

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

École Nationale Polytechnique



Département d'ELECTROTECHNIQUE
Laboratoire de Recherche en Électrotechnique

Mémoire de projet de fin d'études pour l'obtention du diplôme d'
Ingénieur d'État en Électrotechnique

Intitulé

Etude Magnéto-thermique d'un Turbo-alternateur

Présenté par
FEDJOUN Ali et GUESSOUM Anis

Sous la direction de **Pr. Kamel BOUGHRARA**
Soutenu publiquement le 08 juillet 2020

Membres du Jury

Président : M.O.Mahmoudi, Professeur à l'ENP.
Rapporteur : K.Boughrara, Professeur à l'ENP.
Examineur : R.Ibtiouen, Professeur à l'ENP.

ENP 2020

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

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

École Nationale Polytechnique



Département d'ELECTROTECHNIQUE
Laboratoire de Recherche en Électrotechnique

Mémoire de projet de fin d'études pour l'obtention du diplôme d'
Ingénieur d'État en Électrotechnique

Intitulé

Etude Magnéto-thermique d'un Turbo-alternateur

Présenté par
FEDJOUN Ali et GUESSOUM Anis

Sous la direction de **Pr. Kamel BOUGHRARA**
Soutenu publiquement le 08 juillet 2020

Membres du Jury

Président : M.O.Mahmoudi, Professeur à l'ENP.
Rapporteur : K.Boughrara, Professeur à l'ENP.
Examineur : R.Ibtiouen, Professeur à l'ENP.

ENP 2020

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

Dédicaces

A la mémoire de ma grand-mère

*A ma très chère mère, pour tous les sacrifices qu'elle a faits à
mon égard*

*A mes chères sœurs, auxquelles je souhaite tout le bonheur
dans la vie*

A toutes celles et ceux qui me sont chers

Je dédie ce modeste travail

Ali

Dédicaces

A la mémoire de ma grand-mère, qu'elle repose en paix.

*A ma chère mère, aucun mot ne saurait décrire les sacrifices qu'elle
a faits pour moi.*

A mon père, mon frère et ma sœur.

*A toute ma famille et tous mes amis, je leur souhaite beaucoup de
bonheur et de réussite.*

Amis

Remerciements

Nous tenons à exprimer d'abord notre sincère gratitude envers Mr BOUGHRARA Kamel, professeur à l'École Nationale Polytechnique et directeur de cette mémoire, pour la confiance qu'il nous a témoignée en acceptant de diriger ce travail. Nous aimerions également lui dire à quel point nous avons apprécié sa grande disponibilité ainsi que ses idées et conseils judicieux apportés tout au long de ce travail. Enfin, nous avons été extrêmement sensibles à ses qualités humaines d'écoute et de compréhension tout au long de ce travail.

Nos remerciements vont également à Mr DINE Mohamed, qui nous a accompagnés lors de notre stage au sein de la centrale électrique de Boufarik II. Nous tenons à exprimer notre reconnaissance pour son aide, sa disponibilité et son apport scientifique.

Nous tenons à exprimer nos plus vifs remerciements à Mr MAHMOUDI Mohand Oulhadj, professeur à l'École Nationale Polytechnique, pour l'honneur qu'il nous fait de présider le jury de soutenance.

Nous souhaiterions également remercier Mr IBTIOUEN Rachid, professeur à l'École Nationale Polytechnique, pour l'honneur qu'il nous fait de faire partie du jury de soutenance et d'examiner notre travail.

Nous tenons également à exprimer nos sincères remerciements à l'ensemble des enseignants du département d'électrotechnique de l'ENP, nous avons énormément appris grâce à vous lors de ces trois dernières années et nous espérons vous faire honneur en mettant ce savoir à profit dans un futur proche.

Nous terminons ces remerciements en saluant toute personne ayant participé de près ou de loin à ce travail, et également toute ceux qui nous ont soutenus tout au long de nos études.

ملخص:

يتعلق هذا العمل بدراسة وتحديد أبعاد المولد المتزامن ذو عضو دائر ذو أقطاب غاطسة من فئة 13kV-125 MVA، تم أولاً عمل حساب الأبعاد الرئيسية للمولد (هندسية، كهربائية ومغناطيسية) باستخدام معادلات البناء. الهدف من هذا الجزء هو تحديد معادلات البناء وطريقة التصميم التي ستكون صالحة لتصميم مولدات ذات قدرة أعلى. بمجرد معرفة المعلومات الهندسية، حددنا الأداء الكهرومغناطيسي والخسائر الطاقوية المختلفة في المولد مصادر الحرارة اللازمة للدراسة الحرارية. يتم إجراء الحسابات المغناطيسية والحرارية للمولد بطريقة ثابتة وديناميكية بطريقة العناصر المحدودة. تسمح هذه الطريقة العددية أيضاً بدراسة تبريد الماكينة عن طريق الهواء والهيدروجين من خلال حساب تدفق السوائل (ديناميكا الموائع الحسابية CFD). وأخيراً، يتم أيضاً تحديد تأثير التبريد على فقدان الطاقة في المولد.

الكلمات المفتاحية: المولد المتزامن، معادلات البناء، طريقة العناصر المحدودة، الخسائر الطاقوية، التحويلات الحرارية، سوائل التبريد.

Abstract :

The present work concerns the dimensioning and the magnetothermal study of a synchronous turbo alternator with smooth pole wound rotor of 13kV-125 MVA. The calculation of the geometric, electrical and magnetic parameters was first performed using the construction equations. The objective of this part is to define the construction equations and the dimensioning method which will be valid for turbo-alternators of higher power. Once the geometrical parameters were known, we determined the electromagnetic performances and the various power losses in the machine that are sources of heat which are necessary for the thermal study. The magnetothermal calculation of the turbo-alternator is carried out in static and dynamic by the finite element method. This numerical method also allows the study of the cooling of the machine by air and hydrogen through a calculation of the fluid flow (Computational Fluid Dynamics, CFD). Finally, the effect of cooling on power losses in the machine is also determined.

Key Words: Synchronous turbo alternator, construction equations, finite element method, power losses, thermal transfers, cooling fluids.

Résumé :

Le présent travail concerne le dimensionnement et l'étude magnétothermique d'un Turboalternateur synchrone à rotor bobiné à pôles lisses de 13kV-125 MVA. Le calcul des paramètres géométriques, électriques et magnétiques a d'abord été effectué en utilisant les équations de construction. L'objectif de cette partie est de définir les équations de construction et la méthode de dimensionnement qui seront valables pour des Turboalternateurs de puissance plus importante. Une fois les paramètres géométriques connus, nous avons déterminés les performances électromagnétiques et les différentes pertes de puissance dans la machine sources de chaleur qui sont nécessaires pour l'étude thermique. Le calcul magnétothermique du turbo-alternateur est réalisé en statique et en dynamique par la méthode des éléments finis. Cette méthode numérique permet aussi l'étude du refroidissement de la machine par l'air et l'hydrogène à travers un calcul d'écoulement du fluide (Computational Fluid Dynamics, CFD). Enfin, l'effet du refroidissement sur les pertes de puissance dans la machine est aussi déterminé.

Mots clés: Turbo-alternateur synchrone, équations de dimensionnement, méthode des éléments finis, pertes de puissances, transferts thermiques, fluides de refroidissement.

Table des matières

Table des figures	9
Listes des tableaux	11
Introduction générale	12
1 Généralités sur l’alternateur synchrone à rotor bobiné	14
1.1 Introduction	15
1.2 Généralités sur la machine synchrone	15
1.2.1 Historique	15
1.2.2 Principe de construction	16
1.2.3 Principe de fonctionnement	17
1.2.3.1 Fonctionnement à vide	18
1.2.3.2 Fonctionnement en charge	18
1.2.3.3 Démarrage d’un turbo-alternateur	19
1.2.3.4 Circuit équivalent	19
1.2.4 Pertes dans les machines synchrones	20
1.3 Transfert thermique dans les machines électriques	22
1.3.1 Transfert thermique par conduction	22
1.3.2 Transfert thermique par convection	23
1.3.3 Transfert thermique par rayonnement	25
1.4 Système de refroidissement dans les alternateurs synchrones	25
1.4.1 Différents types de refroidissement	26
1.4.2 Ventilation du rotor	26
1.4.3 Refroidissement à air et à hydrogène	26
1.4.3.1 Refroidissement à air	27
1.4.3.2 Refroidissement à hydrogène	27
1.4.4 Refroidissement à eau	30
1.4.4.1 Refroidissement à eau du stator	30
1.4.4.2 Refroidissement à eau du rotor	30
1.5 Alternateurs de la centrale électrique de Boufarik II	30
1.5.1 Présentation de la centrale	30
1.5.2 Principe de fonctionnement	31
1.5.3 Caractéristiques des alternateurs	32
1.5.4 Maintenance et inspection des alternateurs	32
1.6 Conclusion	34

2	Dimensionnement d'un turbo-alternateur de 125 MVA	35
2.1	Introduction	36
2.2	Caractéristiques prédéfinies	37
2.2.1	Caractéristiques générales	37
2.2.2	Dimensions des encoches statoriques	38
2.2.3	Dimensions des encoches rotoriques	39
2.3	Calcul des paramètres de la machine	39
2.3.1	Culasse du stator	39
2.3.1.1	Dimensionnement du stator	39
2.3.1.2	Dimensionnement de l'encoche statorique	42
2.3.2	Dimensionnement de l'entrefer	44
2.3.3	Culasse du rotor	45
2.3.3.1	Dimensionnement du rotor	46
2.3.3.2	Dimensionnement de l'encoche rotorique	47
2.4	Conclusion	50
3	Étude électromagnétique de l'alternateur synchrone	51
3.1	Introduction	52
3.2	Introduction au calcul par éléments finis	52
3.2.1	Description de la méthode des éléments finis (MEF)	52
3.2.2	Principe de la MEF et mise en pratique	52
3.2.3	Utilisation de la MEF dans l'étude de l'alternateur synchrone	54
3.2.4	Différences entre la résolution 2D et 3D	56
3.3	Méthode de travail	58
3.4	Maillage	58
3.5	Données techniques des matériaux	61
3.6	Performances de l'alternateur	62
3.6.1	Modèle magnétique	62
3.6.2	Modèle électrique	62
3.6.3	Équation mécanique	63
3.6.4	Bilan des puissances	64
3.6.5	Calcul des performances électromagnétiques	64
3.6.5.1	Champs magnétiques	64
3.6.5.2	F.E.M. à vide	66
3.6.5.3	Couple disponible sur l'arbre	66
3.6.5.4	Puissances	67
3.7	Étude des pertes magnétiques dans la machine	67
3.7.1	Méthodes de calcul des pertes	67
3.7.2	Calcul des pertes	69
3.8	Conclusion	72
4	Étude thermique de l'alternateur synchrone	73
4.1	Introduction	74
4.2	Maillage	74
4.2.1	Maillage de l'alternateur synchrone	74
4.2.2	Qualité du maillage	76
4.3	Données techniques des fluides	77
4.4	Modèle thermique de l'alternateur	78

4.4.1	Équation de la chaleur	78
4.4.2	Calcul numérique	79
4.5	Évolution de la température par variation du coefficient d'échange convectif	79
4.5.1	Calcul en 2D	79
4.5.2	Calcul en 3D	80
4.5.3	Discussion des résultats	81
4.6	Effet de la température sur les performances électromagnétiques	82
4.7	Écoulement du fluide	83
4.7.1	Hypothèses	83
4.7.2	Équation de continuité	83
4.7.3	Équation de l'énergie	83
4.7.4	Pression et température des fluides étudiés	84
4.7.5	Coefficient d'échange convectif	85
4.8	Distribution de la température dans la machine	85
4.8.1	Refroidissement à air	86
4.8.1.1	Régime permanent	86
4.8.1.2	Régime transitoire	86
4.8.2	Refroidissement à hydrogène	87
4.8.2.1	Régime permanent	87
4.8.2.2	Régime transitoire	88
4.8.3	Discussion des résultats	89
4.9	Calcul des pertes sous influence de la température	89
4.9.1	Refroidissement à air	90
4.9.2	Refroidissement à hydrogène	90
4.9.3	Comparaison des résultats	91
4.10	Conclusion	93
	Conclusion générale	94
	Références	96

Table des figures

1.1	Évolution de la puissance des alternateurs synchrones durant les 140 dernières années [3]	16
1.2	Alternateur synchrone bipolaire à pôles lisses (à gauche) et à pôles saillants (à droite) [3].	17
1.3	Circuit équivalent monophasé d'une génératrice synchrone au régime permanent.	20
1.4	Différentes conductivités thermiques en W/m K selon le type de matériau [5].	23
1.5	Caractéristiques des fluides de refroidissement des alternateurs synchrones [3].	26
1.6	Système d'huile d'étanchéité dans un alternateur refroidi avec de l'hydrogène [3].	29
1.7	Les 3 groupes turbo-alternateurs présents dans la centrale électrique de Boufarik II.	31
1.8	Résistance de la sonde RTD par rapport à la température pour des sondes RTD en cuivre et en platine [7].	33
2.1	Modèle de la machine.	36
2.2	Bobinage au stator.	42
2.3	Dimensions d'une encoche statorique.	43
2.4	Dimensions d'une encoche rotorique.	48
2.5	Schéma d'une encoche rotorique contenant des conducteurs plats.	48
3.1	Modèle 2D de la machine.	56
3.2	Modèle 3D de la machine.	57
3.3	Plans axial et radial d'étude en 2D de la machine [6].	57
3.4	Étapes suivies lors de la simulation.	58
3.5	Étapes du maillage initial	59
3.6	Étapes du maillage adaptatif	60
3.7	Maillage du modèle 2D de l'alternateur.	60
3.8	Maillage du modèle 3D de l'alternateur.	61
3.9	Courbe de première aimantation de l'acier utilisé.	62
3.10	Vecteur potentiel magnétique.	65
3.11	Induction magnétique en 2D.	65
3.12	Induction magnétique en 3D.	66
3.13	F.E.M. à vide.	66
3.14	Couple mécanique.	67
3.15	Puissances électrique et mécanique.	67
3.16	Pertes par effet Joule.	70

3.17	Distribution des pertes joules dans la machine.	70
3.18	Pertes totales.	71
3.19	Distribution des pertes totales dans la machine.	71
4.1	Maillage du modèle 2D de l'alternateur.	76
4.2	Maillage du modèle 3D de l'alternateur.	76
4.3	Qualité du maillage effectué.	77
4.4	Variation de la température en fonction du coefficient d'échange convectif dans l'entrefer en 2D.	80
4.5	Distribution de la température pour un coefficient $h = 300W/m^2K$	80
4.6	Variation de la température en fonction du coefficient d'échange convectif dans l'entrefer en 3D.	81
4.7	Distribution de la température pour un coefficient $h = 300W/m^2K$	81
4.8	Couplage système.	82
4.9	Distribution de la température en régime permanent, refroidissement à air.	86
4.10	Évolution de la température pendant le régime transitoire, refroidissement à air.	87
4.11	Distribution de la température à la fin du régime transitoire.	87
4.12	Distribution de la température en régime permanent, refroidissement à hydrogène.	88
4.13	Évolution de la température en régime transitoire, refroidissement à hydrogène.	88
4.14	Distribution de la température à la fin du régime transitoire.	89
4.15	Pertes Joule avec refroidissement à air.	90
4.16	Pertes totales avec refroidissement à air.	90
4.17	Pertes Joule avec refroidissement à hydrogène.	91
4.18	Pertes totales avec refroidissement à hydrogène.	91
4.19	Comparaison des pertes Joule avant et après avoir pris en compte la température.	92
4.20	Comparaison des pertes totales avant et après avoir pris en compte la température.	92

Liste des tableaux

1.1	Caractéristiques des alternateurs.	32
2.1	Paramètres prédéfinis de la machine.	37
2.2	Choix de certaines dimensions pour l'encoche statorique.	38
2.3	Choix de certaines dimensions pour l'encoche rotorique.	39
2.4	Résultats de calculs au niveau de la culasse statorique.	42
2.5	Résultats de calculs au niveau de l'encoche statorique.	44
2.6	Résultats de calculs au niveau de l'entrefer.	45
2.7	Résultats de calculs au niveau de la culasse rotorique.	47
2.8	Résultats de calculs au niveau de l'encoche rotorique.	49
3.1	Propriétés des matériaux utilisés.	61
4.1	Propriétés des fluides utilisés.	78
4.2	Pression et température des fluides étudiés.	84
4.3	Variation du coefficient d'échange convectif en un point du domaine étudié en fonction de sa position en coordonnées cartésiennes (x, y, z)	85

Introduction générale

Les machines électriques jouent un rôle très important dans la conversion d'énergie dans plusieurs applications et domaines [1].

Le champ magnétique définit le fonctionnement de ces machines, et afin d'étudier convenablement une machine électrique, il faut déterminer la distribution du champ magnétique en passant par la résolution des équations de Maxwell qui peut être difficile à réaliser analytiquement, c'est pourquoi les méthodes numériques sont souvent utilisées à cette fin [2]. De ces méthodes, la plus répandue à ce jour et celle qui est d'ailleurs utilisée dans ce travail est la méthode des éléments finis.

Les résultats de l'étude électromagnétique d'une machine électrique permet notamment de classer différents types de pertes qui donnent naissance à un autre problème qui par le passé a pu être négligé mais qui aujourd'hui nécessite des études à part entière : l'aspect thermique [2].

Les contraintes thermiques jouent aussi un rôle indispensable dans la conception des machines électriques de plus en plus grandes et performantes [1]. En effet, la performance des machines électriques est limitée par les températures maximales admissibles dans le bobinage et dans d'autres zones critiques de la machine, les matériaux magnétiques et les isolants utilisés dans les tôles de l'armature de la machine sont notamment concerné puisqu'une augmentation de la température peut nuire aux propriétés magnétiques de ces matériaux [2].

Deux approches principales peuvent être utilisées pour étudier le comportement thermique d'une machine électrique : la méthode nodale et les méthodes numériques [1]. Dans notre étude, nous proposons d'utiliser la méthode numérique des éléments finis statique et dynamique pour le calcul des performances électromagnétiques et thermique d'un alternateur synchrone à rotor bobiné à pôles lisses.

L'objet de ce mémoire est donc l'étude et le dimensionnement magnétothermique d'un alternateur synchrone à pôles lisses en appliquant la méthode des éléments finis aussi bien dans l'étude électromagnétique que dans l'étude thermique.

En premier lieu, nous présentons la machine synchrone après une recherche bibliographique, ses principes de construction et de fonctionnement ainsi qu'une première classification des pertes qui existent dans la machine. Puis, nous définissons le transfert thermique et ses différents modes : conduction, convection et rayonnement, qui sont tous présents dans différentes proportions dans le fonctionnement d'une machine électrique. On enchaîne avec une présentation des différents systèmes de refroidissement que l'on peut retrouver dans les alternateurs synchrones. Pour clore ce premier chapitre, nous présentons les groupes turbo-alternateurs vus à la centrale électrique de Boufarik II, leurs caractéristiques et les moyens d'inspection et de maintenance de ces alternateurs.

