification physique :

$$\lambda = \frac{\overline{\varphi}}{\text{grad}T} \quad \text{III. 2}$$

Elle représente du point de vue numérique l'énergie-chaleur transférée par unité de surface isotherme, dans une unité de temps sous un gradient de température unitaire.

III.2.1.2 Résistance thermique

La loi de Fourier ($\varphi = -\lambda \overrightarrow{grad}(T)$) est analogue à la loi $\vec{j} = -\sigma \overrightarrow{grad}V$ de l'électrocinétique. On peut donc définir l'expression de la "résistance thermique" par analogie avec la loi d'ohm:

$$R = \frac{x}{\lambda \cdot S} = \frac{\Delta T}{\phi} \tag{III.3}$$

Avec :

- x : longueur du trajet du flux de chaleur [m].
- S : section traversée par le flux de chaleur [m²].
- ΔT : Différence de température [°C].
- ϕ : Flux d'énergie transmis [W].

Pour différentes géométries, on considère une section moyenne. Dans ce cas, la résistance thermique s'écrit ainsi :

$$R = \frac{x}{\lambda \cdot S_{moy}} \tag{III.4}$$

Pour un cylindre : $S_{moy} = \frac{S_2 - S_1}{\log(S_2/S_1)}$ est la moyenne logarithmique des deux surfaces interne et externe.

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

Dans la mesure où les trajets des flux thermiques sont identifiés, on peut associer des résistances thermiques en série et/ou en parallèle pour traiter des problèmes largement hétérogènes.

- **Association série**

La conductivité thermique est déduite de la relation suivante :

$$\frac{x}{\lambda_{eq} \cdot S} = \sum \frac{x_i}{\lambda_i \cdot S_i} \tag{III.5}$$

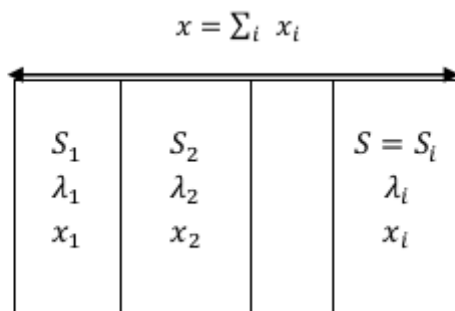


Figure III.2 : Association série

- **Association parallèle**

La conductivité thermique est déduite de la relation suivante :

$$\lambda_{eq} \cdot \frac{S}{x} = \sum \frac{\lambda_i \cdot S_i}{x_i} \tag{III.6}$$

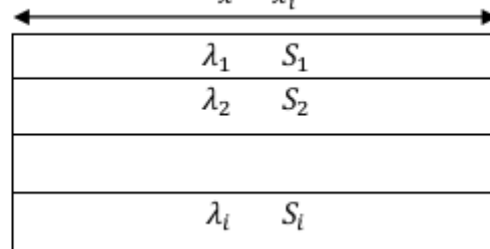


Figure III.3 : Association parallèle.

III.2.1.3 Résistance thermique de contact

La formation d'interface solide - solide, lors d'assemblages industriels, ne peut donner lieu à un contact parfait entre ces solides. Pour illustrer l'effet de contacts imparfaits entre deux solides, nous considérons le schéma de la figure (III.4). Entre les zones de contact subsiste un espace interstitiel, en général mauvais conducteur, qui constitue un frein au transfert de chaleur, qui de ce fait passe de manière préférentielle au niveau des contacts directs là où le passage de la chaleur est facilité. Le champ de température se trouve donc considérablement perturbé dans la région localisée de part et d'autres de l'interface. Il en résulte une constriction des lignes de flux dont dépend la résistance thermique de contact. Celle-ci dépend des propriétés physiques des solides en contact, de l'état des surfaces et de la pression de contact [28].

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

$$R_{ct} = \frac{1}{h_{ct} \cdot S} \tag{III.7}$$

Avec :

h_{ct} : Coefficient de contact [W/m²°C] ; Ce coefficient est donné pour quelques interfaces solides-solides en fonction de la pression.

S : Surface [m²].

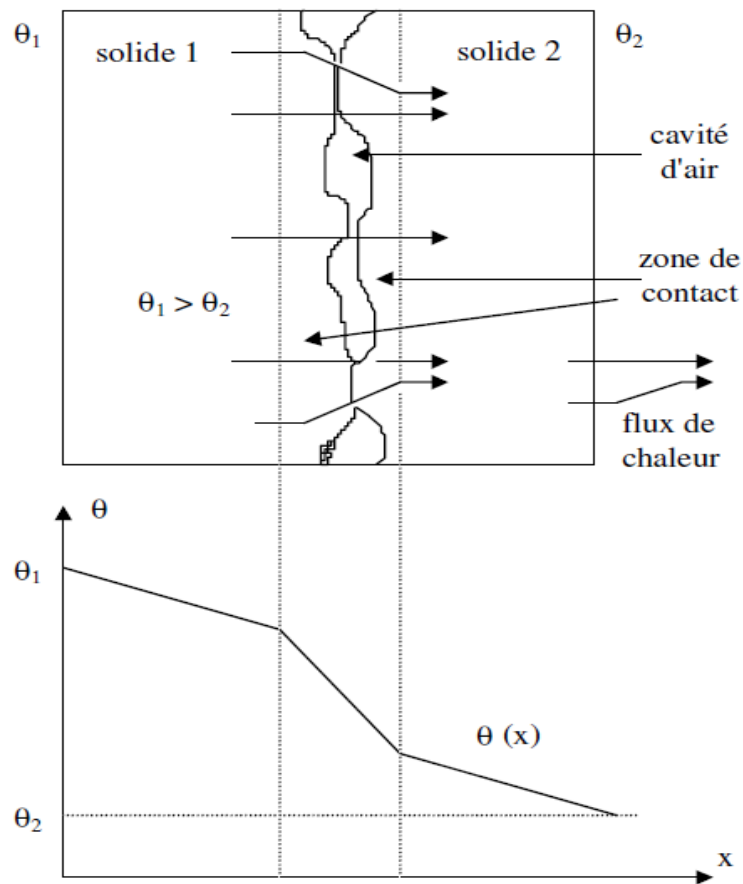


Figure III.4 : Schématisation de contact imparfait entre deux solides

Dans les machines électriques, il existe plusieurs couches de transition (contacts imparfaits dû à l'assemblage) qui induisent des résistances de contact. Particulièrement, c'est au niveau de l'interface carter (carcasse)-fer statorique qu'une importante résistance thermique de contact apparaît. En effet, cette interface est située dans la direction radiale du flux de chaleur, direction privilégiée pour le transfert thermique. Pour modéliser cette résistance, il convient de définir, comme pour la convection, un coefficient équivalent de contact. Nous avons représenté sur la figure (III.5) l'allure de ce coefficient en fonction de la pression de contact pour une interface acier-aluminium [28]

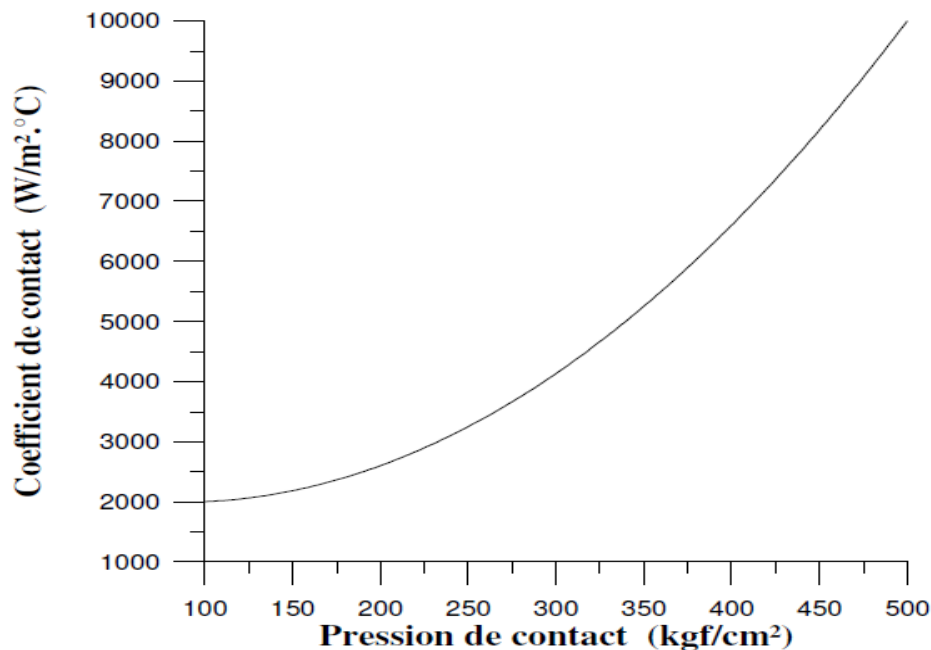


Figure III.5 : Coefficient de contact pour une interface acier-aluminium.

III.2.2 Transfert de chaleur par convection

Le transfert de chaleur par convection est dû au déplacement de la matière par l'intervention d'un fluide de mouvement, de température T_f , au contact d'un solide échauffé ou refroidi, de température T_s . le mouvement de la matière est dû à des différences de pressions ou de températures.

En effet, toute différence de températures dans un fluide modifie sa densité, ce qui conduit à un mouvement au sein du fluide du fait de la poussée d'Archimède.

Les parties les plus chaudes du fluide en tendance à monter et les parties froides en tendance à descendre produisant alors un mouvement.

La loi de *Newton* permet de relier la densité du flux de chaleur à la différence de températures entre les deux milieux par la relation :

$$\varphi = h(T_s - T_f) \quad III.8$$

D'où :

$$R_{th} = \frac{1}{h.S} \quad III.9$$

Avec :

h : Coefficient d'échange par convection [$W/m^2 \cdot ^\circ C$].

T_s : Température de la paroi du solide [$^\circ C$].

T_f : Température de référence [$^\circ C$].

R_{th} : Résistance thermique.

La convection peut être de deux natures :

- elle est dite forcée lorsque le mouvement du fluide est obtenu volontairement au moyen d'une source de pression ou de débit.
- elle est dite libre ou naturelle lorsque c'est la variation de la masse volumique du fluide par élévation de sa température qui produit le mouvement et donc l'échange de chaleur.

Lorsque les deux modes de transfert sont combinés, il s'agit alors de la convection mixte.

La valeur du coefficient h dépend également du type d'écoulement du fluide qui peut être laminaire, turbulent ou tourbillonnaire.

- Un écoulement laminaire, les filets du fluide se meuvent parallèlement entre eux. La chaleur est ainsi transférée de la paroi aux filets immédiatement voisins et ensuite d'un filet à l'autre.
- En écoulement turbulent, en contact avec une paroi solide, la chaleur se transmet par mélange des particules du fluide. Les parties les plus chaudes se mêlant mécaniquement aux parties les plus froides, provoquant ainsi une égalisation rapide de la température (on parle alors de la température moyenne du mélange).

III.2.2.1 Calcul du coefficient d'échange h

Le coefficient d'échange h est difficile à déterminer dans certaines configurations. En effet, il dépend de la géométrie et de la nature du régime de l'écoulement, de la vitesse et des paramètres thermo-physiques. L'entrefer d'une machine électrique est l'un des endroits les plus importants d'échange convectif de la chaleur. La modélisation de l'entrefer a fait l'objet de plusieurs études dans la littérature.

Il existe une approche qui permet d'estimer ce coefficient h expérimentalement, décrite dans le dernier chapitre.

III.2.3 Transfert de chaleur par rayonnement

Il correspond aux échanges de photons entre un système et son environnement. Tous les corps perdent de l'énergie par rayonnement et en gagnent par absorption du rayonnement ambiant. Dans le cas où l'échange ne se fait qu'entre deux surfaces S_1 et S_2 grises, mates et isothermes, face à face, la loi de Stéphan-Boltzman permet d'écrire :

$$\varphi = \frac{\sigma F_{1-2} (T_2^4 - T_1^4)}{1 + \frac{1 - \varepsilon_1}{\varepsilon_1} \cdot F_{1-2} + \frac{1 - \varepsilon_2}{\varepsilon_2} \cdot F_{2-1}} \quad III. 10$$

Avec :

ε : Emissivité moyenne.

σ : Constante de Stephan-Boltzmann ($\sigma=5,6697 \cdot 10^{-8}$) [W/m^2K^4].

F_{1-2}, F_{2-1} : Facteurs d'angle ou facteurs de forme géométrique.

III.3 Equation de transfert par conduction

On considère un élément de matière du volume δV dans lequel se produit un dégagement de chaleur Q pendant l'intervalle de temps δt , le bilan énergétique total pendant cet intervalle s'écrit :[15]

$$Q_v = Q - Q_c \quad III.11$$

Q_v : Représente l'accroissement de l'énergie interne, Q : la chaleur produite et Q_c : la chaleur cédée par conduction.

Si la chaleur massique de l'élément est C_p [J/Kg.°C], et ρ est sa masse volumique [Kg/m³], l'accroissement de l'énergie interne s'écrit, pour un échauffement δT comme suit :

$$Q_v = \rho \cdot C_p \cdot \delta V \cdot \delta T \quad III.12$$

On rappelle que la loi de Fourier s'écrit :

$$\vec{q} = -\lambda \overrightarrow{grad} T \quad III.13$$

On détermine la chaleur massique cédée par conduction à l'aide de :

$$\frac{Q_c}{\delta t} = \iint \vec{q} \cdot dS \quad III.14$$

On applique la formule de Green Ostrogradsky au second membre de l'équation (III.23), on aura :

$$\frac{Q_c}{\delta t} = \iiint_{\delta v} div(\vec{q}) dV \quad III.15$$

La combinaison des équations (III.22) et (III.24) permet d'aboutir à :

$$\frac{Q_c}{\delta t} = - \iiint_{\delta v} div(\lambda \overrightarrow{grad} T) dV \quad III.16$$

Dans le cas linéaire où λ est indépendante de la température, cette dernière équation s'écrit :

$$Q_c = -\lambda \cdot \Delta T \cdot \delta V \cdot \delta t \quad III.17$$

Où ΔT est le Laplacien de la température.

Alors le bilan énergétique (Equation III.20) s'écrit comme suit :

$$\rho \cdot C_p \cdot \delta V \cdot \delta T = Q + \lambda \cdot \Delta T \cdot \delta V \cdot \delta t \quad III.18$$

Que l'on pourra réécrire ainsi :

$$\rho \cdot C_p \frac{\delta T}{\delta t} = \frac{Q/\delta V}{\delta t} + \lambda \cdot \Delta T \quad III.19$$

Le terme $\frac{Q/\delta V}{\delta t}$ représente la puissance engendrée par unité de volume (source de chaleur) que l'on désigne par P . Nous obtenons ainsi l'équation générale de la diffusion de chaleur par conduction exprimée par :

$$\rho \cdot C_p \frac{\delta T}{\delta t} = P + \lambda \cdot \Delta T \quad III.20$$

Que l'on peut écrire en coordonnées cartésiennes comme suit :

$$\rho \cdot C_p \frac{\delta T}{\delta t} = P + \left(\lambda_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \lambda_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \lambda_z \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad III.21$$

En régime permanent, l'équation (III.20) est réduite à l'équation de Poisson donnée par :

$$-\lambda \cdot \Delta T = P \quad III.22$$

Dans le cas des milieux isotropes, λ est un scalaire. L'équation de transfert (III.20) peut se mettre sous la forme suivante :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{P}{\rho C_p} + \alpha \Delta T \quad III.23$$

Où $\alpha = \frac{\lambda}{\rho C_p}$ [m^2/s] représente la diffusivité thermique ou constante de Fourier. Cette propriété thermophysique nous renseigne sur l'aptitude des corps à céder ou non de la chaleur. En effet, une grande valeur de α implique que le corps a plutôt tendance à céder de la chaleur par conduction qu'à en emmagasiner.

III.4 Méthodes d'étude thermique des machines électriques tournantes

On distingue, principalement, deux techniques pour l'étude du comportement thermique des machines tournantes :

- La méthode nodale.
- Les méthodes numériques.

III.4.1 Méthode nodale

Cette méthode de modélisation est très ancienne (1954) [23, 28] mais elle reste toujours d'actualité. Elle consiste à ramener l'étude du comportement thermique à un schéma équivalent électrique en utilisant des conductances et des capacités [24]. Les pertes constituent alors les sources de courant et le potentiel aux différents nœuds donne la température. Nous rappelons sur le tableau (III.1) l'analogie thermoélectrique.

Grandeurs thermiques	Grandeurs électriques
Puissance calorifique (flux)	Courant électrique
Température	Tension
Conductance thermique	Conductance électrique
Capacité thermique	Capacité électrique

Tableau III.1 : Analogie thermoélectrique

Cette méthode traite des problèmes 1D, 2D, 3D et les équations utilisées peuvent être non linéaires [I.16]. Les paramètres thermiques dépendent alors de la température. Les différents modes de transmission de la chaleur associés aux régions de la machine sont déterminés dans un premier temps. Ensuite, la machine est découpée en un certain nombre de volumes élémentaires supposés isothermes à la température T_i de son centre. Chaque volume V_i a une capacité thermique C_i et une source de chaleur P_i affectées en son centre.