Dans le deuxième chapitre, nous effectuons un dimensionnement d'un alternateur synchrone de 125 MVA dont les caractéristiques et dimensions sont présentes dans le logiciel utilisé pour la simulation. L'objectif de cette démarche est de valider les formules de calcul utilisées pour d'éventuels dimensionnements de machines synchrones de grande puissance.

Le troisième chapitre concerne l'étude électromagnétique de la machine. Pour commencer, nous définissons la méthode numérique utilisée et son application au problème étu-

dié. Puis, nous définissons la méthode de maillage adoptée et les matériaux utilisés. On enchaîne avec le calcul des performances électromagnétiques de la machine (champs magnétiques, puissance, couple, f.e.m.) avant de finir en présentant la manière dont sont calculées les différentes pertes de puissances sources de chaleur dans la machine.

Dans le quatrième et dernier chapitre, on mène une étude thermique de la machine. On commence par définir le maillage utilisé et sa qualité ainsi que les propriétés des fluides de refroidissement. Puis, après avoir donné le modèle thermique de la machine, nous étudions l'évolution de la température dans la machine sous différentes conditions : variation du coefficient d'échange convectif, refroidissement à air, refroidissement à hydrogène. Enfin, nous réinterprétons le calcul des pertes en y introduisant les résultats de l'étude thermique.

Chapitre 1

Généralités sur l'alternateur synchrone à rotor bobiné

1.1 Introduction

Pour commencer, ce premier chapitre concerne l'état de l'art de la machine synchrone et quelques généralités sur les transferts thermiques qui ont lieu à l'intérieur d'un alternateur synchrone, des généralités sur les systèmes de refroidissement que l'on peut retrouver dans un alternateur synchrone à rotor bobiné. Enfin, nous présentons dans ce chapitre la centrale électrique de Boufarik II et ses alternateurs de grande puissance, ainsi que la façon dont ces derniers sont entretenus et inspectés.

1.2 Généralités sur la machine synchrone

On s'intéresse dans ce travail à un type de machine dont l'utilisation est largement répandue de par le monde aujourd'hui : la machine synchrone, qui un type de machines électriques fréquemment utilisé pour la production d'énergie électrique

1.2.1 Historique

La naissance commerciale de l'alternateur peut être datée du 24 août 1891 . Ce jour-là, la première démonstration à grande échelle de transmission de courant alternatif a été effectuée. Cette démonstration a été réalisée lors d'une exposition électrique internationale à Francfort, elle était si convaincante sur la faisabilité du transport de courant alternatif sur de longues distances que la ville de Francfort l'a adoptée pour sa première centrale électrique, inaugurée en 1894 [3].

A son tour, la centrale des chutes du Niagara « Niagara Falls power plant » est devenue opérationnelle en 1895. À toutes fins pratiques, le célèbre duel opposant le courant continu au courant alternatif était terminé.

Il est intéressant de noter que, bien que des progrès considérables aient été réalisés dans les caractéristiques des machines, leur isolation et leur conception depuis plus de 100 ans, les éléments de base de la machine sont restés pratiquement inchangés. Le concept selon lequel un alternateur synchrone peut être utilisé comme moteur a suivi peu après. Bien que le moteur à induction de Tesla ait remplacé le moteur synchrone en tant que 1er choix pour la grande majorité des applications de moteurs électriques, les alternateurs synchrones sont restés des machines universelles pour la production d'énergie électrique. Le monde d'aujourd'hui est divisé entre les pays produisant leur puissance à 50 Hz et d'autres (par exemple, l'Amérique du Nord) à 60 Hz.

Les alternateurs synchrones n'ont cessé de croître en taille au fil des ans. La justification est la suivante : la puissance nominale de la machine par unité de poids augmente à mesure que sa taille augmente [3].

La figure 1.1 illustre l'évolution de la puissance des génératrices synchrones durant le dernier siècle :

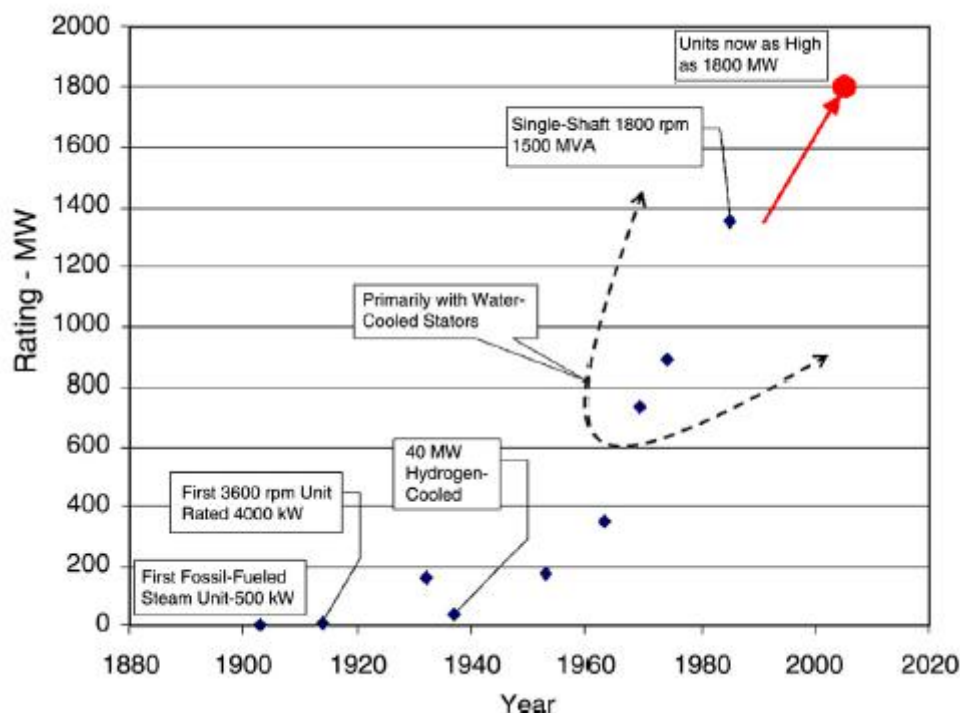


FIGURE 1.1 – Évolution de la puissance des alternateurs synchrones durant les 140 dernières années [3]

1.2.2 Principe de construction

Les machines synchrones existent sous différentes formes et tailles, allant du moteur synchrone à aimant permanent miniature présent dans les horloges murales aux plus grands alternateurs à turbine à vapeur jusqu'à environ 2000 MVA. Il existe deux types de machines synchrones : à champ stationnaire ou à champ tournant.

La machine synchrone à champ constant a des pôles saillants montés sur le stator - la partie fixe. Les pôles sont magnétisés soit par des aimants permanents, soit par un courant continu. L'armature, contenant normalement un enroulement triphasé, est montée sur l'arbre. L'enroulement d'induit est alimenté par trois bagues collectrices et un ensemble de balais coulissant sur eux.

La machine synchrone à champ magnétique tournant (également appelé champ tournant) possède un enroulement au niveau de la partie rotative (le rotor) et l'armature est enroulée sur la partie fixe (le stator). Un courant continu, créant un champ magnétique qui doit tourner à une vitesse synchrone, alimente l'enroulement du champ tournant. L'enroulement à champ tournant peut être alimenté par un ensemble de bagues collectrices et de brosses (excitation externe) ou à partir d'un pont de diodes monté sur le rotor (auto-excitation).

L'armature du stator est composée de tôles d'acier isolées. L'épaisseur des tôles et le type d'acier sont choisis de manière à minimiser les pertes par courants de Foucault et par hystérésis, tout en maintenant la longueur efficace requise et en minimisant les coûts.

Le rotor lui peut être à pôles lisses ou saillants :

Les rotors à pôles lisses sont utilisés dans les machines à deux ou quatre pôles et très rarement dans les machines à six pôles.

Ils sont généralement usinés à partir de pièces forgées en acier solide. L'enroulement est placé dans des encoches usinées hors du corps du rotor et résistant contre la force centrifuge grâce à des cales métalliques, usuellement faites d'aluminium ou d'acier.

Les grands rotors à pôles saillants sont constitués de pôles stratifiés retenant l'enroulement sous la tête de pôle. Les machines à pôles saillants ont un enroulement supplémentaire dans le rotor. Cet enroulement, constitué de barres de cuivre court-circuitées aux deux extrémités, est encastré dans la tête du pôle. Le but de cet enroulement est de démarrer la machine en tant que machine à induction (asynchrone), et de l'amener à vide à une vitesse presque synchrone, lorsque le rotor est «entraîné» par le couple synchrone [3].

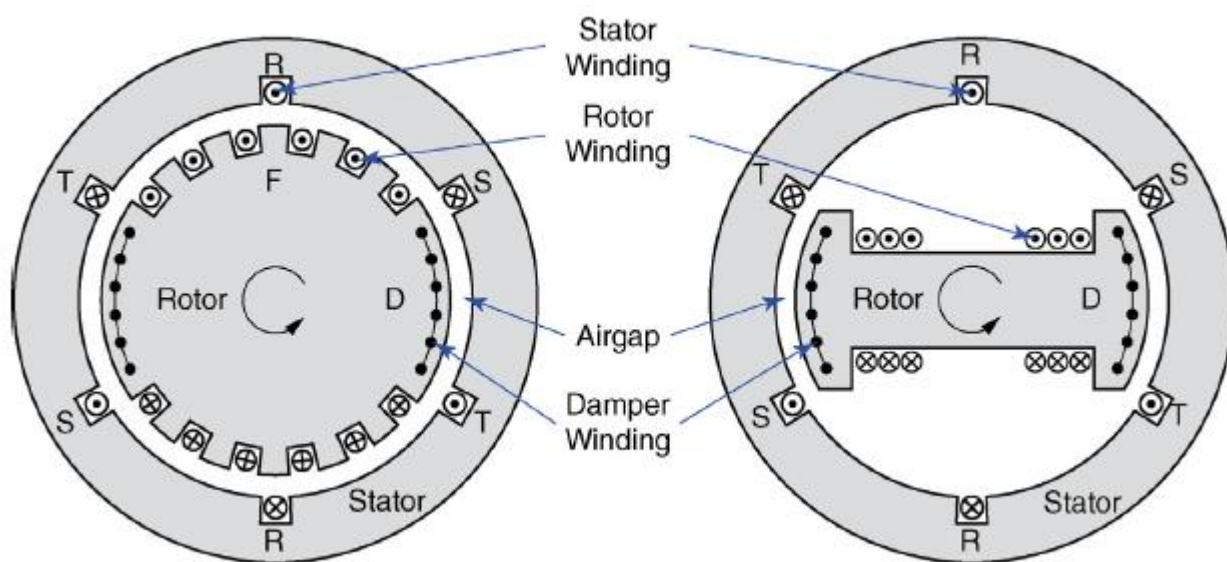


FIGURE 1.2 – Alternateur synchrone bipolaire à pôles lisses (à gauche) et à pôles saillants (à droite) [3].

1.2.3 Principe de fonctionnement

Par une simple analyse mathématique, on peut montrer que si trois courants équilibrés (de même amplitude et déphasés de 120 degrés électriques) circulent dans un enroulement triphasé équilibré, un champ magnétique d'amplitude constante est produit dans l'entrefer de la machine. Ce champ magnétique tourne autour de la machine à une fréquence égale à la fréquence des courants traversant l'enroulement. Le flux d'amplitude constante permet de transformer des centaines de mégawatts de puissance à l'intérieur d'une machine électrique de l'énergie électrique à l'énergie mécanique, et vice versa, sans

limitations mécaniques majeures.

1.2.3.1 Fonctionnement à vide

Lorsque la machine est connectée à un réseau de puissance « infini », une tension équilibrée triphasée V_1 est appliquée à l'enroulement du stator (à partir de maintenant, les systèmes et machines sont supposés triphasés). Comme décrit ci-dessus, il peut être démontré qu'une tension équilibrée triphasée appliquée à un enroulement triphasé uniformément réparti autour d'une armature produira une force magnétomotrice tournante (f.m.m.) d'amplitude constante F_s . Cette f.m.m. se traduit par le flux magnétique ϕ_s . La vitesse à laquelle ce champ tourne autour du centre de la machine est liée à la fréquence d'alimentation et au nombre de pôles par l'expression suivante :

$$n_s = 60 \frac{f}{p} \quad (1.1)$$

n_s : Vitesse du champ tournant en tr/min

f : Fréquence des courants statoriques en Hz

p : Nombre de paires de pôles

Si aucun courant d'excitation n'est fourni, aucun couple n'est généré et le flux résultant ϕ_r , qui dans ce cas est égal au flux statorique ϕ_s , magnétise le noyau dans la mesure où la tension appliquée V_1 est exactement opposée à une force contre électromotrice E_1 . Si l'excitation du rotor est légèrement augmentée et qu'aucun couple n'est appliqué à l'arbre, le rotor fournit une partie de l'excitation requise pour produire E_1 , provoquant une réduction équivalente de ϕ_s . Cette situation représente le fonctionnement « sous excité » ou ce que l'on appelle communément le fonctionnement à vide.

1.2.3.2 Fonctionnement en charge

Pour démarrer, le rotor d'un alternateur synchrone doit être entraîné par un moteur annexe jusqu'à atteindre la vitesse de synchronisme pour induire dans les bobinages du stator un courant alternatif de forme sinusoïdale pour autant que les circuits du stator soient fermés sur une charge, nous expliquerons de manière détaillée le démarrage d'un groupe turbo-alternateur synchrone à rotor bobiné un peu plus bas.

La vitesse du champ tournant est appelée vitesse de synchronisme pour autant qu'elle soit la même que celle du champ tournant généré par le réseau sur lequel la machine synchrone sera connectée.

Lorsque la charge d'un alternateur change, les puissances actives et réactives peuvent changer. Il en est de même pour la tension et la fréquence. Comment les maintenir stables ?

- Lorsque la puissance active varie, la vitesse et la fréquence de l'alternateur varient. Il faut donc jouer sur la fréquence pour maintenir la puissance active stable.

- Lorsque la puissance réactive varie, la tension de l'alternateur varie. Il est nécessaire de modifier l'excitation de l'alternateur.

Couplé sur un réseau, l'alternateur est véritablement « accroché ». Les seuls paramètres à réguler sont :

- La puissance réactive en agissant sur le niveau d'excitation de l'induit (le rotor).
- La puissance active en sollicitant le régulateur ou le variateur de vitesse.

1.2.3.3 Démarrage d'un turbo-alternateur

Pour expliquer comment se déroule le démarrage d'un turbo-alternateur, nous expliquons comment se déroule le démarrage du groupe turbine - alternateur de la centrale électrique de Boufarik II [4].

Tout d'abord, il faut vérifier que tous les systèmes auxiliaire qui entrent dans le fonctionnement de l'alternateur fonctionnent correctement (refroidisseurs, vireur, sondes de température, moteur auxiliaire, disjoncteurs ...) ainsi que la pureté et la pression de l'hydrogène, prendre régulièrement les relevés vibratoires sur l'arbre lorsque ce dernier commence à être entraîné par le moteur auxiliaire.

Après que toutes les conditions de démarrage sont remplies, l'unité entame l'accélération vers la phase de purge. Le démarreur statique accélère le train du vireur à une vitesse de 30 % en environ deux minutes. L'accélération du train de l'arbre se fait en appliquant une tension et une intensité de fréquence variable à l'enroulement du stator de l'alternateur qui produit un couple au rotor.

Après l'accélération vers la phase de purge, le système de démarrage statique commence la phase de purge.

Après le temps nécessaire à la phase de purge, l'unité peut décélérer sa vitesse de 30 % à 14 %. Cela prend environ deux minutes et aucune puissance n'est appliquée par le démarreur statique à ce moment.

Une fois cette décélération effectuée, le système de démarrage statique se met en phase d'allumage. Le démarreur statique maintient l'unité à 14 % de la vitesse pendant environ une minute et enflamme les chambres de combustion.

Après la phase d'allumage, le système de démarrage statique permute sur l'accélération à la phase de vitesse pleine. Le système de démarrage statique accélère le train en passant de 14 % à 90 % de sa vitesse en approximativement 5 à 6 minutes. Pendant cette phase, la turbine à gaz contribue également au couple vers l'accélération du train. À ce moment, le démarreur statique est déconnecté et le groupe turbine emmène l'unité à 100 % de sa vitesse.

1.2.3.4 Circuit équivalent

Lorsqu'il s'agit de circuits triphasés équilibrés, les ingénieurs du domaine électrique utilisent la représentation mono-ligne ou monophasée. Cette simplification est autorisée car dans les circuits triphasés équilibrés, tous les courants et tensions, ainsi que les éléments de circuit sont symétriques. Ainsi, en « montrant » une seule phase, il est possible

de représenter le système triphasé, tant que l'on prend soin d'utiliser les facteurs appropriés.

Ci-après, lors de la description d'un générateur triphasé par un schéma électrique, la méthode monophasée sera utilisée [3] :

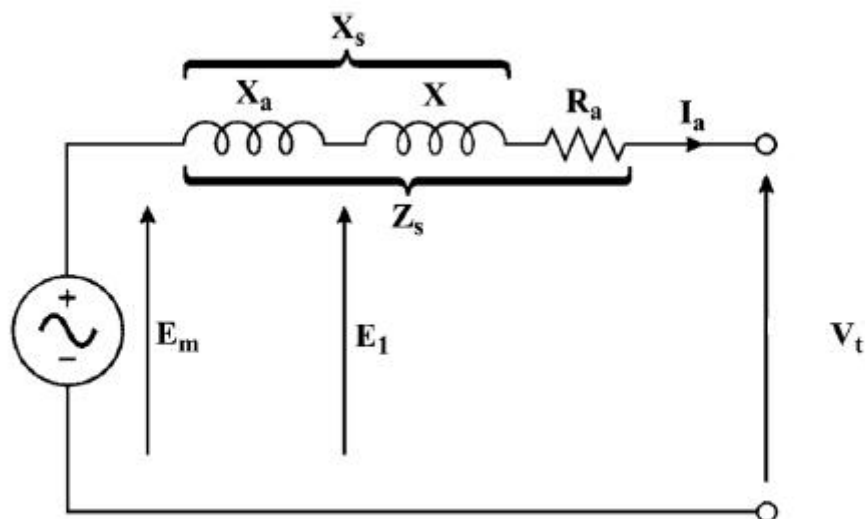


FIGURE 1.3 – Circuit équivalent monophasé d'une génératrice synchrone au régime permanent.

Où

X : Réactance de fuite.

X_a : Réactance de réaction d'induit (réactance de magnétisation).

X_s : Réactance synchrone.

R_a : Résistance du bobinage statorique.

Z_s : Impédance synchrone.

V_1 : Tension de sortie.

E_m : F.E.M. induite.

Le moyen le plus pratique pour déterminer les caractéristiques de performance des machines synchrones consiste à utiliser des circuits équivalents. Ces circuits équivalents peuvent devenir très élaborés lorsque la saturation, la réaction d'induit, la réactance harmonique et d'autres effets non linéaires sont considérés.