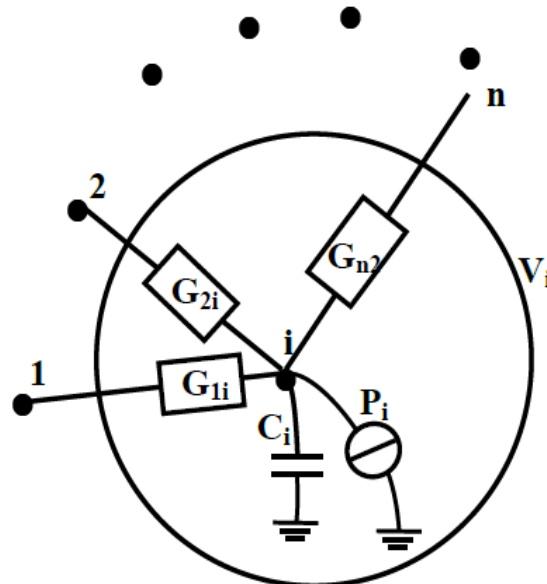


Figure III.6 : Conductances thermiques d'un nœud dans un volume V_i

Les nœuds de chaque volume sont connectés par des conductances thermiques G_{ji} traduisant la nature d'échange thermique intervenant entre ces nœuds. L'écriture des équations de transfert entre les nœuds conduit à développer un système d'équations différentielles qui est résolu après avoir été mis sous forme matricielle. Pour chaque nœud, les équations de transferts de chaleur associés s'écrivent :

$$\rho_i V_i C_i \frac{dT_i}{dt} = \sum_{j=1}^n G_{ji} (T_j - T_i) + P_i \tag{III. 33}$$

Avec :

ρ_i : La masse volumique.

V_i : Le volume élémentaire du nœud i .

C_i : La capacité thermique massique.

L'équation (III.35) est appliquée à l'ensemble des nœuds, ce qui permet d'obtenir un système d'équations algébriques couplées. Le système d'équations est mis sous forme matricielle :

$$[C].\left[\frac{dT}{dt}\right] = [G].[T] + [P] \quad \text{III.34}$$

Avec :

$[C]$: La matrice diagonale des capacités.

$[G]$: La matrice des conductances thermiques.

$[T]$: Le vecteur des températures.

$[P]$: Le vecteur des sources de chaleur.

La difficulté de l'approche nodale réside dans la détermination des valeurs des conductances thermiques constituant la matrice $[G]$. Il peut s'agir alors de conductances thermiques de conduction, de convection et de rayonnement. Les expressions des différentes conductances thermiques que l'on retrouve dans les modèles thermiques des machines électriques sont :

– Conductance de conduction

$$G_{ji}^{cond} = \frac{\lambda S_{ji}}{L_{ji}} \quad \text{III.35}$$

– Conductance de convection

$$G_{ji}^{conv} = h S_{ji} \quad \text{III.36}$$

– Conductance de rayonnement

$$G_{ji}^r = \sigma S F_{ij} (T_j^2 + T_i^2) (T_i + T_j) \quad \text{III.37}$$

Avec :

S_{ji} : Surface d'échange des volumes (j) et (i)

L_{ji} : Longueur entre les nœuds (j) et (i)

III.4.2 Méthodes numériques

Comme nous l'avons vu, précédemment, l'équation régissant les transferts de chaleur à l'intérieur de la machine est une équation aux dérivées partielles (EDP). Ces équations différentielles n'ont généralement pas de solutions analytiques, lorsque les géométries sont complexes ou que les propriétés physiques des matériaux dépendent de la variable d'état, une résolution numérique est alors nécessaire.

Les méthodes numériques de discrétisation transforment les EDP, caractéristiques aux champs, à des systèmes d'équations algébriques dont la solution fournit une approximation de

ces champs en une grille discrète de points dans le plan ou dans l'espace. Ceci consiste à ramener la résolution d'un système d'EDP dans le domaine d'étude, compte tenu des conditions aux limites et de symétrie, à un système d'équations algébriques dont la solution conduit à la détermination des champs.

Parmi ces méthodes, on cite la méthode des différences finies, la méthode des volumes finis, la méthode d'intégrale de frontière et la méthode des éléments finis.

Cette dernière qui, grâce à sa meilleure adaptation aux géométries complexes, requiert un énorme champ d'application dans les logiciels de la conception assistée par ordinateur (CAO) comme le logiciel FEMM, PDE-TOOL sous MATLAB, ANSYS, FLUX 2 D, FLUX 3D, etc.

III.5 Modélisation par la méthode des éléments finis

III.5.1 Principe de la méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis est un outil numérique de résolution des équations aux dérivées partielles (EDP) et de leurs conditions aux limites.

La méthode consiste à transformer une équation aux dérivées partielles en un système d'équations algébriques. Cela se fait par discrétisation du domaine d'étude. L'équation aux dérivées partielles (EDP) est exprimée dans chaque sous domaine afin de générer des équations liées à chacun d'eux. Un assemblage de ces équations, prenant compte des conditions aux limites ainsi que des caractéristiques des milieux considérés et des sollicitations (sources de chaleur) est réalisé. Le système algébrique final est résolu avec des méthodes numériques.

III.5.2 Les conditions aux limites

Généralement, on rencontre trois types de conditions aux limites :

- **Condition de Dirichlet :**

Cette condition impose la valeur exacte de l'inconnue sur la frontière du domaine d'étude.

$$T = T_0 \quad III.24$$

Avec : T fonction inconnue du problème

T_0 Une constante.

- **Condition de Neumann :**

Elle nous renseigne sur la valeur de la composante normale de l'inconnue sur la limite du domaine étudié. Elle apparaît sur les plans de symétrie.

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \varphi_0 \tag{III.25}$$

- **Condition mixte (Dirichlet-Neumann):**

C'est la combinaison des deux types de conditions aux limites Dirichlet et Neumann. Elle s'exprime par :

$$a T + b \frac{\partial T}{\partial n} = c \tag{III.26}$$

Avec :

- c : Valeur de l'inconnue sur la frontière.
- a et b : Coefficients définis sur le domaine d'étude.

III.5.3 Etapes principales de la mise en œuvre de la MEF

La mise en œuvre de la méthode des éléments finis se repose sur trois étapes essentielles :

- Formulations des équations aux dérivées partielles (EDP) à partir des lois physiques.
- Transformation des équations en un système algébrique qu'il convient de résoudre pour obtenir la solution de problème posé.
- Programmation et informatique pour exécuter efficacement les calculs sur ordinateur.

Elles sont schématisées sur la figure (III.7) suivante :

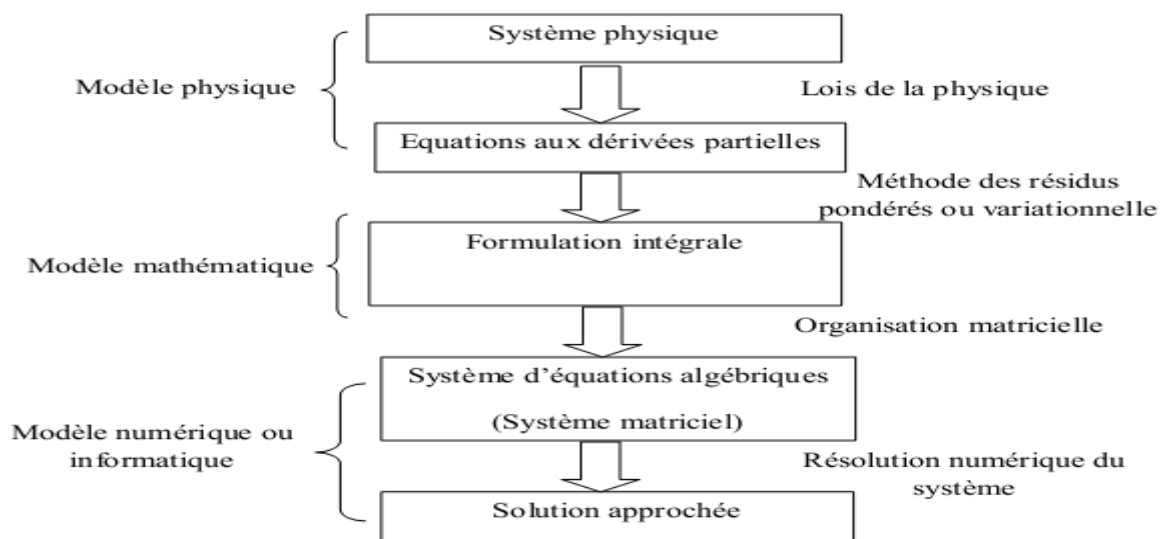


Figure III.7 : Principales étapes de la mise en œuvre de la MEF.

III.5.8 Avantages et inconvénients de la méthode des éléments finis

III.5.8.1 Avantages

- Adaptation aux géométries complexes.
- Prise en compte des non linéarités.
- Temps de calcul relativement avantageux.

III.5.8.2 Inconvénients

- La non-prise en considération des domaines infinis.
- Impuissante en présence de singularités dans le domaine d'étude.

III.6 Présentation du logiciel FEMM et LUA

Le logiciel FEMM (**F**inite **E**lements **M**ethod **M**agnétiques) comporte une suite de programmes permettant de résoudre les problèmes d'électromagnétisme à basse fréquence et de thermique dans des domaines plans et axisymétriques bidimensionnels (2D).

FEMM se compose de trois programmes essentiels qui sont : [27]

1. **Femm.exe** est un post et préprocesseur contenant une interface graphique qui permet de fixer la géométrie de l'objet étudié, les propriétés matérielles ainsi que les conditions aux limites. Après l'analyse, la solution est affichée sous forme de contour, densité du flux, etc. Il permet également d'évaluer un certain nombre d'intégrales et de tracer diverses quantités d'intérêt le long du contour défini par l'utilisateur.
2. **Triangle.exe** : c'est un programme qui décompose les régions étudiées en un nombre finis d'éléments sous forme triangulaires, ce qui constitue une étape très importante de l'analyse par la méthode des éléments finis.
3. **Solver.exe** : (**hsolv.exe** pour un problème thermique, **fkern** pour le magnétique, **belasolv** pour l'électrostatique et **csolv** pour le problème d'harmonique du courant). Chaque solveur prend en considération les données descriptives du problème considéré et résout les équations aux dérivées partielles pour obtenir les valeurs des grandeurs, électromagnétiques ou thermiques, dans le domaine de résolution.

Le langage **LUA** est également intégré dans les pré et post-processeurs. Il suffit d'écrire un programme ou donner des instructions dans la console LUA pour commander les étapes de calculs. Toute modification sur le domaine d'étude (géométrie, propriétés physiques et/ou conditions limites), analyses ou exploitation des résultats peut être effectuée de manière automatique par un programme en LUA sans l'intervention manuelle de l'utilisateur.

III.7 Conclusion

Après un bref rappel des modes de transmission de chaleur, en s'appuyant sur certaines hypothèses, une équation qui reflète ces transferts de chaleur à l'intérieur de la machine est élaborée, dite équation de conduction.

Nous avons présenté aussi les principales méthodes d'étude thermique des machines électriques. En premier lieu, la méthode nodale, bien que facile à mettre en œuvre mais elle

n'est pas précise. Donc le recours à des méthodes numériques est nécessaire tel que la MEF qui présente une bonne approximation de l'inconnue recherchée et un grand avantage par son adaptation aux géométries complexes.

Les grandes lignes de la modélisation du problème thermique en régime permanent 2D et sa formulation éléments finis ont été rappelées.

Chapitre IV
Estimation de la résistance
thermique de contact et du
coefficient d'échange
convectif h

Chapitre IV Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange

IV.1 Introduction

La connaissance de la température en tout point de la machine électrique est très importante dans le domaine d'étude thermique, car cela nous permet d'améliorer la résistance de ces machines face aux températures élevées et prendre des précautions lors de leurs utilisations.

Dans ce chapitre une étude du comportement thermique du moteur asynchrone en régime permanent sera effectué à l'aide du logiciel FEMM, accompagnée d'une estimation de la résistance de contact (tôles statoriques – carcasse) et d'une approximation du coefficient d'échange convectif h.

IV.2 Présentation de la machine étudiée

Les caractéristiques nominales ainsi que les dimensions du dispositif étudié, qui est un moteur asynchrone à cage de faible puissance (2.2 KW) sont données dans l'annexe A et B. La machine est de classe d'isolation F (dont la température spécifique des enroulements est 115°C).

IV.3 Discrétisation en éléments finis

La figure IV.1 représente le maillage éléments finis de la structure étudiée. Il est effectué automatiquement sous le logiciel FEMM.

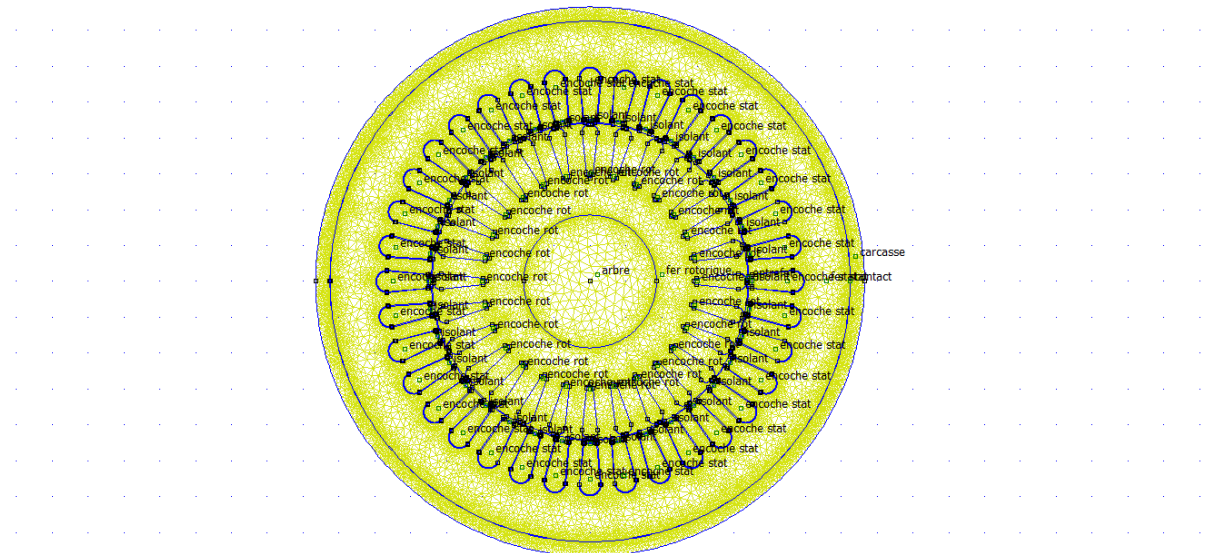


Figure IV.1 Maillage de la structure étudiée.

Nombre de nœuds $N_n=303931$

Nombre d'éléments $N_e=607414$

Chapitre IV Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange

On remarque une forte concentration du maillage au niveau de l'entrefer et de la zone de contact (fer statorique – carcasse) car le logiciel FEMM est doté d'un algorithme de maillage qui raffine au niveau des endroits étroits afin d'aboutir à des résultats plus précis.

Pour le calcul de la distribution de la température, nous avons besoin d'introduire la condition aux limites sur la frontière extérieure de la machine. Ces températures imposées sont celles déterminées expérimentalement par un dispositif de mesure placé sur la surface externe de la carcasse, elles valent:

62.3 °C pour la charge nominale.

48 °C à vide.

IV.4 Résultats de simulation

Les deux figures IV.2 et IV.3 montrent les cartes de températures de la machine, respectivement, en charge et à vide.