1.2.4 Pertes dans les machines synchrones

Dans le cadre de la conservation d'énergie dans les machines électriques, on sait que le courant qui circule dans les conducteurs de la machine génère de la chaleur (une perte). Cependant, il existe un certain nombre d'autres sources au sein d'un alternateur qui produisent de la chaleur et donc des pertes. Voici une liste des sources de ces pertes [3] :

— Pertes dans les enroulements (pertes cuivre) :

o Pertes joules au stator :

Elles sont déterminées par la formule suivante :

$$P_{js} = 3/2R_b I^2 \quad (1.2)$$

R_b : Résistance mesurée entre 2 bornes du stator.

I : Courant d'induit.

o Pertes joules au rotor.

Les pertes joules au rotor sont sensiblement égales à la puissance reçue par la machine.

$$P_{jr} = U_e J \quad (1.3)$$

U_e : Tension d'excitation.

J : Courant d'excitation.

o Pertes constantes :

Ce sont des pertes que l'on peut déterminer à partir d'un essai à vide, elles ne sont donc pas liées à la charge et représentent des pertes mécaniques et magnétiques dans la machine.

— Pertes fer :

Elles sont essentiellement présentes au stator (dans la ferrite notamment), et elles sont représentées par les pertes par hystérésis et les pertes par courants de Foucault. Les ferrites étant aujourd'hui optimisées pour certaines fréquences, les pertes y sont donc moins importantes. Ces pertes peuvent être calculées.

Le calcul peut se faire via la détermination de la résistance équivalente aux pertes fer, qui elle-même dépend de la fréquence, sinon des formules empiriques sont aussi utilisées afin d'appréhender de façon assez précise les pertes fer totales.

— Pertes par courants de Foucault :

La variation d'un champ magnétique dans une masse conductrice (ou le mouvement d'une masse conductrice dans un champ magnétique constant) crée ce qu'on appelle des courants de Foucault, qui sont responsables d'une partie des pertes dans la machine, soit par échauffement (effet Joule), soit parce qu'ils créent eux-mêmes un champ magnétique qui vient s'opposer à la cause de variation du champ dans lequel se trouve la masse conductrice (loi de Lenz).

Ces effets généralement indésirables sont la raison pour laquelle les circuits magnétiques dans les machines électriques sont constitués de tôles feuilletées et non d'une seule masse : ces courants sont ainsi limités.

— Pertes mécaniques :

Les pertes mécaniques sont causées par différents types de pertes qui sont les suivantes :

- o Pertes par frottement et par ventilation.
- o Pertes dans les ventilateurs et les systèmes de refroidissement du stator et du rotor.
- o Pertes dans les paliers.

— Pertes exogènes :

Ce sont des pertes dans les équipements auxiliaires : excitation, pompes à huile de lubrification, pompe de refroidissement à eau et à hydrogène ...

1.3 Transfert thermique dans les machines électriques

Aujourd'hui avec la thermodynamique on sait que l'énergie peut être échangée entre un système et son environnement grâce à différents types d'interactions. Ainsi, un système quelconque cherchera toujours à ce qu'un équilibre soit établi avec le milieu dans lequel il se trouve. Les machines électriques sont également sujettes aux transferts thermiques puisqu'une bonne partie de l'énergie qu'elles produisent est dissipée sous forme de chaleur. Il existe trois différents modes de transferts de chaleur : conduction, convection et rayonnement.

1.3.1 Transfert thermique par conduction

C'est un mode de transfert d'énergie qui se fait à l'échelle microscopique ; il est provoqué par une différence de température entre 2 milieux en contact, c'est un processus de transport d'énergie interne entre les atomes dû à une agitation moléculaire ou à une hétérogénéité du milieu à l'échelle microscopique. Ce transfert de chaleur est irréversible, et il se fait de la région chaude vers la région froide. Les métaux sont les solides les plus susceptibles de transférer de la chaleur par conduction : leur structure permet une diffusion de l'énergie cinétique via les électrons de conduction. Enfin, la conduction thermique est rapide et très efficace sur une courte distance, et très lente sur de longues distances [1].

Dans une machine électrique, ce mode de transfert thermique opère dans l'ensemble des parties solides et dans le fluide qui les entoure (air, hydrogène ...). Il existe une relation linéaire entre le gradient de température et la densité de flux thermique : c'est la loi de Fourier, qui est donnée par la relation suivante :

$$\varphi = -\lambda \overrightarrow{\text{grad}T} \quad (1.4)$$

λ : conductivité thermique du milieu en W/m K.

Le signe négatif est placé dans l'équation pour respecter le 2nd principe de la thermodynamique qui dicte que la chaleur est transférée de la région chaude vers la région froide [1].

La conductivité thermique quant à elle est une grandeur physique qui définit la quantité de chaleur échangée par unité de surface et de temps sous un gradient de température de 1 kelvin par mètre.

La figure 1.4 donne la variation de conductivité thermique selon le type de matériau :

	sec	hum.	
Matériaux isolants	0,028		polyuréthane
	0,040		laine minérale, liège
	0,058		vermiculite
	0,065		perlite
Bois et dérivés	0,17	0,19	feuillus durs
	0,12	0,13	résineux
Maçonneries	0,27	0,41	briques 700-1000 kg/m ³
	0,54	0,75	briques 1000-1600 kg/m ³
	0,90	1,1	briques 1600-2100 kg/m ³
Verre	1,0	1,0	
Béton armé	1,7	2,2	
Pierres naturelles	1,40	1,69	tuft, pierre tendre
	2,91	3,49	granit, marbres
Métaux		45	acier
		203	aluminium
		384	cuivre

FIGURE 1.4 – Différentes conductivités thermiques en W/m K selon le type de matériau [5].

1.3.2 Transfert thermique par convection

La convection est un mode de transfert thermique qui implique un échange de chaleur entre un fluide en mouvement et une paroi solide, il s'agit en fait d'une conduction thermique à laquelle s'ajoute un transport de matière. Si on suppose que la paroi est la source chaude, elle cèdera par convection de la chaleur au fluide adjacent qui à son tour transférera la chaleur par couches et dans une direction perpendiculaire à la paroi. C'est à partir de là qu'intervient le mouvement du fluide, ce dernier permet de transporter l'énergie accumulée vers d'autres régions plus froides.

On peut distinguer deux types de convections : la convection naturelle et la convection forcée. La différence se fait dans le mouvement du fluide : pour une convection naturelle, ce sont des forces naturellement présentes qui provoquent ce mouvement, alors que dans une convection forcée, des forces extérieures viennent s'ajouter pour forcer le mouvement à avoir une certaine direction et une certaine vitesse [6].

Il existe une relation entre la densité de flux de chaleur et la différence de température entre le fluide et la paroi solide, c'est la loi de Newton, donnée dans l'équation suivante :

$$\varphi = hS(T_s - T_\infty) \quad (1.5)$$

h : coefficient d'échange convectif en W/m^2K .

T_s : température de surface du solide en K.

T_∞ : température du fluide à l'infini en K.

S : surface de contact fluide-solide en m^2 .

La différence entre les deux types de convections dans l'équation est au niveau du coefficient de transfert thermique qui peut être calculé grâce à la relation suivante [6] :

$$h = \frac{\lambda N_u}{D_h} \quad (1.6)$$

où :

N_u : nombre de Nusselt.

λ : conductivité thermique en W/m K.

D_h : diamètre hydraulique en m qui est défini par la relation suivante [6] :

$$h = \frac{4 S_p}{P_m} \quad (1.7)$$

où :

S_p : aire de la section de passage du fluide en m^2 .

P_m : périmètre mouillé en m.

La valeur du nombre de Nusselt varie en fonction du type de convection, sa formule de calcul également [6].

Pour une convection naturelle :

$$N_u = a(G_r P_r)^b \quad (1.8)$$

$$P_r = \frac{C_p \mu}{\lambda} \quad (\text{Nombre de Prandtl}) \quad (1.9)$$

où :

C_p : capacité calorifique du fluide en J/kg K.

μ : viscosité dynamique du fluide en kg/s m.

$$G_r = \frac{\beta g \Delta T \rho^2 L^3}{\mu} \quad (\text{Nombre de Grashof}) \quad (1.10)$$

où :

β : coefficient de dilatation cubique du fluide en K^{-1} .

g : force de gravitation en m/s^2 .

ΔT : différence de température entre la surface et le fluide en K.

ρ : densité volumique du fluide en kg/m^3 .

L : hauteur ou diamètre géométrique en m.

Pour un convection forcée :

$$N_u = a(R_e)^b (P_r)^c \quad (1.11)$$

$$R_e = \frac{\lambda v D_h}{\mu} \quad (\text{Nombre de Reynolds}) \quad (1.12)$$

où :

v : vitesse du fluide en m/s.

a, b et c sont des coefficients qui dépendent du régime de la convection et de la géométrie [6].

Dans les machines électriques, le phénomène de convection est évidemment présent. Il intervient surtout au niveau des parois du stator et du rotor en contact direct avec le fluide dans lequel baigne la machine (air, hydrogène ...). Cette convection est généralement forcée dès lors qu'on utilise un système de refroidissement avec l'introduction de ventilateurs ou de canaux de refroidissement.

1.3.3 Transfert thermique par rayonnement

C'est le dernier mode de transfert thermique où le transfert de chaleur se fait par rayonnement électromagnétique. Tout corps, quel qu'il soit et quel que soit son état (solide, liquide ou gazeux) émet des radiations électromagnétiques. Ce genre de transfert thermique aide à évacuer la chaleur de l'intérieur vers l'extérieur de la machine et même entre les différentes zones de cette dernière [1].

On peut quantifier le flux de chaleur perdu par une surface à une température T_s vers l'air ambiant à une température T_a avec la formule de Stefan-Boltzmann suivante :

$$\varphi = \epsilon \sigma (T_s^4 - T_\infty^4) \quad (1.13)$$

Avec :

σ : Constante de Stefan-Boltzmann, égale à $5.67032 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$.

ϵ : Facteur d'émissivité qui dépend du type et de l'état de la surface et du matériau, ainsi que de la direction du rayonnement.

1.4 Système de refroidissement dans les alternateurs synchrones

De nombreux composants internes du générateur n'ont pas la capacité dans leur conception d'avoir un refroidissement liquide direct et, pourtant, ils subissent des pertes importantes pendant le fonctionnement. De plus, il y a le problème de la rotation du rotor et de la ventilation et de la friction qui va avec.

Par conséquent, la conception d'alternateur de grande puissance a besoin d'un système de refroidissement qui a une bonne conductivité thermique et de faibles pertes par frottement et par ventilation.

1.4.1 Différents types de refroidissement

Le stator et le rotor d'une machine électrique peuvent être refroidies de différentes façons : refroidissement axial, radial ou encore via l'insertion de canaux à l'intérieur même des culasses statoriques et rotoriques, ou même à l'intérieur des encoches [3].

La figure 1.5 présente les caractéristiques de plusieurs fluides (air, hydrogène, huile et eau) qui interviennent ou peuvent intervenir dans le système de refroidissement d'un alternateur synchrone :

Coolant	Specific heat	Specific density	Flow volume	Cooling capacity
Air	1.00	1.00	1.00	1.00
H2 @30 psi	14.36	0.21	1.00	3.00
H2 @45 psi	14.36	0.26	1.00	4.00
H2 @60 psi	14.36	0.35	1.00	5.00
Oil	2.09	848.00	0.012	21.00
Water	4.16	1000.00	0.012	50.00

FIGURE 1.5 – Caractéristiques des fluides de refroidissement des alternateurs synchrones [3].

1.4.2 Ventilation du rotor

Le fluide de refroidissement à l'intérieur du générateur doit circuler à travers les différents composants de la machine pour capter la chaleur générée. La circulation du fluide de refroidissement est réalisée par l'utilisation de ventilateurs au niveau du rotor. Il existe un certain nombre de variations dans la conception des ventilateurs qui sont utilisées. Les deux types principaux sont les simples ventilateurs axiaux à un étage et les ventilateurs à flux radial [3].

Il y a généralement un ventilateur installé à chaque extrémité du rotor, bien qu'il existe également de nombreuses conceptions à un seul ventilateur. De plus, les ventilateurs à plusieurs étages sont largement utilisés sur les rotors d'alternateurs pour la circulation du fluide de refroidissement.

Les ventilateurs de rotor sont des composants fortement sollicités qui peuvent également affecter l'équilibre du rotor. Un grand soin est apporté à la conception de ces composants pour assurer une bonne durée de vie et une symétrie de conception afin que l'équilibre du rotor ne soit pas altéré en fonctionnement [3].

1.4.3 Refroidissement à air et à hydrogène

Les turbo-alternateurs utilisent de l'air ou de l'hydrogène comme fluide de refroidissement interne. L'air est utilisé dans les petites machines (de nos jours jusqu'à environ 500 MVA pour certains fabricants), mais l'hydrogène est le gaz le plus efficace pour ventiler une machine tournante et est utilisé dans les plus grandes machines pour obtenir des performances plus élevées. Généralement, l'hydrogène est utilisé dans tous les grands

turbo-alternateurs et la plupart des machines de taille moyenne, mais il a également été utilisé dans certaines petites génératrices. À ce jour, la puissance la plus élevée pour une machine refroidie indirectement à l'hydrogène est d'environ 700 MVA [3]. Le principal avantage de l'augmentation de la pression d'hydrogène est qu'elle augmente considérablement la capacité d'évacuation de la chaleur par l'hydrogène. Les propriétés de l'hydrogène sont telles que son coefficient de transfert de chaleur est 50 % plus efficace que celui de l'air à la même pression. Par conséquent, l'hydrogène est beaucoup plus efficace pour éliminer la chaleur d'une surface.

1.4.3.1 Refroidissement à air

Les alternateurs refroidis par air sont généralement plus petits que les machines refroidies à l'hydrogène, mais nécessitent toujours un système de refroidissement pour maintenir les composants internes du générateur aux températures nominales. Les moyens de refroidissement utilisés sont des échangeurs de chaleur simples montés à l'intérieur de l'alternateur. Cependant, le problème d'étanchéité qui existe avec l'hydrogène (c'est un gaz explosif) n'existe pas avec l'air. L'air circule à travers le système de refroidissement pour maintenir une température constante assez froide et minimiser les écarts de température dans les composants internes de l'alternateur. De l'eau brute (filtrée et traitée) d'une rivière ou d'un lac local est pompée à travers les tubes de refroidissement pour évacuer la chaleur de l'air [3].

1.4.3.2 Refroidissement à hydrogène

L'hydrogène est utilisé pour le refroidissement dans la plupart des grands turbo-alternateurs plutôt que l'air, pour plusieurs raisons :

- Caractéristiques de transfert de chaleur intrinsèquement meilleures (environ 14 fois)
- Augmentation des performances de transfert de chaleur avec une pression d'hydrogène plus élevée
- Moins de pertes dues à la ventilation et au frottement que l'air
- Suppression des décharges partielles avec augmentation de la pression d'hydrogène
- Augmentation significative de la tension de claquage des composants de la machine

• Système de refroidissement à hydrogène

Bien que l'hydrogène soit un moyen très utile pour refroidir les composants internes de l'alternateur, il est très dangereux s'il n'est pas manipulé correctement. Un système dédié pour gérer l'alimentation et le contrôle de l'atmosphère d'hydrogène à l'intérieur de la machine est nécessaire. La distribution à l'alternateur est effectuée par un système de tuyaux, de vannes et de régulateurs de pression. Le contrôle est réalisé par des régulateurs de pression et des contrôleurs de pureté du gaz. En plus de l'hydrogène, un système d'alimentation séparé est nécessaire pour que du CO_2 purge l'alternateur d'hydrogène pendant le remplissage et le dégazage. Le CO_2 est utilisé car il est inerte et ne réagira pas avec l'hydrogène. Si l'hydrogène de l'alternateur devait être purgé avec de l'air, cela empiéterait sur les limites d'explosivité supérieure et inférieure en raison de la nature

combustible d'un mélange d'hydrogène et d'oxygène. L'hydrogène à une pureté élevée (supérieure à 90%) ne favorisera pas la combustion et, à ce niveau, il n'y a pas de danger d'explosion puisque la plage explosive d'un mélange hydrogène-oxygène est de 4 à 75% d'hydrogène dans l'air. Pour éviter la possibilité d'un mélange explosif lors du remplissage de l'alternateur d'hydrogène, l'air est d'abord purgé du générateur par le CO_2 , puis le CO_2 est purgé par l'hydrogène. Lors du dégazage de l'alternateur pour l'arrêt, l'hydrogène est d'abord déplacé par le CO_2 , puis le CO_2 est purgé par l'air. De cette façon, aucun mélange explosif d'hydrogène et d'oxygène ne peut se produire. À l'intérieur de l'alternateur, l'hydrogène récupère la chaleur de divers composants lorsqu'il circule sur et à travers des zones telles que des cavités dans la culasse du stator et l'enroulement du rotor. Ensuite, il est acheminé pour passer à travers des échangeurs de chaleur à l'intérieur de la machine, puis il quitte la partie « refroidissement » où il a été réduit en température pour faire un autre cycle de récupération de chaleur [3].

• Système d'huile d'étanchéité

La plupart des grands alternateurs utilisent de l'hydrogène sous haute pression pour refroidir les différents composants internes. Pour garder l'hydrogène à l'intérieur de la machine, divers endroits du générateur doivent être scellés pour empêcher les fuites d'hydrogène dans l'atmosphère. L'un des joints les plus difficiles à réaliser est la jonction entre le stator et l'arbre rotatif du rotor. Cela se fait par un jeu de joints et de l'huile pour assurer la séparation avec l'hydrogène aux deux extrémités de la machine.

L'huile d'étanchéité elle-même est en fait une partie de l'huile de lubrification, détournée du système d'huile de lubrification. Elle est ensuite amenée dans un système distinct qui lui est propre, avec des pompes, des moteurs, des équipements de vidange d'hydrogène ou de dégazage sous vide, et des commandes pour réguler la pression et le débit.

La figure 1.6 illustre parfaitement de système d'huile d'étanchéité dans un alternateur refroidi avec de l'hydrogène :

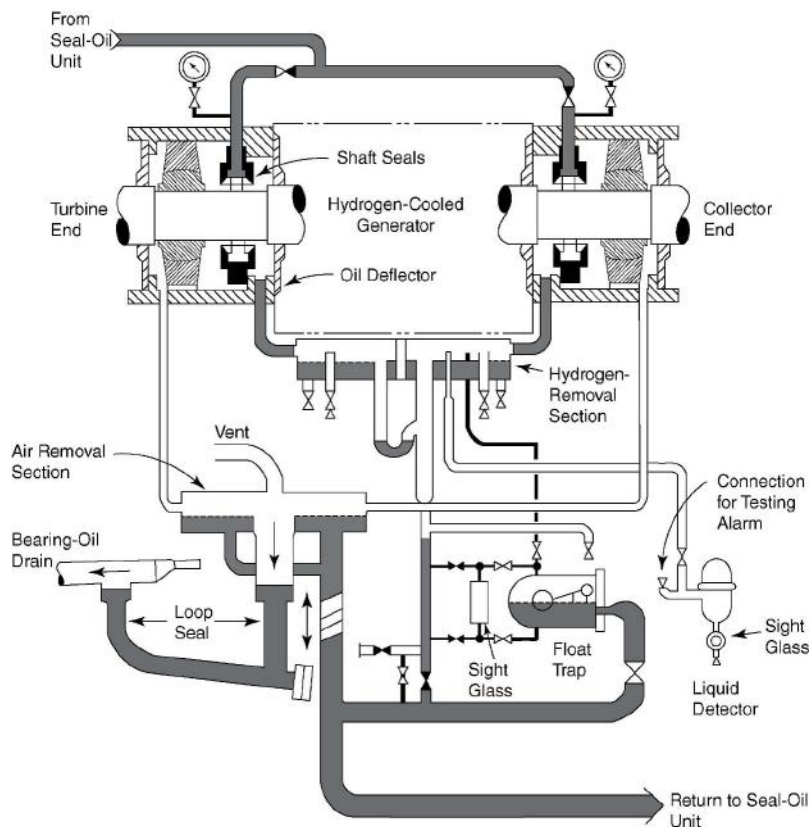


FIGURE 1.6 – Système d'huile d'étanchéité dans un alternateur refroidi avec de l'hydrogène [3].

• Confinement de l'hydrogène

Étant donné que l'hydrogène est hautement combustible dans le bon mélange air-hydrogène, il doit être maintenu à une pureté bien supérieure à 75% ou inférieure à 4% d'hydrogène dans l'air. Une pureté de 98% ou plus est généralement recommandée. Il est important de maintenir la teneur en hydrogène de l'air à l'extérieur de l'alternateur à un niveau bas pour assurer un fonctionnement sûr de la centrale électrique. Pour minimiser la fuite d'hydrogène de l'alternateur, une grande attention est requise dans la conception, l'installation et le fonctionnement. La carcasse du stator fournit le confinement primaire de l'hydrogène.

Il existe deux principaux emplacements d'étanchéité associés au rotor pour empêcher l'hydrogène de la machine de s'échapper. Le premier emplacement est l'alésage du rotor, où des joints sont installés dans l'arbre pour sceller les trous dans l'arbre. C'est entre les bagues et l'enroulement, et aux extrémités de l'arbre.

Le deuxième emplacement d'étanchéité vise à empêcher l'hydrogène de s'échapper le long de l'arbre où le rotor sort de l'alésage du stator. Une quantité d'huile d'étanchéité est prévue à cet effet entre les extrémités du stator et l'arbre du rotor [3].

1.4.4 Refroidissement à eau

1.4.4.1 Refroidissement à eau du stator

Le système de refroidissement à eau du stator (SRE) est utilisé pour fournir une source d'eau déminéralisée à l'enroulement du stator de l'alternateur pour le refroidissement direct de ce dernier et des composants associés. Le SRE est généralement utilisé dans des machines de 300 MVA ou plus. La plupart des SRE sont fournis sous forme d'unités montées sur une plate-forme unique qui comprend tous les composants du système. Ces composants sont généralement fabriqués à partir de matériaux en acier inoxydable ou en cuivre.

1.4.4.2 Refroidissement à eau du rotor

Les rotors refroidis par eau ne sont pas vraiment utilisés en dehors de l'Europe et de l'Asie. Il n'y en a que quelques-uns en Amérique du Nord, mais plus de 100 en Europe, en Russie et en Chine [3]. La majorité d'entre eux sont de grandes machines tétrapolaires, généralement présentes dans les centrales nucléaires. De l'eau déminéralisée est nécessaire car il y a une différence de potentiel dans l'enroulement en cuivre (comme dans l'enroulement du stator) et il est en contact direct avec l'eau de refroidissement. L'eau déminéralisée qui va vers l'enroulement du rotor provient de la même source que l'eau de refroidissement du stator. Elle est pompée dans le rotor à l'extrémité de l'arbre, par des orifices axiaux dans la pièce forgée, avec un dispositif d'étanchéité spécial pour éviter les fuites. L'eau de refroidissement est ensuite acheminée sous pression vers l'enroulement via une série de tuyaux et de connexions.

1.5 Alternateurs de la centrale électrique de Boufarik II

1.5.1 Présentation de la centrale

La nouvelle centrale électrique de Boufarik II est située à 4 km de la ville de Boufarik, dans la wilaya de Blida en Algérie. La mise en service de la centrale date de 2016, c'est un projet qui a été réalisé dans le but de répondre à la demande croissante en énergie dans le pays tant pour les consommateurs particuliers que pour les gros consommateurs industriels, et elle a permis depuis sa mise en service d'augmenter considérablement la production nationale en électricité et de réduire également la charge sur le reste des unités de production d'électricité du pays.

La centrale est affiliée à la SPE (société de production d'électricité) créée en janvier 2004, c'est l'unique société de production et de distribution d'électricité en Algérie. Elle gère aussi la maintenance de toutes les centrales de production d'électricité au niveau national, qu'elles soient à turbine à gaz, à turbine à vapeur ou hydraulique.

La SPE est elle-même une filiale du groupe SONELGAZ. Le projet de la centrale a été

coréalisé en partenariat avec GAMA POWER, une entreprise turque, et avec GENERAL ELECTRIC qui a fourni la majorité des équipements présents dans la centrale, dont les alternateurs. La collaboration de la SONEGAS et de GE a d'ailleurs donné naissance à une coentreprise nommée GEAT (General Electric Algeria Turbines) en 2014.

La centrale de Boufarik II est une centrale thermique qui utilise le gaz naturel comme principal combustible pour produire de la vapeur surchauffée qui viendra alimenter les turbines chargées de faire tourner les alternateurs. Un réservoir de fioul (gasoil) conséquent est également présent dans la centrale et peut servir comme combustible de secours.

La centrale dispose de trois alternateurs synchrones pour produire l'électricité, capables de délivrer 308 MVA chacun. Généralement deux des trois turbo-alternateurs fonctionnent à la charge nominale tandis que le troisième est en « veille », un système de virage maintient une faible vitesse de rotation afin d'éviter une déformation de l'arbre due à un refroidissement déséquilibré. La centrale totalise ainsi une puissance installée de 704.129 MW.

On peut également noter la présence d'un poste électrique THT-HT 220/60 kV et ce afin d'assurer directement le transport de l'énergie produite dans la centrale vers le réseau national.



FIGURE 1.7 – Les 3 groupes turbo-alternateurs présents dans la centrale électrique de Boufarik II.

1.5.2 Principe de fonctionnement

Le principe de fonctionnement est identique à celui de n'importe quelle centrale électrique à turbine à gaz.

La turbine à gaz n'est autre qu'un moteur thermique à combustion interne, constitué d'un compresseur lui-même constitué d'ailettes fixes (stator) et d'ailettes mobiles (rotor), d'une chambre de combustion, d'une turbine à proprement parler constituée de roues éga-

lement munies d'ailettes, d'une cheminée et d'un arbre. Son fonctionnement est le suivant :

1. L'air extérieur entre dans la turbine et est comprimé puis arrive dans la chambre de combustion.
2. Du gaz est injecté dans la chambre à combustion où il sera constamment brûlé en se mélangeant à l'air comprimé.
3. L'énergie thermique des gaz chauds est transformée en énergie mécanique dans la turbine : les gaz résultant de la combustion font tourner la turbine puis s'échappent à travers la cheminée.
4. Enfin, la rotation de la turbine est transmise à l'arbre qui vient à son tour faire tourner l'alternateur pour transformer l'énergie mécanique en électricité.

1.5.3 Caractéristiques des alternateurs

Comme mentionné précédemment les alternateurs de la centrale électrique de Boufarik II sont des alternateurs synchrones identiques fabriqués par General Electric pouvant offrir jusqu'à 308 MVA chacun. Ce sont des alternateurs à pôles lisses et refroidis à l'hydrogène, leurs caractéristiques sont présentées dans le tableau suivant :

Caractéristique	Valeur
Nombre de phases	3
Connexion	Étoile
Fréquence	50 Hz
Nombre de pôles	2
Puissance apparente	308 000 kVA
Courant nominal	11 855 A
Tension nominale	15 kV
Tension d'excitation	617 V
Facteur de puissance	0.85
Vitesse de rotation	3000 tr/min
Masse du stator	211 147 kg
Masse du rotor	45 813 kg
Masse totale de la machine	278 374 kg
Étanchéité	IP54
Sens de rotation	Antihoraire

TABLE 1.1 – Caractéristiques des alternateurs.

1.5.4 Maintenance et inspection des alternateurs

Comme dans toutes les centrales électriques, des contrôles et inspection des groupes turbo-alternateurs en général sont régulièrement effectués.

Il s'agit en général de l'ouverture du générateur côté excitatrice par le démontage de 2 flasques (intérieur et extérieur) ainsi que du refroidisseur côté turbine dans le but d'effectuer une inspection visuelle à l'intérieur de l'alternateur (rotor et stator) et de l'ensemble

des équipements présents dans l'enceinte du générateur (capteurs thermiques, capteurs de vibrations ...) accompagnés de tests électriques.

L'inspection d'un turbo-alternateur dure en général 15 jours. La dernière inspection qui a été faite date de septembre – octobre 2019.

Comme expliqué précédemment dans la partie refroidissement des alternateurs synchrones, lors de l'inspection et donc de l'ouverture de la machine, les agents de terrain qui sont concernés doivent prendre des mesures très strictes par rapport à l'hydrogène : L'enceinte où se trouve la machine doit être vidée d'hydrogène mais pas directement pour éviter tout mélange hydrogène – air et ainsi éviter le risque d'explosion. D'abord du dioxyde de carbone est introduit dans l'enceinte tout en y expulsant l'hydrogène, et puis le dioxyde de carbone est à son tour expulsé par une introduction d'air. Ce n'est qu'à partir de ce moment-là que l'enceinte peut être ouverte [4].

Les capteurs thermiques présents dans les différentes parties de la machine sont des sondes de température à résistance (RTD) qui sont des éléments résistifs servant à mesurer la température, constituées généralement de cuivre, de platine ou de nickel. Le fonctionnement de la RTD utilise le principe selon lequel la résistance électrique d'un conducteur métallique varie de façon linéaire avec la température [7]. Cette variation de résistance en fonction de la température est indiquée sur la figure 1.8 pour une sonde de température à résistance de 10 Ω en cuivre et une autre de 100 Ω en platine.

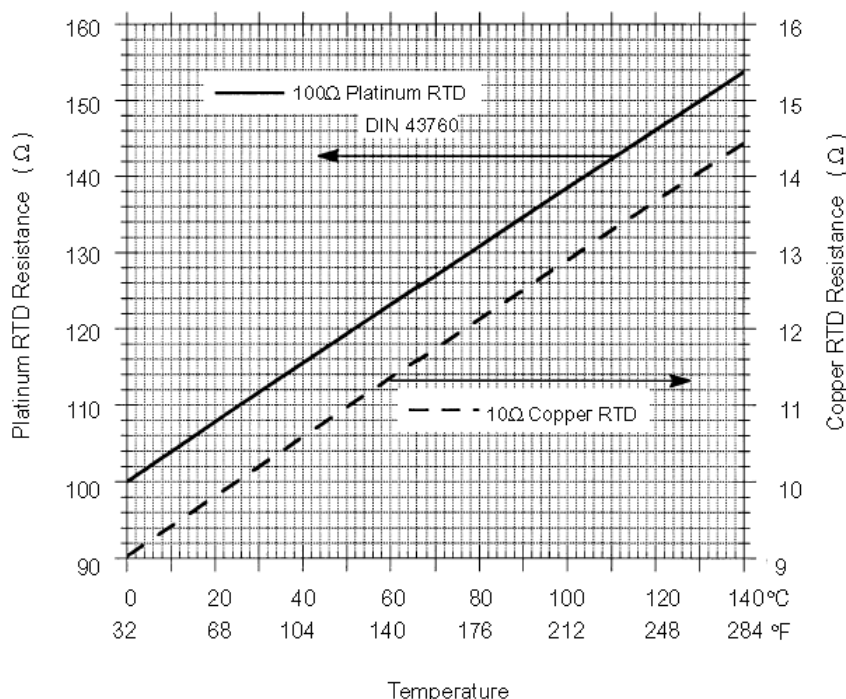


FIGURE 1.8 – Résistance de la sonde RTD par rapport à la température pour des sondes RTD en cuivre et en platine [7].

La RTD est employée à différents endroits sur l'alternateur pour surveiller les températures d'enroulement, de gaz, de métal, de palier et de liquide. La RTD comprend 02 parties : la première est le matériel de la machine comportant les éléments de la sonde,

les fils de sortie et le bornier avec les raccordements de mise à la terre. La seconde partie se situe en général au niveau des commandes de l'alternateur et convertit les valeurs de résistance de la sonde en température [7].

L'inspection visuelle du stator et du rotor de la machine est effectuée par un robot qui est introduit comme expliqué en amont. L'état des têtes de bobines est également vérifié, ainsi que l'ensemble des câblages visibles, y compris ceux des capteurs RTD. Des essais électriques en court-circuit dans les enroulements du stator et du rotor sont aussi effectués durant chaque révision, puis les résultats de ces derniers sont comparés avec les résultats de précédents essais pour voir s'il y a une dégradation de l'isolement.

Enfin, les résistances des enroulements des trois phases statoriques et rotoriques sont mesurées à chaque maintenance en utilisant un micro-ohmmètre, et les sondes RTD sont également testées par la mesure de la résistance des fils et de l'isolation.

1.6 Conclusion

Nous avons vu dans ce chapitre le fonctionnement d'un alternateur synchrone ainsi que l'ensemble des pertes présentes dans la machines. Ces pertes sont la principale source de chaleur qui est transférée dans les différentes parties de la machine via trois mode de transfert thermique différents. Aussi, nous avons présenté les différents systèmes de refroidissement qui peuvent être utilisés dans les machines synchrones en détaillant leurs fonctionnement selon le type de refroidissement utilisé. Ainsi, pour une machine de grande puissance, le refroidissement se fera le plus souvent par hydrogène. Enfin, nous avons essayé d'illustrer l'utilisation d'un alternateur synchrone de grande puissance en présentant les alternateurs de la centrale électrique de Boufarik II, leurs caractéristiques et leur entretien.

Chapitre 2

Dimensionnement d'un turbo-alternateur de 125 MVA

2.1 Introduction

Malgré l'ancienneté et l'inertie de la modélisation et du fonctionnement des machines électrique, leur construction et leur conception suscite aujourd'hui encore un intérêt scientifique dans le but de toujours améliorer les performances des machines réalisées tout en réduisant au maximum le coût de construction.

La conception et la construction d'une machine électrique passe nécessairement par un dimensionnement des différentes parties de la machines, et c'est ce précisément ce à quoi nous nous intéressons dans ce chapitre.

Nous avons effectué dans ce travail le dimensionnement d'un alternateur synchrone dont les caractéristiques se trouvent dans le logiciel utilisé pour la simulation.

Les formules de calculs utilisées dans ce chapitre proviennent d'un cours, d'une thèse de doctorat, d'un article et d'un livre, qui sont respectivement les numéros suivants dans les références : [8], [9], [10].

La figure 2.1 donne un schéma en 2D de la machine et de ses différentes parties.

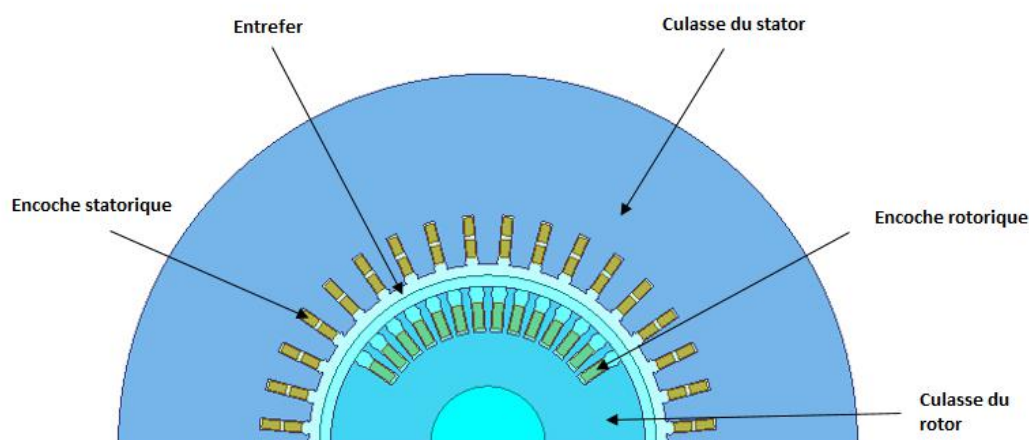


FIGURE 2.1 – Modèle de la machine.

Pour parvenir à dimensionner une machine électrique, il faut obligatoirement connaître quelques caractéristiques et paramètres qui permettront de calculer le reste des dimensions. Après avoir donné l'ensemble de ces paramètres, nous expliciterons les méthodes et équations qui nous ont permis de faire le dimensionnement pour chaque partie de la machine. Enfin, nous donnerons les résultats des calculs en fin de chapitre.

2.2 Caractéristiques prédéfinies

2.2.1 Caractéristiques générales

Pour commencer, le tableau 2.1 contient l'ensemble des paramètres prédéfinis de l'alternateur.

Caractéristique	Symbole	Valeur
Puissance apparente (kVA)	S_{kVA}	125 000
Tension nominale (V)	V	13 800
Vitesse nominale (tr/min)	N	3000
Fréquence (Hz)	f	50
Tension d'excitation (V)	V_{ex}	600
Nombre de pôles	p	2
Nombre de phase	m	3
Facteur de puissance	pf	0.85
Densité de courant au stator (A/mm ²)	c_{ds1}	4
Densité de courant au rotor (A/mm ²)	c_{ds2}	5.03
Nombre d'encoche au stator	S_1	36
Rapport de court-circuit	SCR	0.63
Nombre de barres conductrices par encoche	Z_s	2
Facteur de bobinage	K_w	0.955
Vitesse de rotation du rotor (rad/s)	V_r	157
Charge magnétique linéaire (T)	B_{av}	0.51
Charge électrique linéaire (A/m)	q	105138
Induction au niveau d'une dent statorique (T)	B_{t0}	0.8
Induction dans la culasse statorique (T)	B_c	1.1
Coefficient de Carter	K_g	1.15
Nombre d'encoches au rotor	S_2	28

TABLE 2.1 – Paramètres prédéfinis de la machine.

Au stator, le nombre d'encoches est choisi de telle sorte qu'on obtient un enroulement triphasé équilibré (multiple de 3), sinon il pourrait y avoir génération d'harmoniques et une surchauffe au niveau des encoches.

La sélection d'un trop grand nombre d'encoches (au-delà de 72 encoches) engendrerait un rétrécissement des dents entraînant une augmentation de la densité de flux à leur niveau. Avec un trop petit nombre d'encoches (moins de 12 encoches), les conducteurs sont plus proches conduisant à une augmentation du flux de fuite et donc une réactance de fuite accrue. L'encombrement des conducteurs entraînera également une perturbation de circulation du fluide de refroidissement dans l'encoche, et ainsi une surchauffe.