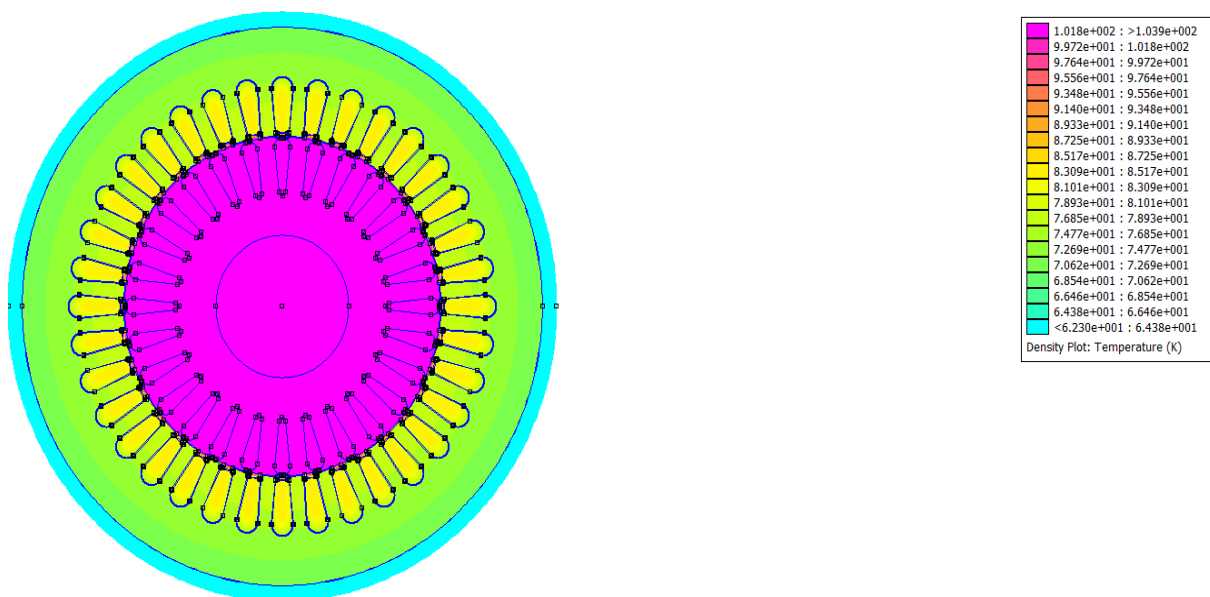


Figure IV.2 Carte de température de la machine en charge.

Chapitre IV Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange

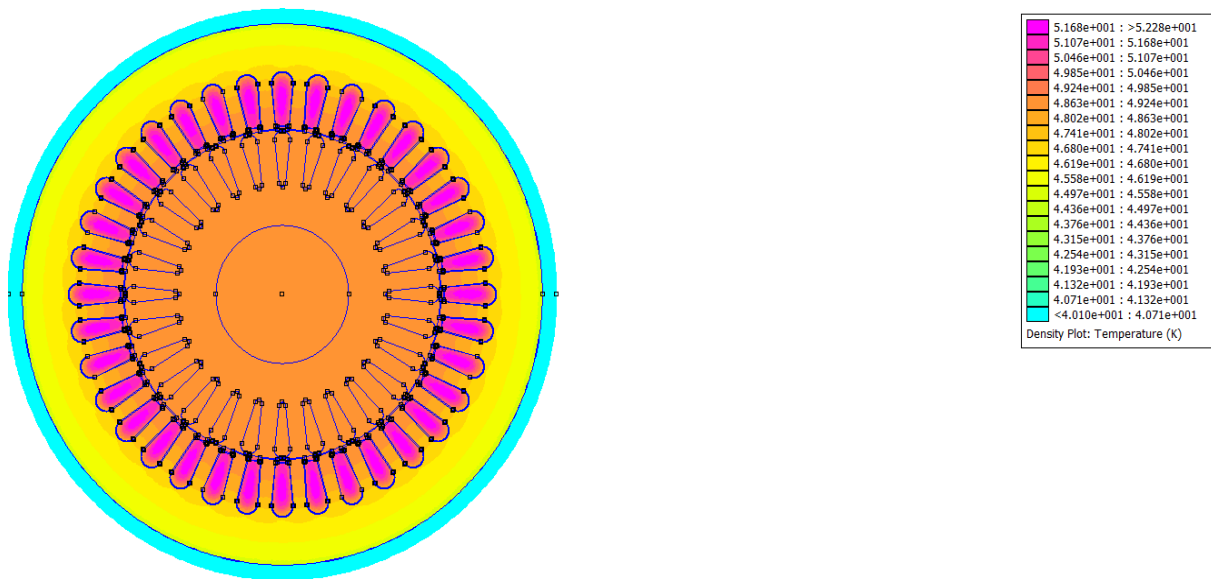


Figure IV.3 Carte de température de la machine à vide.

Sur les figures IV.4 et IV.5 sont représentées les profils des températures radiales, respectivement en charge et à vide.

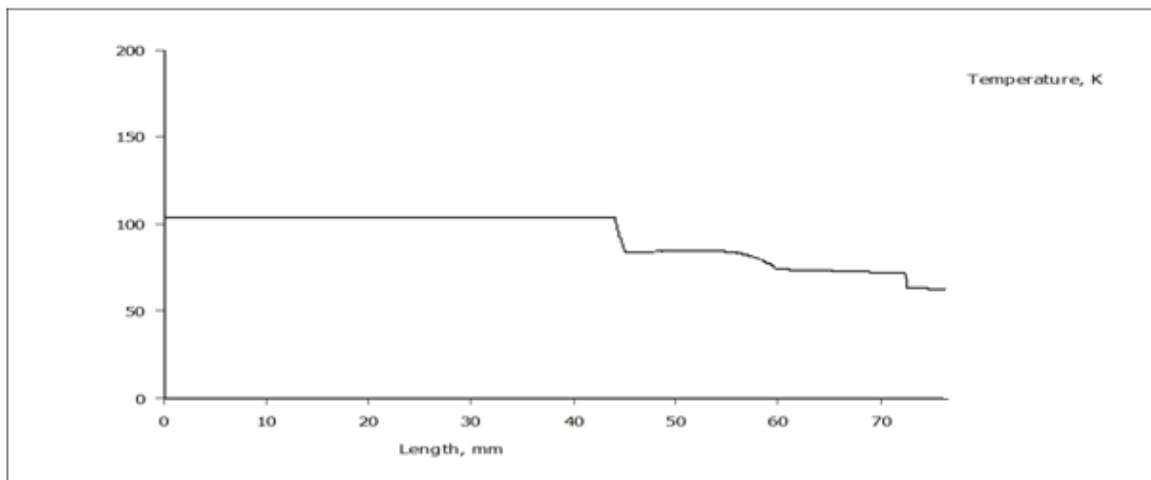


Figure IV.4 Profil des températures radiales en charge.

Chapitre IV Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange

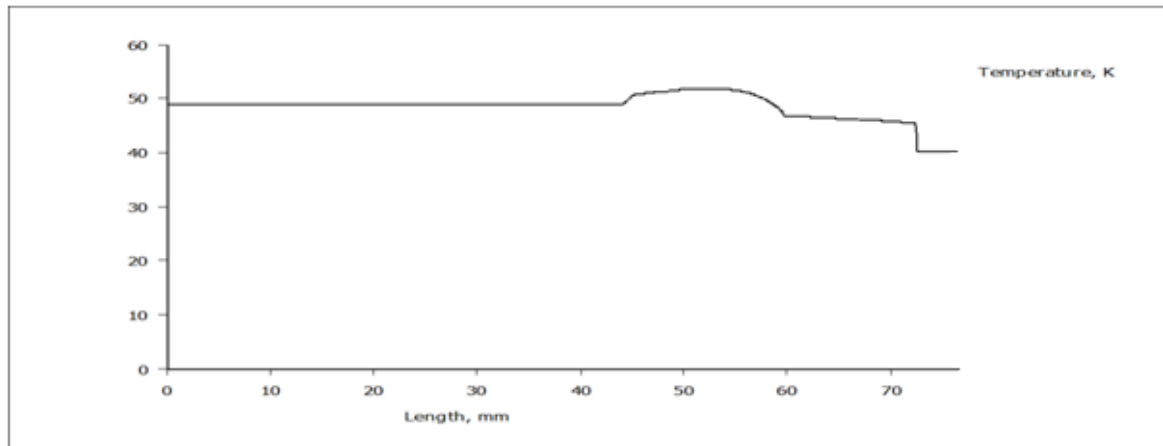


Figure IV.5 Profil des températures radiales à vide.

Le tableau ci-dessous montre les résultats de températures dans les différents endroits de la machine pour les deux différents régimes de fonctionnement : en charge et à vide.

Températures Eléments	En charge	A vide
Rotor	103.87	49
Encoche statorique	84.27	52.04
Entrefer	92.51	46.28
Fer statorique	72.83	48.93
Carcasse	62.37	40.16

Tableau IV.1 Températures simulées dans les différentes parties de la machine en charge et à vide.

Interprétations

Ces tableaux et figures montrent que les températures au rotor sont pratiquement identiques, ce qui nous permet de le considérer comme étant homogène. La cage est en effet moulée directement sur les tôles assurant ainsi leur serrage d'une part, d'où un bon contact thermique entre la cage et les tôles rotorique et d'autre part la bonne conductivité thermique de l'aluminium de la cage.

Au niveau du stator, la température des enroulements (encoches) est la plus élevée. Une différence de 4 à 12°C existe entre le fer statorique et l'encoche.

En régime nominal, la température de la machine décroît au fur et à mesure que l'on s'éloigne du rotor et que l'on se dirige vers la carcasse qui est en contact avec le milieu ambiant qui assure l'évacuation d'une grande partie des pertes de chaleur produite dans la machine.