En considérant ces multiples contraintes et sachant que pour un turbo-alternateur le nombre d'encoches par pôle par phase se situe entre 6 et 9, nous avons choisi de prendre 36 encoches au stator.

Au rotor, le nombre d'encoches est généralement pris entre 50 % et 70 % du nombre d'encoche au stator. Afin d'éviter les effets indésirables des harmoniques sur les formes

d'ondes de flux, il ne doit pas y avoir de multiple commun entre le nombre d'encoches au rotor et le nombre d'encoches au stator. Pour les mêmes raisons, le nombre d'encoches au rotor devrait être divisible par 4 pour une machine à 2 pôles.

En considérant les contraintes listées, nous avons choisi un nombre d'encoches au rotor de 28.

Le rapport de court-circuit SCR est défini comme le rapport du courant de champ nécessaire pour générer la tension nominale sur un circuit ouvert par rapport au courant de champ nécessaire pour faire circuler le courant d'induit nominal en court-circuit [10]. Ces deux paramètres sont déterminés à partir de l'essai à vide et de l'essai en court-circuit.

Dans la pratique, pour différentes raisons (facilité de construction, réduction des harmoniques,), on ne dispose pas la totalité de l'enroulement d'une même phase du stator dans 2 encoches diamétralement opposés. Ce qui entraîne une réduction de la f.é.m. par rapport à la valeur théorique, donc elle doit être corrigée par un facteur de bobinage K_w qui dépend de la distribution, du raccourcissement et de l'inclinaison des encoches .

Le coefficient de Carter K_g permet de simplifier les calculs en définissant un stator homogène équivalent, dont le rayon est légèrement plus grand que celui du stator réel avec les encoches. Cette augmentation artificielle de l'entrefer permet de modéliser analytiquement la présence des ouvertures d'encoches statoriques. Le coefficient dépend notamment de l'épaisseur de l'entrefer, ce qui ne pose pas vraiment problème pour une machine à pôles lisses contrairement à une machine à pôles saillants. Le coefficient de Carter peut se calculer de la façon suivante [11] :

$$K_g = \frac{s_{p1}}{s_{p1} - \frac{W_{s1}}{W_{s1}+5} l_g} \quad (2.1)$$

Où s_{p1} , W_{s1} et l_g sont respectivement le pas d'encoche au stator, l'ouverture d'encoche au stator et l'épaisseur de l'entrefer.

2.2.2 Dimensions des encoches statoriques

Le tableau suivant donne les valeurs choisies pour certaines dimensions dans les encoches statoriques qui permettront de dimensionner totalement ces dernières.

Caractéristique	Symbole	Valeur
Épaisseur du conducteur nu (mm)	H_{c1}	1.8
Longueur de la cale (mm)	H_{w1}	2
Distance ouverture d'encoche - cale (lèvre) (mm)	H_L	5
Épaisseur de l'isolation du conducteur (mm)	C_{ins}	0.25
Épaisseur de l'isolation des barres conductrices (mm)	HV_{ins}	3

TABLE 2.2 – Choix de certaines dimensions pour l'encoche statorique.

2.2.3 Dimensions des encoches rotoriques

Le tableau suivant donne les valeurs choisies pour certaines dimensions dans les encoches rotoriques qui permettront de dimensionner totalement ces dernières.

Caractéristique	Symbole	Valeur
Largeur d'encoche (mm)	W_{s2}	31
Largeur du conducteur nu (mm)	W_{c2}	28
Longueur de la cale (mm)	H_{w2}	10
Épaisseur de l'isolation du conducteur (mm)	C_{ins}	0.25
Épaisseur de l'isolation du compartiment conducteur (mm)	HV_{ins2}	7

TABLE 2.3 – Choix de certaines dimensions pour l'encoche rotorique.

2.3 Calcul des paramètres de la machine

Le calcul des paramètres de la machine a été divisé en trois parties distinctes, à savoir la culasse statorique, la culasse rotorique et l'entrefer. Nous présentons dans cette section les méthodes et équations de calcul des différents paramètres et dimensions.

2.3.1 Culasse du stator

Cette section est elle aussi divisée en deux, l'une des parties concernant le dimensionnement des encoches statoriques tandis que l'autre englobe le calcul du reste des paramètres se trouvant au niveau du stator.

2.3.1.1 Dimensionnement du stator

— Courant de phase :

Le courant de phase de la machine est directement lié à la puissance apparente et à la tension nominale, il est défini par l'équation suivante :

$$I_{ph} = \frac{S_{kVA} \times 1000}{\sqrt{3}V} \quad (2.2)$$

où :

- S_{kVA} est la puissance apparente de la machine.
- V est la tension nominale.

— Nombre d'encoches par pôle par phase :

Le nombre d'encoche par pôle par phase est calculé à partir du nombre d'encoche, le nombre de pôles ainsi que le nombre de phases et il est donné par la relation suivante :

$$s_{pp} = \frac{S_1}{p m} \quad (2.3)$$

où :

- S_1 est le nombre d'encoches au stator.
- p est le nombre de pôles.
- m est le nombre de phases.

— Nombre de spires par phase :

Le nombre de spires en série de la phase au stator peut être calculé à partir du nombre d'encoches au stator ainsi que le nombre de couches du bobinage, il est donné par :

$$T_{ph} = \frac{S_1 Z_s}{6} \quad (2.4)$$

où :

- S_1 est le nombre d'encoche au stator.
- Z_s est le nombres de barres conductrices par encoche.

— Nombre de conducteurs par phase :

Dans un enroulement de phase, il y a T_{ph} spires en série de la phase , une spire étant composée de deux conducteurs reliés par les extrémités de la bobine on aura donc :

$$Z_{ph} = 2 T_{ph} \quad (2.5)$$

— Flux magnétique total :

On peut désormais calculer le flux magnétique total crée dans l'entrefer de la machine à partir de la FEM induite de la machine on supposant que $E_{ph} = V$:

$$\Phi = \frac{\sqrt{3} E_{ph}}{4.44 K_w T_{ph} f} \quad (2.6)$$

où :

- K_w est le facteur d'enroulement (bobinage).
- f est la fréquence électrique de la machine.

— Flux magnétique par pôle :

Le flux magnétique par pôle est logiquement le rapport du flux magnétique total par le nombre de pôles et est défini par la relation suivante :

$$\phi = \frac{\Phi}{p} \quad (2.7)$$

— Diamètre interne :

Connaissant la valeur de la charge électrique linéaire dans la machine q , le diamètre interne du stator est défini par :

$$D_i = \frac{3 I_{ph} Z_{ph}}{\pi q} \quad (2.8)$$

- q est la charge électrique linéaire.

— Longueur du stator :

Connaissant la valeur de la charge magnétique linéaire dans la machine B_{av} , la longueur du stator sera définie par :

$$L_s = \frac{p \Phi}{B_{av} \pi D_i} \quad (2.9)$$

- B_{av} est la charge magnétique linéaire.
 - D_i est le diamètre interne du stator.
- Pas polaire :
C'est l'angle ou l'arc entre 2 pôles successif de noms contraires (N et S).
Il est défini par la formule suivante :

$$P_p = \frac{\pi D_i}{p} \quad (2.10)$$

- Réaction magnétique d'induit :
Lorsque la machine synchrone est en charge, les enroulements de l'induit sont traversés par des courants triphasés et créent un champ magnétique tournant à la fréquence de synchronisme. Ce champ s'ajoute vectoriellement à chaque instant à celui de l'inducteur, qui tourne à la même vitesse. Le champ résultant, et le flux résultant sont modifiés, ce qui entraîne une modification de la f.é.m induite. Ce phénomène est appelé la réaction magnétique d'induit.

Elle est donnée par l'équation suivante :

$$AT_a = \frac{1.35 T_{ph} I_{ph} K_w}{p/2} \quad (2.11)$$

- Longueur d'une spire :
La longueur d'une spire au stator est définie à partir de la longueur totale de la machine, le pas polaire ainsi que la tension induite, elle est donnée par la formule empirique suivante :

$$L_{s1} = \frac{0.02L_s + 0.25P_p + 0.005V + 15}{100} \quad (2.12)$$

- Force magnétomotrice à vide :
Connaissant le rapport de court circuit de l'alternateur (SCR), la force magnétomotrice à vide de la machine sera donnée par :

$$AT_{f0} = SCR \times AT_a \quad (2.13)$$

- Profondeur de la culasse :
C'est la distance entre l'extrémité de l'encoche statorique et la partie extérieure de la culasse du stator :

$$d_c = \frac{\phi}{1000 B_c L_s} \quad (2.14)$$

- B_c est l'induction dans la culasse stator.
 - L_s est la longueur du stator.
 - ϕ est le flux magnétique par pôle.
- Diamètre externe :
Le diamètre externe de la machine peut être calculé de la manière suivante :

$$D_{ex} = D_i + 2 (H_{s1} + d_c) \quad (2.15)$$

Où H_{s1} est la longueur totale de l'encoche, et dont le calcul sera expliqué dans le dimensionnement de l'encoche statorique.

La figure suivante montre le bobinage du stator.

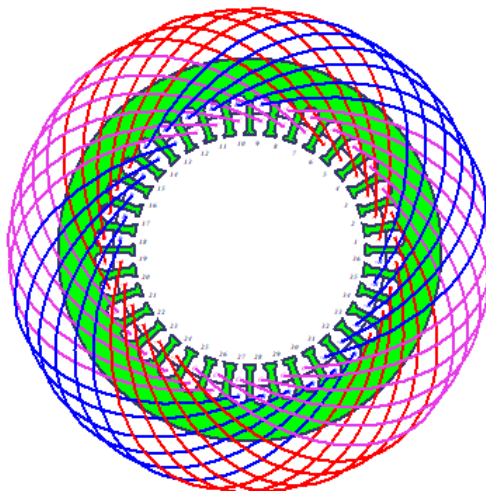


FIGURE 2.2 – Bobinage au stator.

Le tableau suivant résume les résultats de calculs effectués dans cette partie :

Caractéristique	Symbole	Valeur
Courant de phase (A)	I_{ph}	5229.47
Nombre d'encoches par pôle par phase	s_{pp}	6
Nombre de spire par phase	T_{ph}	12
Nombre de conducteurs par phase	Z_{ph}	24
Flux magnétique total (Wb)	Φ	3.13
Flux magnétique par pôle (Wb)	ϕ	1.57
Diamètre interne (mm)	D_i	1139.90
Longueur (m)	L_s	3.43
Pas polaire	P_p	1.79
Réaction magnétique d'induit (At)	AT_a	80 905.18
Longueur d'une spire (m)	L_{s1}	7.70
Force magnétomotrice à vide (At)	AT_{f0}	50 970.27
Profondeur de la culasse (mm)	d_c	415.09
Diamètre externe (mm)	D_{ex}	2250

TABLE 2.4 – Résultats de calculs au niveau de la culasse statorique.

2.3.1.2 Dimensionnement de l'encoche statorique

Pour mieux voir les dimensions de l'encoche, la figure 2.3 donne un schéma clair de cette dernière et de ses dimensions [10].

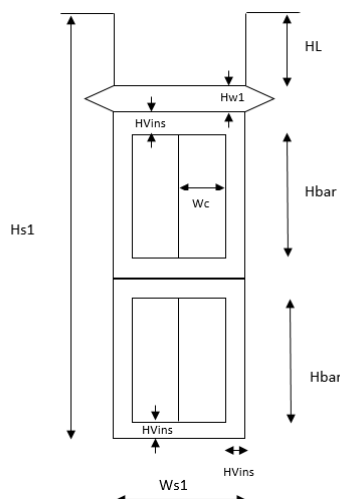


FIGURE 2.3 – Dimensions d'une encoche statorique.

On peut distinguer sur le schéma ci-dessus l'ouverture de l'encoche, une cale de forme hexagonale, puis les 2 barres conductrices insérées dans des couches d'isolation identiques. Elles sont elles-mêmes divisées en 2 compartiment contenant les conducteurs.

Afin de déterminer avec précision les dimensions des encoches on doit d'abord déterminer le pas d'encoche et le pas dentaire au stator d'après les relation suivante :

— Pas d'encoche :

$$s_{p1} = \frac{\pi D_i \times 1000}{S_1} \quad (2.16)$$

- D_i représente le diamètre interne du stator.
- S_1 est le nombre d'encoches au stator

— Pas dentaire :

$$b_{t0} = \frac{1000 \Phi p}{B_{t0} L_s S_1} \quad (2.17)$$

- Φ est le flux magnétique total.
- B_{t0} est l'induction au niveau d'une dent statorique.

— Largeur d'encoche :

Connaissant le pas dentaire b_{t0} et le pas d'encoche s_{p1} , la largeur d'encoche peut être donnée par :

$$W_{s1} = s_{p1} - b_{t0} \quad (2.18)$$

— Section de la barre conductrice :

On peut déduire la section de la barre conductrice en divisant le courant de phase calculé I_{ph} par la densité de courant au stator c_{ds1} qui représente l'intensité du courant traversant la section de la barre conductrice.

$$A_s = \frac{I_{ph}}{c_{ds1}} \quad (2.19)$$

— Largeur d'un compartiment de conducteurs :

Connaissant la largeur d'encoche (W_{s1}), la largeur d'un compartiment de conduc-

teurs est donnée par la relation suivante :

$$W_{c1} = \frac{W_{s1} - 2 HV_{ins} - 2.5}{2} \quad (2.20)$$

- HV_{ins} est l'épaisseur de l'isolation des barres conductrices.
- Nombre de conducteurs dans la longueur de la barre conductrice :
À partir de la section transversale du cuivre (A_s) et de la largeur d'un compartiment de conducteurs (W_{c1}) calculées auparavant, le nombre de conducteurs dans le sens de la longueur de la barre conductrice est donné par :

$$N_{cv} = \frac{A_s}{2 H_{c1} W_{c1}} \quad (2.21)$$

- H_{c1} est l'épaisseur du conducteur nu.
- Hauteur d'une barre conductrice :
Connaissant le nombre de conducteurs dans la longueur de la barre conductrice (N_{cv}), la hauteur d'une barre conductrice au stator est définie par :

$$H_{bar} = (N_{cv} + 1) (H_{c1} + C_{ins}) \quad (2.22)$$

- C_{ins} est l'épaisseur de l'isolation du conducteur.
- Profondeur d'encoche :
Finalement, on peut déduire la profondeur totale d'encoche à partir de l'équation suivante :

$$H_{s1} = 2 H_{bar} + 4 HV_{ins} + H_{w1} + H_L \quad (2.23)$$

- H_L est la distance ouverture d'encoche - cale (lèvre).
- H_{w1} est la longueur de la cale.

Le tableau suivant résume les résultats de calculs effectués au niveau de l'encoche statorique.

Caractéristique	Symbole	Valeur
Pas d'encoche (mm)	s_{p1}	99.48
Épaisseur de la dent (mm)	b_{t0}	63.41
Largeur d'encoche (mm)	W_{s1}	34.5
Section de la barre conductrice (mm ²)	A_s	1 307.37
Largeur d'un compartiment de conducteurs (mm)	W_{c1}	13.78
Nombre de conducteurs dans la longueur de la barre conductrice (mm)	N_{cv}	28
Longueur d'une barre conductrice (mm)	H_{bar}	59.45
Longueur totale de l'encoche (mm)	H_{s1}	138

TABLE 2.5 – Résultats de calculs au niveau de l'encoche statorique.

2.3.2 Dimensionnement de l'entrefer

L'épaisseur de l'entrefer est un paramètre très important car il affecte considérablement les performances de la machine. L'entrefer dans la machine synchrone affecte la valeur du rapport de court circuit de la machine (SCR). Voici les avantages et les inconvénients d'un large entrefer :

- Avantages :
 - Réduction du bruit.
 - Un meilleur refroidissement.
 - Valeur de synchronisation plus élevée.
- Inconvénients :
 - Fuite magnétiques plus élevées.
 - Poids du cuivre plus élevé dans l'inducteur.
 - Augmente le coût de la machine.

Cette partie concerne les dimensions et les grandeurs que l'on trouve au niveau de l'entrefer.

- Induction maximale dans l'entrefer :
L'induction maximale dans l'entrefer est estimée avec une formule empirique et est proportionnelle à la charge magnétique linéaire.

$$B_g = 1.5 B_{av} \quad (2.24)$$

- B_{av} est la charge magnétique linéaire.

- Force magnétomotrice :
La force magnétomotrice dans l'entrefer est elle aussi calculée via une formule empirique et est directement proportionnelle à la force magnétomotrice à vide AT_{f0} .

$$AT_g = 0.8 AT_{f0} \quad (2.25)$$

- Épaisseur de l'entrefer :
L'épaisseur de l'entrefer peut être calculée en fonction de la force magnétomotrice et l'induction maximale dans l'entrefer, ainsi que le coefficient de Carter.

$$l_g = \frac{AT_g}{800000 K_g B_g} \quad (2.26)$$

- K_g est le coefficient de Carter.

Le tableau suivant résume les résultats du calcul au niveau de l'entrefer.

Caractéristique	Symbole	Valeur
Induction maximale dans l'entrefer (T)	B_g	0.77
Force magnétomotrice (At)	AT_g	40 776.21
Épaisseur de l'entrefer (mm)	l_g	57.93

TABLE 2.6 – Résultats de calculs au niveau de l'entrefer.

2.3.3 Culasse du rotor

On procède ici de la même manière que pour le stator, on commence par le dimensionnement du rotor en général avant de s'intéresser spécialement aux encoches rotoriques.

2.3.3.1 Dimensionnement du rotor

— Diamètre externe :

Très logiquement pour calculer le diamètre externe du rotor il suffit de soustraire au diamètre interne du stator D_i la longueur de l'entrefer l_g .

$$D_r = D_i - 2 l_g \quad (2.27)$$

— Longueur du rotor :

Le rotor est plus long que le stator de 80 cm, sa longueur est donc égale à :

$$L_r = L_s + 0.08 \quad (2.28)$$

— Tension aux bornes d'une bobine :

Cette tension est calculée via une formule empirique faisant intervenir la tension d'excitation et le nombre de pôles.

$$V_c = 0.8 \frac{V_{ex}}{p} \quad (2.29)$$

- V_{ex} est la tension d'excitation.
- p est le nombre de pôles.

— Force magnétomotrice en charge :

Également calculée via une formule empirique, elle est proportionnelle à la f.m.m. à vide AT_{f0} et est définie par :

$$AT_{fl} = 1.03 AT_{f0} \quad (2.30)$$

— Longueur d'une spire :

À l'instar de la longueur d'une spire au stator, la longueur d'une spire au rotor est aussi définie par la longueur du stator et le pas polaire.

$$L_{s2} = \frac{0.02 L_s + 0.18 P_p + 25}{100} \quad (2.31)$$

- L_s est la longueur du stator.
- P_p est le pas polaire.