Chapitre IV Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange

Dans le cas où la machine est à vide, les températures des encoches statoriques sont supérieures à celles dans le rotor car, pour ce régime de fonctionnement de la machine, les pertes Joule rotoriques sont presque nulles.

On observe bien que de forts gradients de températures sont notés dans la zone de contact tôles statoriques-carcasse (contact imparfait). Il en est de même pour toutes les zones ayant de mauvaises conductivités thermiques comme l'entrefer et l'ouverture de l'encoche.

IV.5 Sensibilité à la variation de la résistance de contact

Pour que nous étudions l'influence de la résistance de contact sur la distribution de la température dans les différentes parties de la machine, nous avons procédé à la variation de l'épaisseur de la zone de contact (fer statorique – carcasse).

Le tableau IV.6 donne la variation de la température, en régime nominal, pour des variations de l'épaisseur de la zone de contact de 0.01 à 0.1 mm avec un pas de 0.01mm.

Epaisseur Eléments	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.06	0.07	0.08	0.09	0.1
Rotor	97.35	99.52	101.70	103.87	106.05	108.22	110.39	112.56	114.74	116.91
Encoche statorique	77.97	80.16	82.25	84.27	85.71	88.55	90.70	92.24	95.31	97.13
Entrefer	89.65	91.35	91.82	92.51	94.22	95.46	96.64	100.16	102.34	107.46
Fer statorique	66.28	68.55	70.63	72.83	75.71	76.79	79.39	80.94	83.59	86.04
Carcasse	62.41	62.44	62.42	62.37	62.36	62.41	62.41	62.42	62.43	62.42

Tableau IV.2 Sensibilité à la variation de l'épaisseur de la zone de contact (fer statorique – carcasse)

L'allure de la variation de la température en fonction de l'épaisseur de la zone de contact est donnée par la figure IV.6.

Chapitre IV Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange

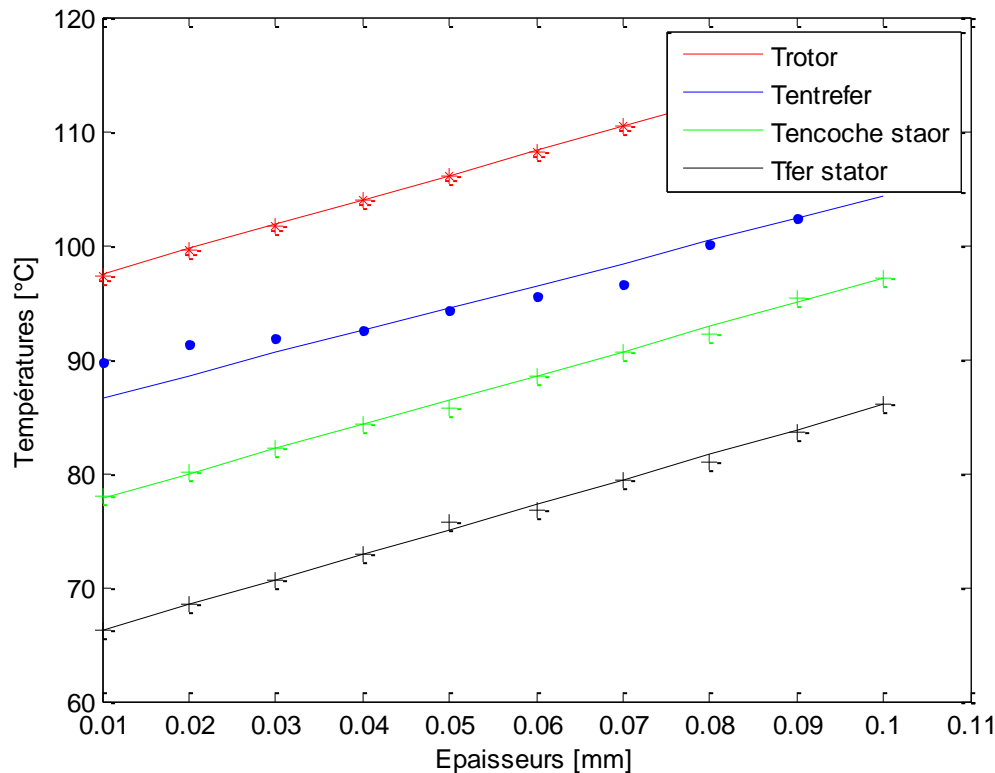


Figure I.V.6 Variation de la température en fonction de l'épaisseur de la zone de contact.

Cette figure montre que la variation de la température dans les différents endroits de la machine est linéaire en fonction de l'épaisseur de la zone de contact.

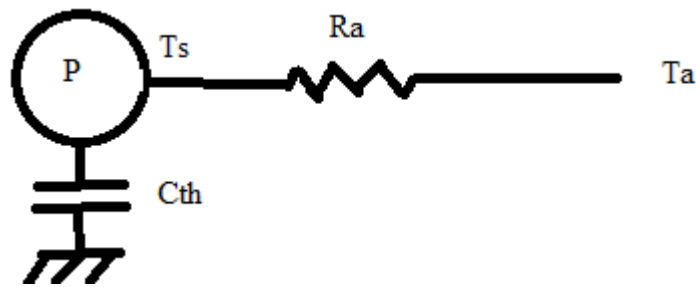
L'effet de variation de cette épaisseur est pratiquement le même pour ces différentes parties. Pour chaque incrément de 0.01 mm la variation des différentes températures est d'environ 2.2°C.

IV.6 Détermination du coefficient d'échange entre carcasse et air ambiant

La carcasse est l'enveloppe externe de la machine et comporte des ailettes pour accentuer le transfert de chaleur. La présence de ces dernières et les singularités introduites par la boîte à bornes et les pieds de fixation rendent le calcul du coefficient d'échange carter-air ambiant extrêmement délicat.

Cependant, l'approche courante consiste à déterminer h_a par tests expérimentaux en considérant que toute la chaleur générée dans le moteur est transmise radialement vers l'air ambiant à travers la carcasse. Ceci nous conduit au modèle thermique élémentaire au régime statique suivant :

Chapitre IV Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange



Exprimons la résistance thermique R_a en fonction des données du problème (températures et pertes). On aura :

$$R_a = \frac{T_s - T_a}{P_{tot}}$$

En introduisant le coefficient d'échange convectif et la géométrie cylindrique de la machine :

$$R_a = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot R_c \cdot L_c \cdot h_a}$$

La combinaison de ces deux relations permet de remonter au coefficient h_a .

$$h_a = \frac{P_{tot}}{(T_s - T_a) 2 \cdot \pi \cdot R_c \cdot L_c}$$

$$h_a = \frac{609.17}{(62.3 - 22) 2 \cdot \pi \cdot 76.5 \cdot 10^{-3} \cdot 110 \cdot 10^{-3}} = 286.03 \text{ W/m}^2\text{°C}$$

Avec :

R_a : Résistance thermique carcasse – air ambiant.

P_{tot} : Pertes totales de la machine.

T_s : Température moyenne mesurée à la surface de la carcasse.

T_a : Température de l'air ambiant.

L_c : Longueur axiale de la carcasse

R_c : Rayon externe de la carcasse.

h_a : Coefficient d'échange carcasse – air ambiant.

Chapitre IV Estimation de la résistance thermique de contact et du coefficient d'échange

IV.7 Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre une modélisation numérique du comportement thermique en régime permanent basé sur la méthode des éléments finis.

Nous avons mis accent sur la sensibilité du modèle par rapport à la résistance thermique de contact entre les tôles statoriques et la carcasse.

On a constaté que la distribution de la température est sensible aux variations de cette résistance.

Aussi, nous avons abordé une technique expérimentale qui facilite la détermination du coefficient d'échange convectif.

Par conséquent, la précision d'un modèle thermique est liée à la quantification et la localisation des sources de chaleur (pertes), ainsi que les paramètres thermophysiques des matériaux constituant la machine.

Conclusion Générale

Conclusion générale

Ce travail a été principalement consacré à l'évaluation de la température dans les différents endroits de la machine engendrée par les divers pertes et différentes résistances de contact avec la méthode des éléments finis, en utilisant un programme LUA exécuté sous le logiciel FEMM.

Le but de l'étude est d'évaluer l'influence de quelques paramètres tels que la résistance de contact entre le fer statorique et la carcasse sur les températures dans la machine. Aussi, une estimation du coefficient d'échange convectif a été abordée. En examinant les différents résultats de simulations que nous avons obtenus, nous constatons qu'ils sont très significatifs.

L'étude nous a permis de montrer que l'épaisseur de la zone de contact a une grande influence sur les températures dans les différents endroits de la machine, c'est pour cela qu'un bon choix de cette résistance de contact est nécessaire pour une très bonne approximation des températures de ce dispositif.

On en constate que les températures de la machine dépend fortement de la quantité de ses pertes et de leurs distributions et des propriétés thermophysiques de ses matériaux, ainsi que de mode de refroidissement (ventilation).

Le contact imparfait entre les tôles statoriques et la carcasse (de faible conductivité thermique) engendre un freinage de transfert de chaleur vers l'air ambiant via la carcasse, ce qui entraîne des élévations de températures importantes d'où l'importance d'estimer ce contact par une résistance adéquate.

On a constaté aussi que la modélisation numérique d'un système physique, en utilisant l'outil informatique, fait appel aux trois domaines suivants : les sciences de l'ingénieur pour décrire les lois de la physique (modèle physique), les méthodes numériques pour construire et résoudre les équations algébriques (modèle mathématique) et la programmation informatique afin d'exécuter automatiquement les calculs (modèle informatique). Elle permet d'obtenir une solution numérique approchée d'un problème mathématique, lui-même modèle d'une question technique ou scientifique. Il est tout aussi impératif de tester le nouvel modèle élaboré en comparant les résultats de la simulation à ceux de l'expérimental. La quantité de la solution approchée dépend de la division en sous domaines (le maillage).

Le grand avantage de la méthode des éléments finis (MEF) est de s'adapter aux géométries complexes et la prise en compte de la non linéarité. Elle est reconnue comme l'une des principales méthodes de résolution des équations aux dérivées partielles dans des géométries quelconques, que ce soit en une dimension, deux ou trois. On trouve même des méthodes d'éléments finis en quatre dimensions, soit en espace-temps.

Références Bibliographiques

Références bibliographiques

- [1] Théodore WILDI « Electrotechnique 4^{ème} édition », 2007.
- [2] A.LOUNI, M.ALLOUCHENE « Identification des paramètres électriques de la machine asynchrone à cage », mémoire Master électrotechnique, 2012.
- [3] Max MARTY « Principe d'électrotechnique » Edition DUNOD, Paris, 2005.
- [4] R.PERRET « Entrainement électrique 2 », Edition Lavoisier, 2007.
- [5] M.OUNNADI, R.SARAOUI « Modélisation d'un moteur asynchrone à cage de puissance 4 kW avec la méthode des éléments finis », mémoire Ingénieur, U.M.M.T.O, 2004
- [6] A.BOUKHLIFA, « les éléments d'optimisation du pilotage d'une machine asynchrone en vue d'un contrôle vectoriel », thèse de Doctorat de l'école nationale polytechnique, 2007.
- [7] S. Lopez « Définition de nouvelles structure de circuits magnétiques de machines AC utilisant des tôles à gains orientés », thèse de Doctorat de l'université d'Artois, 2011.
- [8] M. Malick, « Réduction des pertes à vide des transformateurs de distribution par utilisation de rubans amorphes », thèse de Doctorat de l'école normale supérieure de Cachan, 2012.
- [9] O. I. Okoro, « Dynamic and thermal modeling of induction machine with non-linear effect », thèse, Kassel university, 2002.
- [10] N. Phi-hung, « Impacts des modèles des pertes sur l'optimisation sur cycle d'un ensemble convertisseur-machine synchrone. Applications aux véhicules hybrides », thèse de Doctorat de l'école normale supérieure de Cachan, 2011.
- [11] G. Jinlin, « Modélisation et Conception Optimale d'un moteur Linéaire à Induction Pour Système de Traction Ferroviaire », thèse de Doctorat de l'école centrale de Lille, 2011.
- [12] N.BENAMROUCHE, « An investigation of the loss distribution in induction motors fed from non sinusoidal supplies », Phd Thesis, university of sheffield, 1990.
- [13] J.F.SACADURA, «Initiation aux transferts thermiques », 4^{ème} tirage 1993, Technique et Documentation, Paris, 1980.
- [14] M. Kudelski, « Analyse et conception des moteurs synchrones chemisés à commutation électronique », thèse de Doctorat de l'école polytechnique fédérale de Lausanne, 1998.
- [15] S.MEZANI, « Etude expérimentale de l'échauffement d'un moteur asynchrone alimenté par un convertisseur », Mémoire Ingénieur, U.S.T.H.B, Alger, 1996.
- [16] ABEDMOH.A, REBHI.W « modélisation thermique d'un moteur asynchrone triphasé à cage », mémoire de Master électrotechnique, 2013.
- [17] N .LARKECHE, K.MAHMOUDI « mesures expérimentales de l'échauffement d'une machine asynchrone à cage », mémoire DEUA électrotechnique, 2006.

Références bibliographiques

- [18] M.AZZOUG, M.ZERIFI « étude expérimentale de l'échauffement d'un moteur asynchrone a cage de puissance 7.5 kW », mémoire d'Ingénieur, U.M.M.T.O, 2003.
- [19] GUY GRELLET, « Pertes dans les machines tournantes ». Technique de l'ingénieur, traité de génie électrique, vol D3450.
- [20] Ghiles. AMRIOUI, Karim. ABDICHE « Etude des pertes et leur répartitions dans un moteur asynchrone à cage de 4kW », mémoire Master électrotechnique, 2013.
- [21] Mohand Laid IDOUGHI, « Extraction de modèles thermiques simplifiés des machines électriques à partir d'un calcul du champ de températures », thèse de doctorat, 2011.
- [22] Gabriel RAKOTONIRINA, « Modélisation thermique des moteurs asynchrones à cage par la méthode des éléments finis », thèse de Doctorat, 2001.
- [23] H.Mellah, «Estimation des grandeurs intrinsèques d'une machine asynchrone », mémoire Magister, université FERHAT ABBAS –SETIF UFAS (ALGERIE), 2009.
- [24] D.Gerling, G.Dajaku, «Novel lumped-parameter thermal model for electrical systems», Institute for Electrical Drives, University of Federal Defense Munich, EPE 2005.
- [25] Farid.HOCINI, «Association de la commande pour l'étude par éléments finis des phénomènes magnétoélastiques et vibratoires dans les systèmes électrotechniques », thèse de Doctorat, U.M.M.T.O, 2013.
- [26] G.TOUZOT, G.DHATT, «Une présentation de la méthode des éléments finis » Edition Maloinés, Paris (France), 1981.
- [27] David Meeker « Notice d'Utilisation du logiciel Finite Element Method Magnetics », version 3.4, 2005.
- [28] S.MEZANI, « Modélisation électromagnétique et thermique des moteurs à induction, en tenant compte des harmoniques d'espace», Thèse de Doctorat, INPL (France), 2004.
- [29] Hanane.IFREK, Tassadit.HAOUCHINE « Etude thermique d'un moteur asynchrone à cage d'écureuil », mémoire Master électrotechnique, 2011.

Annexes

I. Propriétés physiques des matériaux solides constituant la machine étudiée

- **Résistivité électrique**

Cuivre : $1.724 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot m$

Aluminium: $2.655 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot m$

Fer: $9.71 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot m$

- **Coefficient de température**

Cuivre : $3.93 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$

Aluminium : $4.46 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$

Fer : $5.2 \text{ à } 6.2 \cdot 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$

Propriétés physiques corps	Masse volumique (Kg/m^3)	Chaleur massique ($J/Kg \cdot ^\circ C$)	Conductivité thermique ($W/m \cdot ^\circ C$)
Acier	7750-7865	460-486	40-75
Cuivre	8954	383	386
Aluminium	2707	896	204
Tôles	7750-7865	460-486	-
Direction radiale	-	-	45-55
Direction axiale	-	-	1.97
Fonte	7272	420	52
Vernis isolant	1200	1250	0.15-0.86
Parier isolant (cale ou papier)	1115	1760	0.17

Tableau.1 : propriétés physiques des principaux corps à 20 °C.

- **Conductivités thermiques de l'air sec en fonction de la température**

Température (°C)	Conductivité thermique ($W/m \cdot ^\circ C$)
0	0.0242
20	0.0258
100	0.0318
200	0.0387

Tableau.2 : Conductivités thermiques de l'air sec en fonction de la température.

- **Conductivités thermiques des différents matériaux constituant la machine étudiée**

Les valeurs des conductivités thermiques dans les différentes parties de la machine sont présentées dans le tableau suivant:

Régions	Conductivités thermiques
Arbre (acier)	75
Fer statorique et rotorique (tôles)	55
Carcasse et encoche rotorique (Aluminium)	204
Enroulements statoriques (Faisceau de conducteurs)	0.75
Caniveau d'encoche	0.3
Entrefer (air)	0.03
Contact : fer statorique-carcasse	0.056

Tableau.3 : conductivités thermiques du modèle présenté.