— Nombre de conducteurs par encoche :

C'est le nombre de conducteur qu'on trouve dans une encoche rotorique, il est donné par l'équation suivante :

$$Z_{s2} = \frac{2 p AT_{fl}}{c_{ds2} A_{s2} S_2} \quad (2.32)$$

où :

- AT_{fl} est la f.m.m. en charge.
- c_{ds2} est la densité de courant au rotor.
- S_2 est le nombre d'encoches au rotor.

A_{s2} représente la surface du compartiment dans lequel se trouvent les conducteurs, et sur lequel on reviendra un peu plus bas dans la section du dimensionnement des encoches rotoriques.

— Nombre de spires par pôle :

Sachant qu'une spire est composée de 2 conducteurs et connaissant le nombre de conducteurs par encoches Z_{s2} et le nombre d'encoches S_2 , on peut aisément en déduire le nombre de conducteurs et ainsi le nombre de spire, et également le nombre de spires par pôle en divisant par le nombre de pôles p :

$$T_{p2} = \frac{Z_{s2} S_2}{2 p} \quad (2.33)$$

— Résistance de l'enroulement par pôle

Cette résistance est calculée via une formule empirique, faisant intervenir quelques grandeurs précédemment calculées.

$$R_{fp} = \frac{0.021 L_{s2} T_{p2}}{A_{s2}} \quad (2.34)$$

- L_{s2} est la longueur d'une spire.
- T_{p2} est le nombre de spires par pôle.
- A_{s2} est la section du compartiment conducteur.

— Courant inducteur en charge :

Le courant en charge au rotor est simplement calculé en appliquant la loi d'Ohm connaissant la résistance d'une bobine R_{fp} et la tension au bornes d'une bobine V_c .

$$I f_{FL} = \frac{V_c}{R_{fp}} \quad (2.35)$$

Le tableau suivant donne les résultats de calcul au niveau de la culasse du rotor.

Caractéristique	Symbole	Valeur
Diamètre externe (mm)	D_r	1024.10
Longueur (m)	L_r	3.51
Tension aux bornes d'une bobine (V)	V_c	240
Force magnétomotrice en charge (At)	AT_{fl}	52 499.37
Longueur d'une spire (m)	L_{s2}	7.11
Nombre de conducteur par encoche	Z_{s2}	46
Nombre de spires par pôle	T_{p2}	322
Résistance de l'enroulement par pôle (Ω)	R_{fp}	1.43
Courant inducteur en charge (A)	$I f_{FL}$	167.68

TABLE 2.7 – Résultats de calculs au niveau de la culasse rotorique.

2.3.3.2 Dimensionnement de l'encoche rotorique

Pour mieux voir les dimensions de l'encoche, la figure 2.4 donne un schéma clair de cette dernière et de ses dimensions [10].

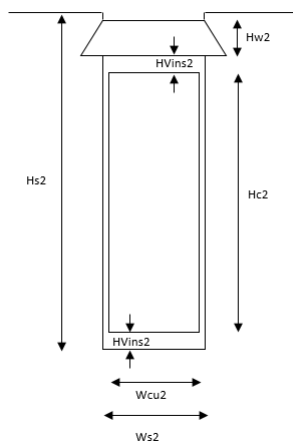


FIGURE 2.4 – Dimensions d'une encoche rotorique.

On peut voir sur le schéma ci-dessus l'ouverture de l'encoche suivie d'une cale en forme de trapèze, et le compartiment de conducteurs inséré dans une couche d'isolation.

Remarque : La largeur du compartiment de conducteurs est sensiblement égale à la largeur d'un conducteur nu, puisque ces derniers sont plats dans les encoches rotoriques. La figure 2.5 montre des conducteurs plats utilisés dans les encoches du rotor d'une machine électrique.

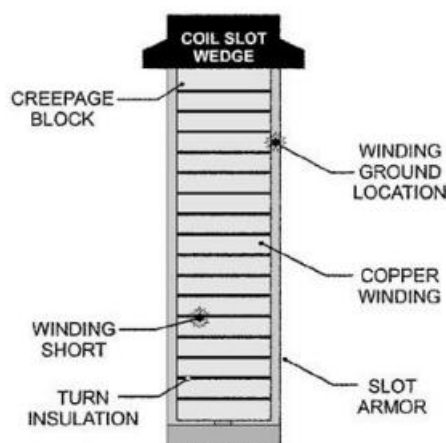


FIGURE 2.5 – Schéma d'une encoche rotorique contenant des conducteurs plats.

— Pas d'encoche :

Le pas d'encoche est défini par une formule empirique en fonction du nombre d'encoche.

$$s_{p2} = \frac{3}{2} S_2 \quad (2.36)$$

- S_2 est le nombre d'encoches au rotor.

— Section du conducteur nu :

C'est la surface de la découpe radiale du conducteur, elle est calculée avec une formule empirique.

$$A_{s2} = \frac{0.021 L_{s2} AT_{fl}}{V_c} \quad (2.37)$$

- L_{s2} est la longueur d'une spire au rotor.
- AT_{fl} est la f.m.m. en charge.
- V_c est la tension aux bornes d'une bobine au rotor.

— Longueur du conducteur nu :

Comme les conducteurs au rotor sont plats, la section d'un conducteur est de forme rectangulaire, pour en connaître la longueur il suffit de diviser la section du conducteur nu A_{s2} par la largeur du conducteur nu W_{c2}

$$H_{cu2} = \frac{A_{s2}}{W_{c2}} \quad (2.38)$$

— Longueur totale du compartiment conducteurs

Connaissant la longueur du conducteur nu, il suffit de la multiplier par le nombre de conducteurs dans une encoche.

$$H_{c2} = Z_{s2} \times H_{cu2} \quad (2.39)$$

- Z_{s2} est le nombre de conducteurs par encoche au rotor.

— Longueur totale de l'encoche

Une fois les précédentes longueurs connues, il suffit de les additionner en suivant la figure 2.4 pour obtenir la longueur de l'encoche rotorique.

$$H_{s2} = H_{c2} + H_{w2} + 2 HV_{ins2} \quad (2.40)$$

- H_{c2} est la longueur du compartiment conducteur.
- H_{w2} est la longueur de la cale.
- HV_{ins2} est l'épaisseur de l'isolation du compartiment conducteur.

Le tableau suivant résume les résultats de calcul au niveau de l'encoche rotorique.

Caractéristique	Symbole	Valeur
Pas d'encoche (mm)	s_{p2}	42
Section du conducteur nu (mm ²)	A_{s2}	33.60
Longueur du conducteur nu (mm)	H_{cu2}	1.20
Longueur totale du compartiment conducteurs (mm)	H_{c2}	55.20
Longueur totale de l'encoche (mm)	H_{s2}	80

TABLE 2.8 – Résultats de calculs au niveau de l'encoche rotorique.

2.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons explicité de manière détaillée les équations de calcul - qu'elles soient empiriques ou pas - utilisées, pour des performances données de l'alternateur, pour dimensionner l'ensemble des parties constituant la machine en clarifiant via des schéma de construction la géométrie choisie pour les encoches statoriques et rotoriques. L'objectif de ce chapitre est de valider les formules de calcul utilisées dans le but d'appliquer ces formules au dimensionnement d'autres alternateurs synchrones de grande puissance, notamment ceux de 308 MVA observés à la centrale électrique de Boufarik II que nous voulions initialement dimensionner, mais nous avons rencontré beaucoup de difficulté à cause du manque d'informations sur les caractéristiques de ces alternateurs, nous ne pouvions ainsi pas savoir si le dimensionnement effectué collait à la réalité.

Les résultats du dimensionnement de l'alternateur seront utilisés dans les chapitre 3 et 4 afin de mener correctement l'étude électromagnétique et thermique de l'alternateur étudié.

Chapitre 3

Étude électromagnétique de l'alternateur synchrone

3.1 Introduction

Ce chapitre concerne l'étude électromagnétique du turbo-alternateur 13 kV - 125 MVA dimensionné au chapitre 2.

Cette partie est un pont nécessaire vers l'étude du comportement thermique d'une machine synchrone puisque ce dernier dépend fortement des pertes présentes dans la machine : ces pertes sont la principale source de chaleur, et ces dernières sont les résultats du calcul électromagnétique.

Afin de parvenir à calculer toutes les grandeurs électriques et magnétiques qui permettent de définir les différentes pertes dans la machine, on a utilisé des méthodes classiques de calcul en machine électriques comme les circuits équivalents, mais surtout une méthode de calcul numérique qui est la méthode des éléments finis.

Le calcul par éléments finis peut aussi bien se faire en 2D qu'en 3D en utilisant un maillage à base d'éléments triangulaires et tétraédriques et des fonctions d'interpolation linéaires pour approximer la solution..

3.2 Introduction au calcul par éléments finis

3.2.1 Description de la méthode des éléments finis (MEF)

La méthode des éléments finis (MEF) est un outil de mathématiques appliquées qui permet de résoudre numériquement des équations aux dérivées partielles (EDP) complexes qui représentent le comportement dynamique de systèmes physiques mécaniques, électromagnétiques, thermodynamiques et autres. Son utilisation est aujourd'hui largement répandue puisqu'elle permet d'avoir des résultats vraiment proches de la réalité pour des problèmes difficiles à résoudre analytiquement.

Un bon nombre de problèmes physiques sont décrits par une EDP dont la variable étudiée évolue dans l'espace et dans le temps accompagnée de conditions en certains points. La MEF consiste à faire un algorithme discret mathématique qui permet de trouver une solution approchée à une EDP dans un domaine compact avec des conditions initiales et aux limites.

La résolution exacte, analytique, de telles équations devient vite impossible manuellement. Cependant, si elle est découpée dans le domaine spatial où elle est active en petites cellules appelées éléments finis (EF), sa résolution devient beaucoup plus simple, notamment de façon numérique.

3.2.2 Principe de la MEF et mise en pratique

La mise en pratique de la MEF contient les étapes suivantes :

1. Analyse du problème : Définir le but du calcul, évaluer la difficulté de la résolution.
2. Définition du modèle de calcul : Définir la géométrie du domaine spatial et les conditions aux limites.
3. Maillage : Il convient de choisir des formes d'éléments adaptés, permettant d'avoir un maillage régulier, et de vérifier la qualité du maillage.
4. Calcul, fait par l'ordinateur.
5. Affichage des résultats, vérification de leur cohérence et validation.

Considérons le problème qui consiste à trouver la fonction u , solution du système défini par :

$$\Lambda(u) = f \quad (3.1)$$

Où Λ est un opérateur de dérivation et f une fonction ne dépendant pas de u . Ce système se rapporte à l'équation décrivant un phénomène physique quelconque.

En utilisant la méthode des éléments finis pour résoudre le problème énoncé, nous transformons cette équation au travers d'une formulation variationnelle. Ainsi, il est nécessaire de définir un espace fonctionnel V contenant la solution exacte u (appelé problème continu). Nous cherchons ensuite la solution approchée u_h dans un espace fonctionnel V_h (appelé problème discret). Les éléments finis sont dits conformes lorsque $V_h \subset V$.

Le problème continu consiste à trouver la solution $u \in V$ telle que :

$$a(u, v) = l(v), \forall v \in V \quad (3.2)$$

où $a(\cdot, \cdot)$ est une forme bilinéaire et $l(\cdot)$ est une forme linéaire [12].

Le problème discret est similaire et consiste à trouver la solution $u_h \in V_h$ telle que :

$$a(u_h, v_h) = l(v_h), \forall v_h \in V_h \quad (3.3)$$

Ce problème discret prend en compte des modèles à géométries complexes. Ces géométries sont des approximations de la structure du système sous la forme d'éléments formant alors un domaine discret [12].

Le principe même des éléments finis est de raisonner sur un ensemble finis d'éléments géométriques qui recouvre intégralement et strictement le système étudié. Ces éléments sont en général des formes simples dans un espace à q dimensions. Ainsi, dans le cas 1D, les éléments seront des segments, en 2D des polygones, en 3D des polyèdres etc. L'ordre de ces éléments n'est pas imposé, mais il est d'usage de choisir des éléments du premier ou second ordre pour plus de simplicité. Le principe des éléments finis est de calculer les valeurs des inconnues (les grandeurs physiques recherchées) dans chaque élément. Dans ce cas, la solution peut reposer sur les nœuds, les arêtes ou les facettes. C'est pourquoi, nous supposons que le maillage est construit de manière à ce que les propriétés physiques soient constantes dans chaque élément.

3.2.3 Utilisation de la MEF dans l'étude de l'alternateur synchrone

Dans notre alternateur synchrone, nous utilisons la méthode des éléments finis pour résoudre les équations de Maxwell. On commence par l'équation de Maxwell-Ampère :

$$\overrightarrow{\text{rot}} \vec{H} = \vec{J} \quad (3.4)$$

\vec{H} : Champ magnétique en A/m.

\vec{J} : Densité de courant en A/m².

La densité de courant se divise en deux parties :

$$\vec{J} = \vec{J}_s + \vec{J}_{ind} \quad (3.5)$$

Avec \vec{J}_s densité de courant source et \vec{J}_{ind} densité de courants induits dans les parties conductrices, telle que :

$$\vec{J}_{ind} = \sigma \vec{E} \quad (3.6)$$

σ : Conductivité électrique du matériau en S/m.

L'équation de Maxwell-Ampère peut être réécrite sous la forme :

$$\overrightarrow{\text{rot}} \vec{H} - \sigma \vec{E} = \vec{J}_s \quad (3.7)$$

On sait également que le vecteur induction magnétique \vec{B} est donné par :

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (3.8)$$

μ : Perméabilité magnétique du matériau en H/m.

On passe par le calcul du potentiel vecteur magnétique \vec{A} pour en déduire l'induction magnétique \vec{B} via l'équation :

$$\overrightarrow{\text{rot}} \vec{A} = \vec{B} \quad (3.9)$$

Afin que ce dernier soit unique, on impose la jauge de Coulomb :

$$\text{div} \vec{A} = 0 \quad (3.10)$$

Des équations de Maxwell nous avons l'équation de Maxwell-Faraday :

$$\overrightarrow{\text{rot}} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (3.11)$$

Ce qui donne :

$$\overrightarrow{\text{rot}} \left(\vec{E} + \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \right) = 0 \quad (3.12)$$

Par ailleurs, le rotationnel d'un gradient étant toujours nul dans un domaine contractile - on dit qu'un domaine est contractile si en tout point de ce domaine, une courbe qui part de ce point et y revient en restant dans le domaine peut être réduite, par déformation continue et sans sortir du domaine, à un seul point - nous pouvons introduire le potentiel scalaire électrique φ tel que :

$$\vec{E} = -\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \nabla \varphi \quad (3.13)$$

On remplace maintenant dans l'équation de Maxwell-Ampère et on obtient :

$$\vec{rot}\left(\frac{1}{\mu}\vec{rot}(\vec{A})\right) + \sigma\left(\frac{\partial\vec{A}}{\partial t} + \nabla\varphi\right) = \vec{J}_s \quad (3.14)$$

Cette équation est appelée formulation électrique en potentiels A - φ [13]. En appliquant l'opérateur de divergence à cette équation, nous obtenons :

$$div\left(\sigma\left(-\frac{\partial\vec{A}}{\partial t} - \nabla\varphi\right)\right) = 0 \quad (3.15)$$

C'est parce que la résolution analytique de ces deux dernières équations est très compliquée que l'on a recours à la MEF pour trouver une solution approchée.

Formulation :

Elle s'obtient après intégration de l'équation du système sur le domaine d'étude en pondérant par une fonction test. Dans le cas de l'alternateur étudié, la formulation variationnelle est donnée par :

Trouver $(\vec{A}, \varphi) \in V$ tel que pour tout $(\vec{A}', \varphi') \in V$ nous avons :

$$\int_D \frac{1}{\mu} \vec{rot} \vec{A} \vec{rot} \vec{A}' + \int_{D_c} \sigma \left(\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \nabla \varphi \right) \vec{A}' = \int_D \vec{J}_s \vec{A}' \quad (3.16)$$

$$\int_{D_c} \sigma \left(\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} + \nabla \varphi \right) \nabla \varphi' = 0 \quad (3.17)$$

Où D est le domaine d'étude, D_c correspond au domaine des conducteurs et V est un espace fonctionnel de fonctions continues dérivables définies à partir des conditions aux limites des équations de Maxwell [12].

Nous pouvons alors procéder à l'affaiblissement du problème en prenant \vec{A}_h et φ_h dans l'espace V_h . Ainsi, le problème devient :

Trouver $(\vec{A}_h, \varphi_h) \in V$ tel que pour tout $(\vec{A}'_h, \varphi'_h) \in V$ nous avons :

$$\int_D \frac{1}{\mu} \vec{rot} \vec{A}_h \vec{rot} \vec{A}'_h + \int_{D_c} \sigma \left(\frac{\partial \vec{A}_h}{\partial t} + \nabla \varphi_h \right) \vec{A}'_h = \int_D \vec{J}_s \vec{A}'_h \quad (3.18)$$

$$\int_{D_c} \sigma \left(\frac{\partial \vec{A}_h}{\partial t} + \nabla \varphi_h \right) \nabla \varphi'_h = 0 \quad (3.19)$$

On peut maintenant écrire :

$$a((\vec{A}_h, \varphi_h), (\vec{A}'_h, \varphi'_h)) = l(\vec{A}'_h, \varphi'_h) \quad (3.20)$$

Pour simplifier on note : $u_h = (\vec{A}_h, \varphi_h)$ et $v_h = (\vec{A}'_h, \varphi'_h)$.

On définit également $(\beta_1, \beta_2, \dots, \beta_{N_h})$ comme étant une base de l'espace V_h , N_h étant la dimension de V_h . On peut alors décomposer u_h sur cette base :

$$u_h = \sum_{i=1}^{N_h} u_h^i \beta \quad (3.21)$$

En utilisant la bilinéarité de a nous avons :

$$\sum_{i=1}^{N_h} u_h^i a(\beta_i, v_h) = l(v_h) \quad (3.22)$$

Ce qui nous donne N_h équations telles que $\forall 1 < j < N_h$:

$$\sum_{i=1}^{N_h} u_h^i a(\beta_i, \beta_j) = l(\beta_j) \quad (3.23)$$

Nous retrouvons alors un système linéaire qui peut être mis sous forme matricielle :

$$\begin{bmatrix} a(\beta_1, \beta_1) & \cdots & a(\beta_{N_h}, \beta_1) \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ a(\beta_1, \beta_{N_h}) & \cdots & a(\beta_{N_h}, \beta_{N_h}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_h^1 \\ \vdots \\ u_h^{N_h} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} l(\beta_1) \\ \vdots \\ l(\beta_{N_h}) \end{bmatrix} \quad (3.24)$$

Dans ce système, l'inconnue est le vecteur $[u_h^1 \cdots u_h^{N_h}]^t$ assimilé à (A_h, φ_h) . Ce vecteur est dépendant du maillage et s'exprime en fonction des nœuds et des arrêtes du domaine discrétisé.

La MEF permet de limiter les éléments non-nuls dans la matrice du système matriciel précédent. Cette dernière sera très creuse. En effet, les fonctions β_i ont un petit support tel qu'elles soient nodales ou d'arrêtes : ces fonctions forment une base dans l'espace associé à l'ensemble discret. Chacune d'elles vaut 1 sur une inconnue et 0 sur les autres.

Pour résoudre le système matriciel en tenant compte de la non-linéarité des matériaux, une méthode itérative est utilisée, c'est la méthode de Newton-Raphson.

Il est à noter que cette méthode itérative induit des temps de calculs élevés [12].

3.2.4 Différences entre la résolution 2D et 3D

Pour commencer, il existe plusieurs façons d'étudier une machine électrique en 2D. Dans ce travail, nous considérons un plan radial pour étudier le comportement électromagnétique et thermique de l'alternateur synchrone ainsi que ses performances. Par raison de symétrie, l'étude n'est faite que sur une moitié de la machine [6].

La figure 3.1 et 3.2 Donnent respectivement un aperçu de la découpe radiale de la machine pour l'étude 2D et le modèle d'étude de la machine en 3D.

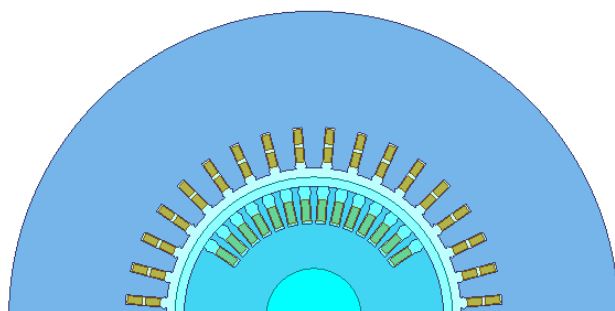


FIGURE 3.1 – Modèle 2D de la machine.

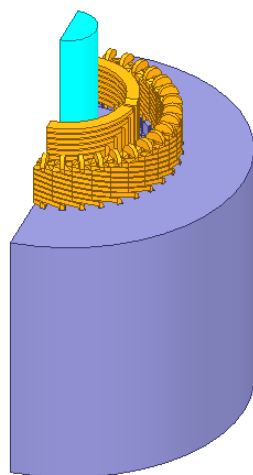


FIGURE 3.2 – Modèle 3D de la machine.

Maintenant intéressons-nous aux différences qui existent entre les 2 modèles présentés ci-dessus.

L'étude en 2D peut aussi être faite sur un plan axial, mais il est évident que quel que soit le plan d'étude choisi, il y a une perte d'information. L'apport du 3D, dont la mise en œuvre est bien plus compliquée et demande beaucoup plus de moyens (notamment dans la simulation), colle beaucoup plus au comportement réel. Dans les machines électriques, plusieurs phénomènes thermiques font appel à une approche tridimensionnelle dès qu'il y a présence significative d'un flux axial combiné à un flux radial. Explications :

Les inconvénients des études 2D sont propres à chaque plan étudié. Concernant le plan étudié dans ce travail, le plan radial (perpendiculaire à l'axe de la machine dans le plan r, θ), les flux de chaleurs axiaux ne sont pas considérés. Or l'expérience montre que les conductivités axiales des conducteurs actifs d'encoches sont à l'origine d'un flux de fuite non négligeable. D'un autre côté, le plan d'étude axial (parallèle à l'axe de la machine selon l'axe Z) balaie des régions différentes selon la valeur de l'angle d'inclinaison θ . La figure 3.3 montre les deux plans axial et radial [6]

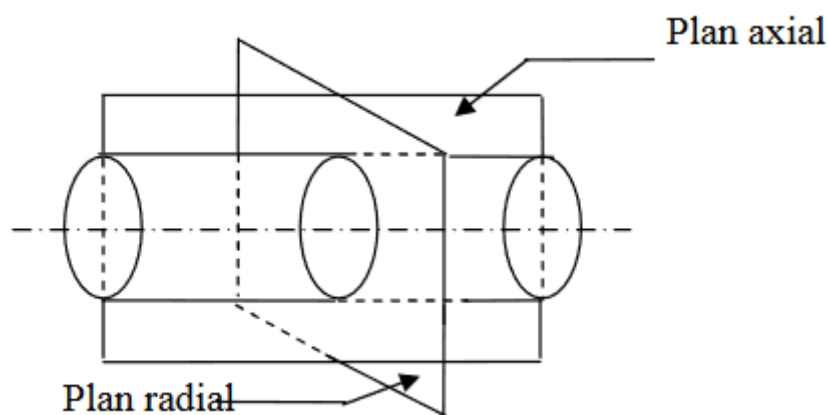


FIGURE 3.3 – Plans axial et radial d'étude en 2D de la machine [6].

Aucune des 2 configurations citées ne peut faire apparaître simultanément les conducteurs actifs d'encoches et les tôles entre les mêmes conducteurs d'encoches. Les deux simulations ne peuvent pas donner de champs de température fiables. Seule une étude 3D s'avère être rigoureuse quant à la prise en compte des phénomènes réels [6].

3.3 Méthode de travail

L'objectif de l'étude électromagnétique de la machine est non seulement de trouver l'ensemble des grandeurs physiques exploitables (champs magnétiques, courants, tensions, couple ...) mais c'est surtout la détermination des pertes magnétiques dans l'alternateur qui est importante.

En effet, ce sont les pertes qui sont la principale source de chaleur dans la machine et c'est en se basant sur ces pertes que l'étude thermique est menée.

Nous expliquons ici les étapes suivies pour parvenir à obtenir les résultats de l'étude électromagnétique.

Tout d'abord, nous avons défini la géométrie de la machine. Puis, nous avons spécifié l'ensemble des paramètres, dimensions et constante nécessaires pour effectuer le calcul électromagnétique. Ce sont ces mêmes paramètres que nous avons précédemment calculé dans le chapitre 2.

Il faut ensuite générer un maillage pour appliquer la méthode des éléments finis - pour rappel, cette dernière n'est utilisée pour l'instant que dans le calcul de champs magnétiques, les grandeurs électriques et mécaniques étant calculées de manière analytique conventionnelle - sur la géométrie sélectionnée, qu'elle soit en 2D ou en 3D. Il faut également spécifier la nature des matériaux pour chaque partie de la géométrie considérée, et spécifier leurs propriétés.

La figure 3.4 donne un schéma de l'enchaînement des étapes suivies :

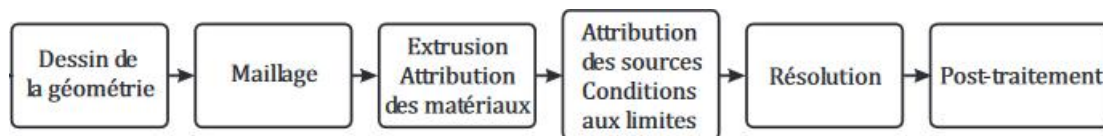


FIGURE 3.4 – Étapes suivies lors de la simulation.

3.4 Maillage

Le maillage fait partie intégrante du processus de calcul où les géométries complexes sont divisées en éléments simples qui peuvent être utilisés comme approximations locales discrètes du domaine plus large. Le maillage influence la précision, la convergence et la vitesse de la simulation. En outre, étant donné que le maillage consomme généralement une partie importante du temps nécessaire pour obtenir des résultats, plus les outils de maillage sont performants et automatisés, plus la solution est rapide et précise.

En 3D, Nous avons besoin d'un maillage pour une solution efficace et précise des pertes joules dues aux courants induits. Résoudre un problème de champ électromagnétique est toujours basé sur la résolution des équations de Maxwell. Le niveau de précision souhaité de la solution dépend de la taille de chacun des éléments tétraédriques individuels composant le maillage [13].

Les solutions basées sur des maillages utilisant des milliers d'éléments sont plus précises que les solutions basées sur des maillages grossiers utilisant relativement peu d'éléments. Néanmoins un tel maillage demandera nécessairement un ordinateur doté d'une puissance et d'une mémoire conséquente [13].

Le maillage initialement généré est automatiquement réajusté lorsque la précision de calcul voulue n'est pas atteinte .

Maillage initial :

Le schéma suivant explique comment est effectué le maillage initial.

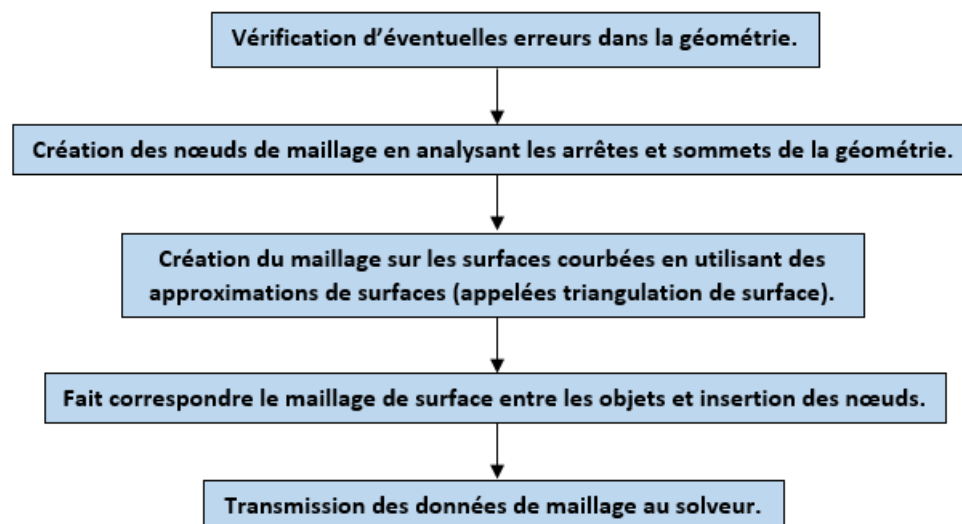


FIGURE 3.5 – Étapes du maillage initial .

Maillage adaptatif :

Dans la plupart des cas, le maillage initial est plutôt grossier et plus ou moins uniforme dans toute la géométrie, ce qui rend la solution apportée peu précise. Pour atteindre le niveau de précision requis dans les résultats, ce maillage doit être affiné dans les zones où les champs sont intenses et/ou les gradients de champs sont élevés .

Le maillage adaptatif est un maillage généré automatiquement si la précision de la solution apportée n'est pas satisfaisante. Ce processus est expliqué par le schéma suivant :

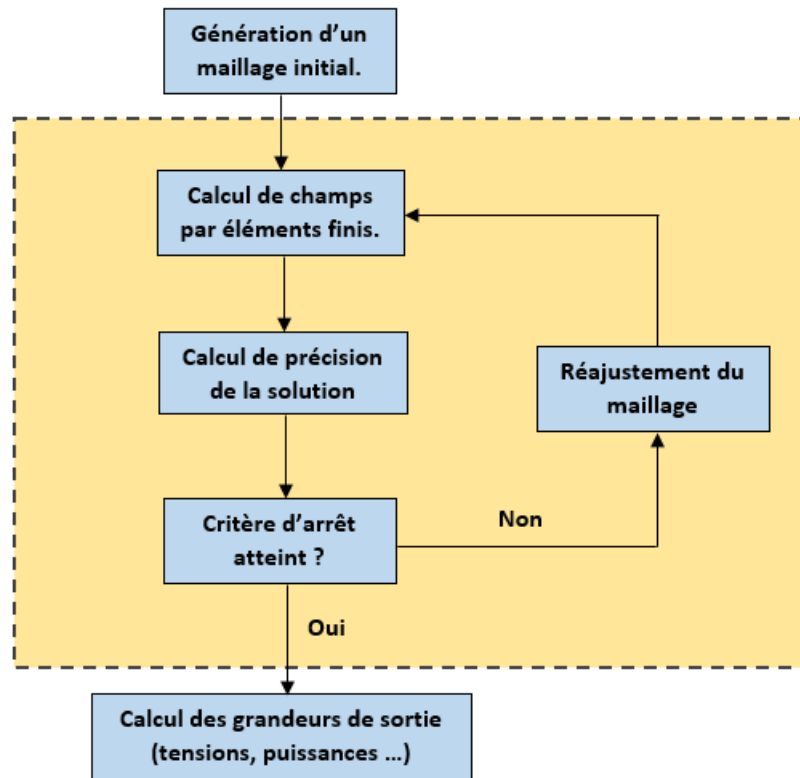


FIGURE 3.6 – Étapes du maillage adaptatif .

La figure 3.7 représente le maillage du modèle 2D de la machine étudiée tandis que la figure 3.8 représente son maillage en 3D.

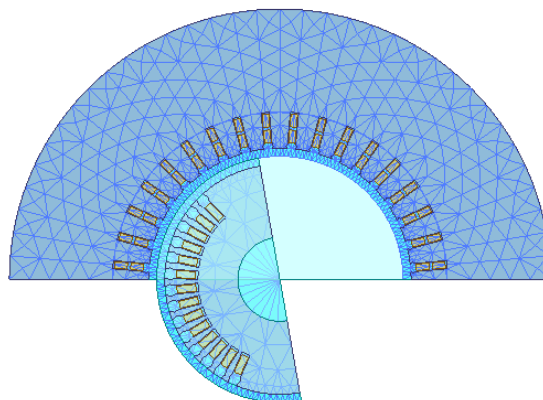


FIGURE 3.7 – Maillage du modèle 2D de l'alternateur.

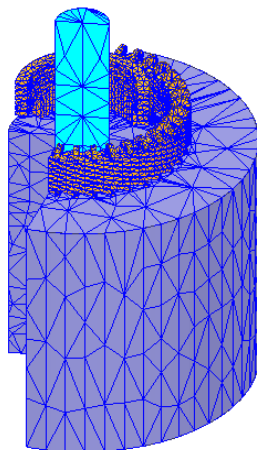


FIGURE 3.8 – Maillage du modèle 3D de l'alternateur.

3.5 Données techniques des matériaux

Les données techniques permettent de définir les matériaux utilisés dans la simulation. Il est nécessaire dans le cas d'une machine électrique d'affecter un matériau pour les différents éléments qui la constituent (culasse du stator, culasse du rotor, enroulements ...).

Il faut également définir, pour chaque matériau, les propriétés nécessaires pour l'utilisation voulue (par exemple il faudra définir la conductivité électrique et thermique des différents éléments de la machine pour pouvoir simuler son comportement électrique et thermique).

Dans notre cas, nous avons choisi le cuivre pour les enroulements statoriques et rotoriques et un certain type d'acier pour les culasses du stator et du rotor.

Les propriétés de ces derniers sont résumés dans le tableau suivant :

Matériau	Masse volumique	Conductivité électrique	Conductivité thermique	Chaleur spécifique
Cuivre	8933 kg/m^3	$1.724 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	400 W/m K	385 J/kgK
Acier	7850 kg/m^3	$5.882 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	30 W/m K	434 J/kgK

TABLE 3.1 – Propriétés des matériaux utilisés.

La courbe de première aimantation de l'acier utilisé dans la culasse du stator et dans celle du rotor est représentée sur la figure suivante :

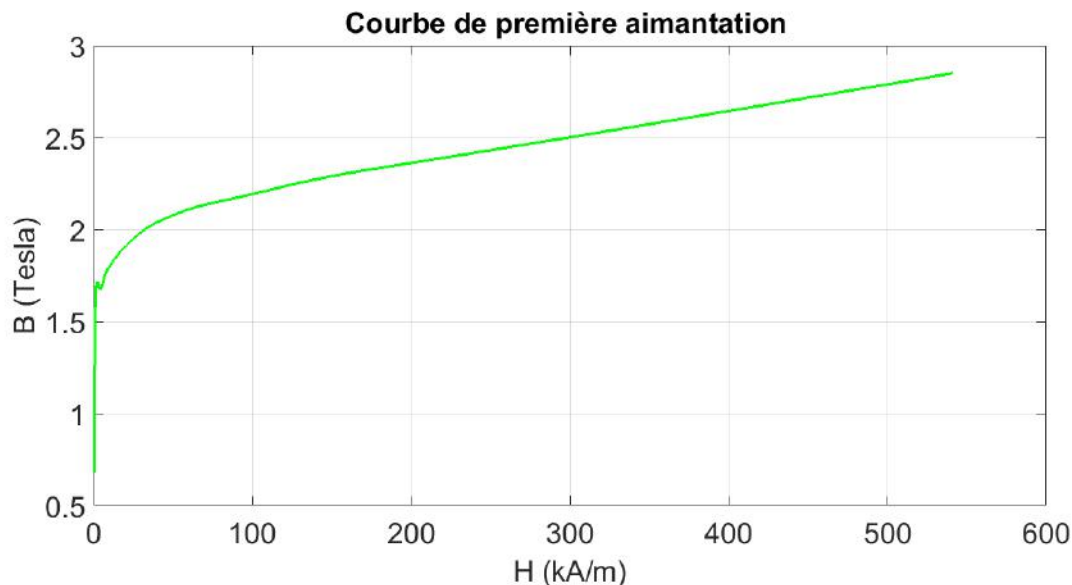


FIGURE 3.9 – Courbe de première aimantation de l'acier utilisé.

La classe d'isolation de la machine étudiée est la classe F.

Ce qui veut dire que cette machine fonctionne pour une température ambiante maximale de 40 °C, un échauffement permis de 105 °C, et une marge thermique de 10 °C.

Ce qui donne au total une température maximale dans laquelle peut fonctionner l'alternateur de 155 °C.

3.6 Performances de l'alternateur

3.6.1 Modèle magnétique

Le calcul du champ magnétique n'est pas aisé. Dans notre étude, le problème considéré est magnétodynamique, c'est-à-dire que la variation dans le temps des grandeurs électriques et magnétiques est prise en compte, le problème est abordé et sa résolution explicitée plus haut.

3.6.2 Modèle électrique

Le modèle d'une phase de la machine est constitué par des sources de tensions ou de courants, des résistances, des inductances et des forces électromotrices F.E.M. et ces paramètres sont déterminés à partir des dimensions géométriques de la machine électrique. On peut avoir recours aux transformations de Park pour calculer les grandeurs électriques (courants, tensions) et les flux selon les axes direct et quadrature puis déduire ces grandeurs selon les 3 phases [14].

$$V_d = Ri_d + \frac{d(L_d i_d)}{dt} - \omega_s (L_q i_q) \quad (3.25)$$

$$V_q = Ri_q + \frac{d(L_q i_q)}{dt} + \omega_s(L_d i_d) + e \quad (3.26)$$

Où R est la résistance de phase du stator, i_d et i_q sont respectivement les courants instantanés axes direct et quadrature, L_d et L_q sont les inductances de la machine selon ces mêmes axes, V_d et V_q sont les tensions d'alimentation et e représente la F.E.M. créée par les variations des flux magnétiques à vide à travers les enroulements du stator [14] :

$$e(t) = -k_w n_m \frac{d\phi}{dt} \quad (3.27)$$

Avec k_w comme coefficient de bobinage et n_m comme nombre de spires par phase.

La tension d'excitation est donnée par l'équation suivante [15] :

$$V_f = R_f i_f + \frac{d\phi_f}{dt} \quad (3.28)$$

Où R_f et i_f sont respectivement la résistance et le courant du circuit d'excitation.

$$\phi_f = \frac{3}{2} M_f i_d + L_f i_f \quad (3.29)$$

Où M_f est la mutuelle inductance et L_f l'inductance du circuit d'excitation.