Annexe B Caractéristiques de la machine et dimensions physiques

B.I Caractéristiques nominales de la machine

Caractéristiques	Valeurs	Unités
Puissance utile	2.2	kW
Nombre de phases	3	-
Fréquence d'alimentation	50	Hz
Vitesse de rotation	1500	tr/min
Glissement	4.66	%
Tension d'alimentation	380	V
Connexion des enroulements	Triangle	-
Courant absorbé	5.2	A
Facteur de puissance	0.83	-
Rendement	78	%
Résistance d'une phase statorique à 20 °C	7.63	Ω
Hauteur d'axe	100	Mm
Couple nominale	15	N.m
Couple démarrage / couple nominal	2.3	-
Couple max / couple nominal	2.6	-
Courant démarrage / courant nominal	5.9	-

Tableau.4 : Caractéristiques nominales de la machine étudiée.

- **Dimensions géométriques de la machine**

Composante	Valeur	Unité
Diamètre extérieur	153	Mm
Diamètre intérieur	145	Mm
Longueur axiale	192	Mm
Nombre d'ailettes	40	-
Hauteur de l'ailette	20	Mm
Distance entre deux ailettes	10	Mm

Tableau B.1 : Dimensions de la carcasse

Annexe B Caractéristiques de la machine et dimensions physiques

Composante	Valeur	Unité
Diamètre extérieur	145	Mm
Diamètre intérieur	88.5	Mm
Diamètre intérieur de la culasse	119.53	Mm
Longueur axiale	110	Mm
Nombre d'encoches	36	-
Section de l'encoche	96.4	mm ²
Epaisseur de caniveau d'encoche	0.225	Mm
Nombre de brins actifs par encoche	64	-
Diamètre du conducteur nu	0.71	Mm
Diamètre du conducteur isolé	0.753	Mm
Section du cuivre dans l'encoche	25.34	mm ²
Epaisseur de l'entrefer	0.25	Mm
Classe d'isolation	F	-

Tableau B.2 : Dimensions du stator.

Composante	Valeur	Unité
Diamètre extérieur	88	Mm
Diamètre extérieur de la culasse	57.75	Mm
Diamètre de l'arbre	37	Mm
Longueur axiale	110	Mm
Nombre d'encoches	28	-
Section de l'encoche	45.33	mm ²
Biais d'encoche	1	-
Diamètre extérieur de l'anneau de court circuit	86.5	Mm
Diamètre intérieur de l'anneau de court circuit	48	Mm
Nombre d'ailettes à l'extrémité de l'anneau de court circuit	7	-

Tableau B.3 : Dimensions du rotor.

Annexe C Calcul des pertes, des volumes et des densités de pertes

C.1 Calcul des pertes dans les différentes parties de la machine étudié

C.1.a A vide

$$P_{rot} = 0 \text{ W}$$

$$P_{encs} = 70.62 \text{ W}$$

$$P_{fer} = 182 \text{ W}$$

C.1.b En charge

$$P_{rot} = 122.14 \text{ W}$$

$$P_{encs} = 138.53 \text{ W}$$

$$P_{fer} = 182 \text{ W}$$

C.2 Calcul des volumes des différents éléments de la machine

C.2.a Volume du cuivre au niveau des encoches

$$V_{enc} = 3 \cdot l_{enc} \cdot S_{fil}$$

Avec :

$$S_{fil} = 3,96 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2$$

$$l_{enc} = 84.48 \text{ m} \quad (l_{enc} = l_{fer} \cdot 64_{fil/enc} \cdot 12_{enc} = 110 \cdot 64 \cdot 12)$$

Donc :

$$V_{enc} = 3 \cdot 3,96 \cdot 10^{-7} \cdot 84.48 = 1,0036224 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3$$

C.2.b Volume des tôles statoriques

Volume des tôles statoriques = volume du cylindre creux du stator – volume totale des encoches statoriques.

- **Calcul du volume total des encoches statoriques**

Pour calculer le volume des encoches statoriques nous avons partagé l'encoche statorique en 3 surfaces multipliées par la longueur du moteur.

$$V_1 = \frac{1}{2} \cdot \pi \left(\left(\frac{D}{2} \right)^2 \cdot L \right) = \frac{1}{2} \cdot 3,14 \left(\left(\frac{6,16}{2} \right)^2 \cdot 110 \right) = 1638,3012 \cdot 10^{-9} \text{ m}^3$$

$$V_2 = \frac{D+b}{2} \cdot h \cdot L = \frac{6,16+4}{2} \cdot 11,45 \cdot 110 = 6398,26 \cdot 10^{-9} \text{ m}^3$$

$$V_3 = a \cdot c \cdot L = 2,8 \cdot 1 \cdot 110 = 308 \cdot 10^{-9} \text{ m}^3$$

Annexe C Calcul des pertes, des volumes et des densités de pertes

$$V_{enc\ stat} = V_1 + V_2 + V_3 = 1638,3012 + 6398,26 + 308 = 8344,5612 \cdot 10^{-9} m^3$$

$$V_{36encs} = 36 \cdot V_{enc\ stat} = 36 \cdot 8344,5612 = 300404,2032 \cdot 10^{-9} m^3$$

- **Calcul du volume du cylindre creux**

$$V_{cyl\ cre} = L \cdot \pi (D_{ext}^2 - D_{int}^2) / 4$$

$$V_{cyl\ cre} = 110 \cdot 3,14 \frac{(145^2 - 88.5^2)}{4} = 1139193,963 \cdot 10^{-9} m^3$$

Donc :

$$V_{Ts} = V_{cyl\ cre} - V_{36encs} = 1139193,963 - 300404,2032 = 838789,7598 \cdot 10^{-9} m^3$$

- **Calcul du volume d'aluminium dans la cage rotorique**

$$V_{alu} = 2 \cdot V_{ann} + V_{bar}$$

$$V_{bar} = S_{Tbar} \cdot l_{bar}$$

Avec :

$$S_{bar} = 45,3267 \cdot 10^{-4} m^2 (S \text{ de l'encoche rotorique})$$

$$S_{Tbar} = 28 * S_{bar} = 1269,1476 \cdot 10^{-4} m^2$$

$$l_{bar} = \frac{110}{\cos 10^\circ (\text{biais})} = 111,7 \text{ mm}$$

$$V_{bar} = S_{Tbar} \cdot l_{bar} = 1269,1476 \cdot 111,7 = 141763,7869 \cdot 10^{-9} m^3$$

- Calcul de volume de l'anneau de court circuit :

$$V_{ann} = \pi \cdot L \cdot \frac{(D_{ext}^2 - D_{int}^2)}{4} = \pi \cdot 13 \cdot (86,5^2 - 48^2) / 4$$

$$V_{ann} = 52870,84 \text{ mm}^3$$

Donc :

$$V_{alu} = 2V_{ann} + V_{bar} = 2(52870,84) + 141763,7869 = 247505,476 \cdot 10^{-9} m^3$$

C.3 Calcul des densités de pertes dans les différentes parties du moteur étudié

C.3.a A vide :

- **Au niveau des encoches statoriques**

$$D_{enc} = \frac{P_{jsenc}}{V_{cui}} = \frac{70,62}{1,0036224 \cdot 10^{-4}} = 703651,0943 \text{ W/m}^3$$

Annexe C Calcul des pertes, des volumes et des densités de pertes

- Dans les tôles statoriques

$$D_{TS} = \frac{P_{fer}}{V_{TS}} = \frac{182}{838789,7598 \cdot 10^{-9}} = 216979,2822 \text{ W/m}$$

- Dans les encoches rotoriques

$$D_{enr} = \frac{P_{jr}}{V_{al}} = \frac{0}{247505,476 \cdot 10^{-9}} = 0 \text{ W/m}$$

C.3.b En charge nominale

- Au niveau des encoches statoriques

$$D_{enc} = \frac{P_{jsenc}}{V_{cui}} = \frac{138,53}{1,0036224 \cdot 10^{-4}} = 1380300,001 \text{ W/m}$$

- Dans les tôles statoriques

$$D_{TS} = \frac{P_{fer}}{V_{TS}} = \frac{182}{838789,7598 \cdot 10^{-9}} = 216979,2822 \text{ W/m}$$

- Au niveau des encoches rotoriques

$$D_{enr} = \frac{P_{jr}}{V_{al}} = \frac{122,14}{247505,476 \cdot 10^{-9}} = 493484,031 \text{ W/m}$$