Les flux magnétiques selon les axes direct et quadratures sont donnés par les équations suivantes :

$$\phi_d = L_d i_d + M_f i_f \quad (3.30)$$

$$\phi_q = L_q i_q \quad (3.31)$$

Les paramètres du circuit électrique équivalent servent à simuler la stratégie de commande du convertisseur et à évaluer les performances de la machine pour tous les points de fonctionnement de l'entraînement à vitesse variable.

3.6.3 Équation mécanique

Une machine électrique sert à transformer l'énergie électrique en énergie mécanique ou vice versa selon le mode de fonctionnement en moteur ou en génératrice. Lors d'un mode de fonctionnement donné, le mouvement des parties tournantes de l'entraînement est soumis aux lois fondamentales de la dynamique. La somme des couples instantanés exercés sur l'arbre est égale au couple d'accélération. Cette loi peut être exprimée sous la forme suivante [14] :

$$T_{em}(t) - T_c(t) - f_{frot} \Omega(t) = J_{in} \frac{d\Omega(t)}{dt} \quad (3.32)$$

Avec :

$T_{em}(t)$: couple électromagnétique en N.m.

$T_c(t)$: couple de charge en N.m.

f_{frot} : coefficient de frottement en N.m.S/rad.

$\Omega(t)$: vitesse de rotation du rotor en rad/s.

J_{in} : moment d'inertie des parties tournantes par rapport à l'axe de rotation en N.m.S²/rad.

Le couple de charge $T_c(t)$ dépend du type de la charge mécanique à entraîner qui peut être de type : frottement visqueux, frottement sec, couple constant ou puissance constante. Le moment d'inertie du rotor dépend de la géométrie et de la répartition de la masse du rotor. Plus le rotor représente un grand moment d'inertie, plus il s'oppose aux variations de vitesse [14].

3.6.4 Bilan des puissances

De par la nature de son utilisation en alternateur, la machine synchrone étudiée reçoit une puissance mécanique (fournie par la rotation de l'arbre) et génère de la puissance électrique.

La puissance absorbée est donc mécanique et peut se calculer comme suit [14] :

$$P_a = \Omega T_m \quad (3.33)$$

Ω : vitesse de rotation de rotor en rad/s.

T_m : couple utile sur l'arbre en N.m. Si l'alternateur n'est pas auto-excité il faut encore tenir compte de l'énergie électrique absorbée par l'excitation :

$$P_a = \Omega T_m + U_e I_e \quad (3.34)$$

La puissance utile est électrique ; elle est calculée de la manière suivante :

$$P_u = \sqrt{3} U I \cos(\varphi) \quad (3.35)$$

Ces puissances peuvent également être déterminées en faisant intervenir les pertes dans la machine, en les soustrayant de la puissance absorbée pour déduire la puissance utile par exemple.

Enfin, le rendement d'un alternateur synchrone à excitation séparée est le suivant :

$$\eta = \frac{P_u}{P_a} = \frac{\sqrt{3} U I \cos(\varphi)}{\Omega T_m + U_e I_e} \quad (3.36)$$

3.6.5 Calcul des performances électromagnétiques

Dans cette section on présentera les résultats de l'étude électromagnétique de la machine.

3.6.5.1 Champs magnétiques

La figure 3.10 représente sur le modèle 2D de la machine la répartition du vecteur potentiel magnétique \vec{A} .

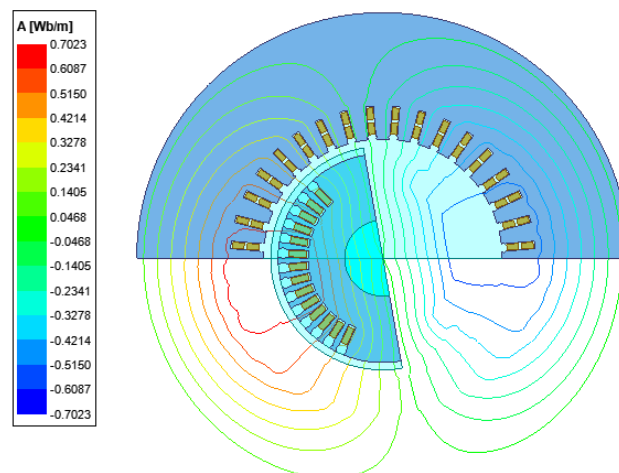


FIGURE 3.10 – Vecteur potentiel magnétique.

Les figures 3.11 et 3.12 représentent respectivement la distribution de l'induction magnétique \vec{B} dans la machine en 2D et en 3D, après 60 ms de fonctionnement.

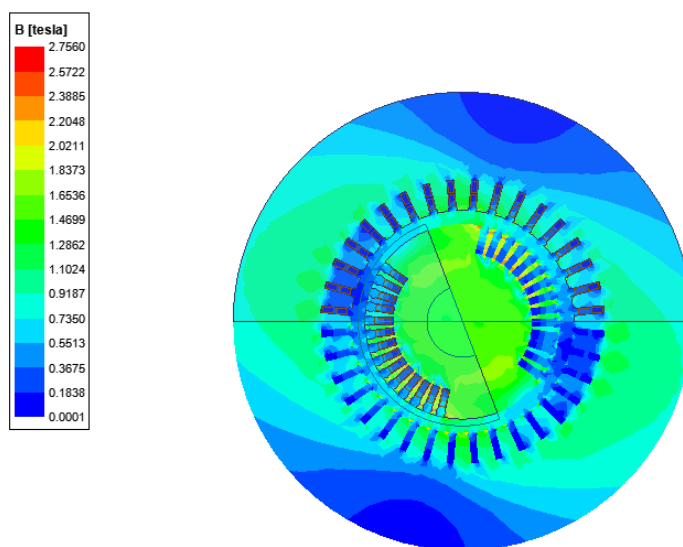


FIGURE 3.11 – Induction magnétique en 2D.

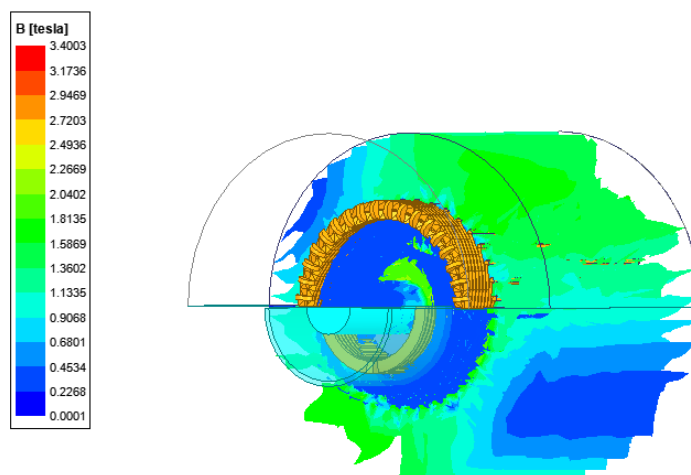


FIGURE 3.12 – Induction magnétique en 3D.

3.6.5.2 F.E.M. à vide

La figure suivante représente l'évolution de la f.é.m. à vide dans une phase.

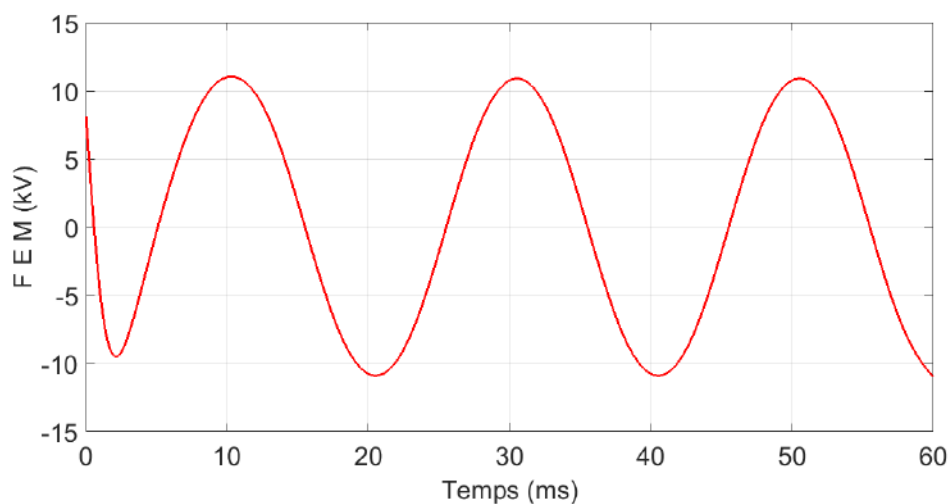


FIGURE 3.13 – F.E.M. à vide.

3.6.5.3 Couple disponible sur l'arbre

L'évolution du couple disponible sur l'arbre pendant les 60 premières ms est donné par la figure 3.14.

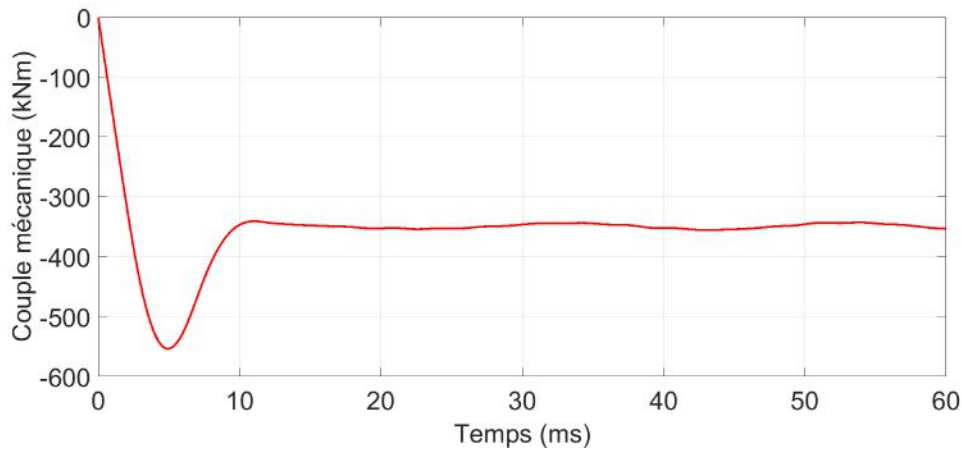


FIGURE 3.14 – Couple mécanique.

Le régime transitoire dure jusqu'à 10 ms, avec notamment un pic à plus de 540 000 N.m. La valeur du couple se stabilise ensuite et fluctue autour de 345 000 N.m.

3.6.5.4 Puissances

L'évolution des puissances mécanique (bleu) et électrique (rouge) est donnée par la figure 3.15.

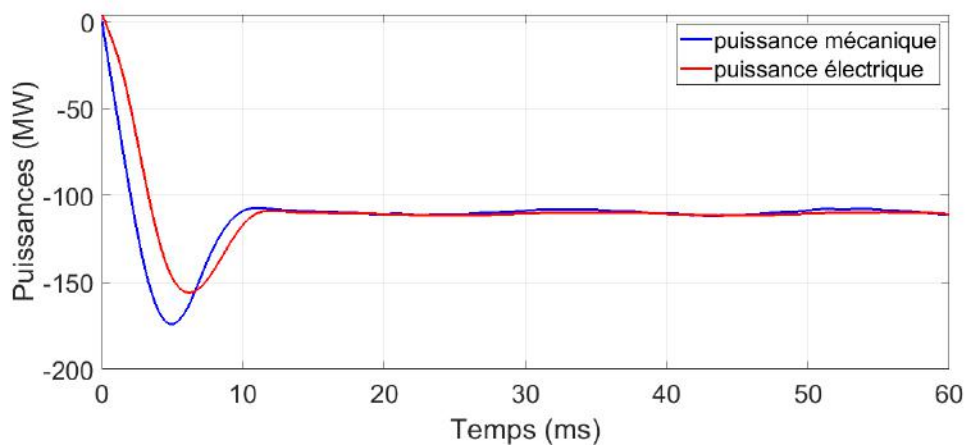


FIGURE 3.15 – Puissances électrique et mécanique.

3.7 Étude des pertes magnétiques dans la machine

3.7.1 Méthodes de calcul des pertes

La détermination des pertes dans une machine électrique est une tâche primordiale qui doit être effectuée pendant le calcul électromagnétique, des formules empiriques peuvent généralement être utilisées dans le calcul de ces pertes. Nous explicitons dans cette partie

les méthodes de calcul utilisées par le logiciel [16].

Commençons donc par lister ces différentes pertes :

- Pertes fer.
- Pertes joule : ce sont les pertes ohmiques, elles sont déterminées via la formule suivante [16] :

$$P_j = \frac{1}{\sigma} \int_V J^2 dV \quad (3.37)$$

σ : conductivité électrique en S/m.

V : Volume en m^3 .

Dans le cas d'une machine électrique triphasée, les pertes joules sont calculées directement avec la formule :

$$P = 3I^2 R \quad (3.38)$$

Avec I courant circulant dans une phase, et R résistance d'une phase précisée par l'utilisateur au préalable.

Revenons maintenant aux pertes fer, elles se divisent elles-mêmes en plusieurs types de pertes ayant chacune leur formule, et qui sont les suivantes [16] :

- Pertes par courant de Foucault

$$p_c = k_c (f B_m)^2 \quad (3.39)$$

- Pertes par hystérésis

$$p_h = k_h f B_m^2 \quad (3.40)$$

- Pertes additionnelles

$$p_e = k_e f B_m^{1.5} \quad (3.41)$$

Additionnées les unes aux autres ces pertes donnent les pertes fer, tel que :

$$P_{fer} = p_c + p_h + p_e \quad (3.42)$$

B_m étant la valeur maximale de l'induction magnétique, et f la fréquence.

k_c , k_h et k_e sont respectivement les coefficients de courants de Foucault, d'hystérésis et de pertes additionnelles [21].

Pour le coefficient de courants de Foucault, il est directement obtenu via la formule suivante :

$$k_c = \pi^2 \sigma^2 \frac{d^2}{\delta} \quad (3.43)$$

d : épaisseur d'une tôle d'acier.

Quant au deux autres coefficients, on utilise les équations suivantes :

$$K_1 = k_h f + k_c f^2 \quad (3.44)$$

$$K_2 = k_e f^{1.5} \quad (3.45)$$

Pour déterminer les valeurs de K_1 et K_2 , le polynôme suivant est minimisé :

$$\sum_i [p_{vi} - (K_1 B_{mi}^2 + K_2 B_{mi}^{1.5})]^2 \quad (3.46)$$

Où p_{vi} et B_{mi} sont respectivement les pertes et l'induction magnétique au i -ème point, définis sur la courbe de pertes du matériau [16].

A partir de là, les coefficients d'hystérésis et de pertes additionnelles peuvent être calculés :

$$k_h = \frac{K_1 - k_c f_0^2}{f_0} \quad (3.47)$$

$$k_e = \frac{K_2}{f_0^{1.5}} \quad (3.48)$$

Avec f_0 fréquence utilisée lors de la détermination des caractéristiques du matériau. Les difficultés de calcul sont associées, tout d'abord, à la justesse de la détermination des propriétés des matériaux, car les courbes pour chaque type d'acier sont déterminées expérimentalement [16].

3.7.2 Calcul des pertes

Dans cette section, on présente les résultats de calcul des pertes dans la machine, sans prendre en compte l'influence de la température.

Deux types de pertes sont considérés ici, les pertes par effet Joule et les pertes "totales" qui ajoutent aux pertes joules les pertes fer, qui elles-même englobent comme expliqué plus haut les pertes par courants de Foucault, les pertes par hystérésis et des pertes additionnelles. La figure 3.16 donne l'évolution des pertes par effet Joule dans la machine.

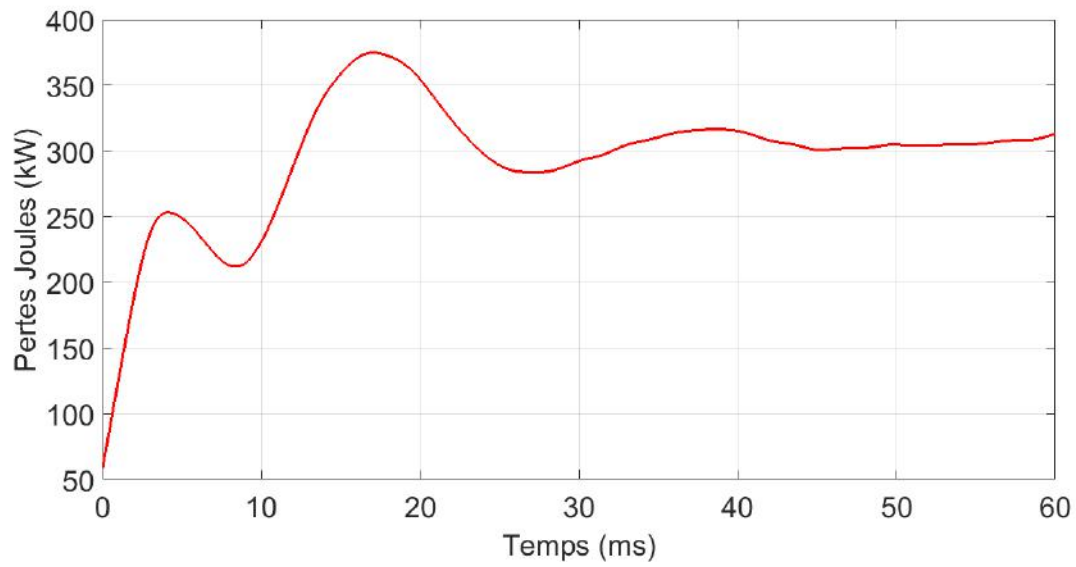


FIGURE 3.16 – Pertes par effet Joule.

La figure suivante montre la distribution des pertes joules dans l'alternateur en 2D.

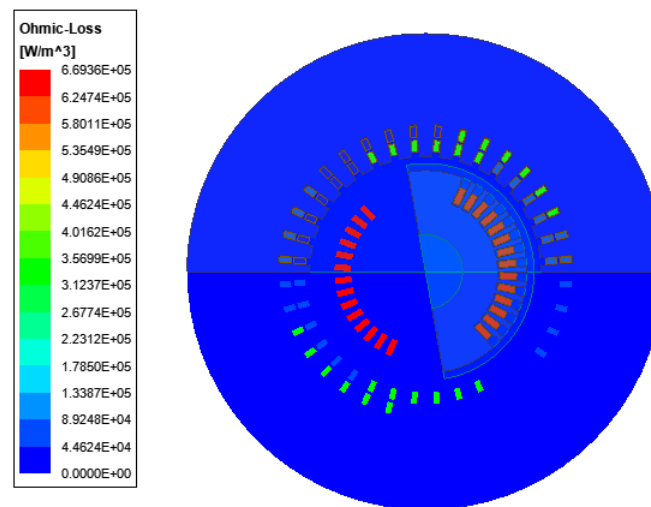


FIGURE 3.17 – Distribution des pertes joules dans la machine.

L'évolution des pertes totales dans la machine est donnée sur la figure 3.18.

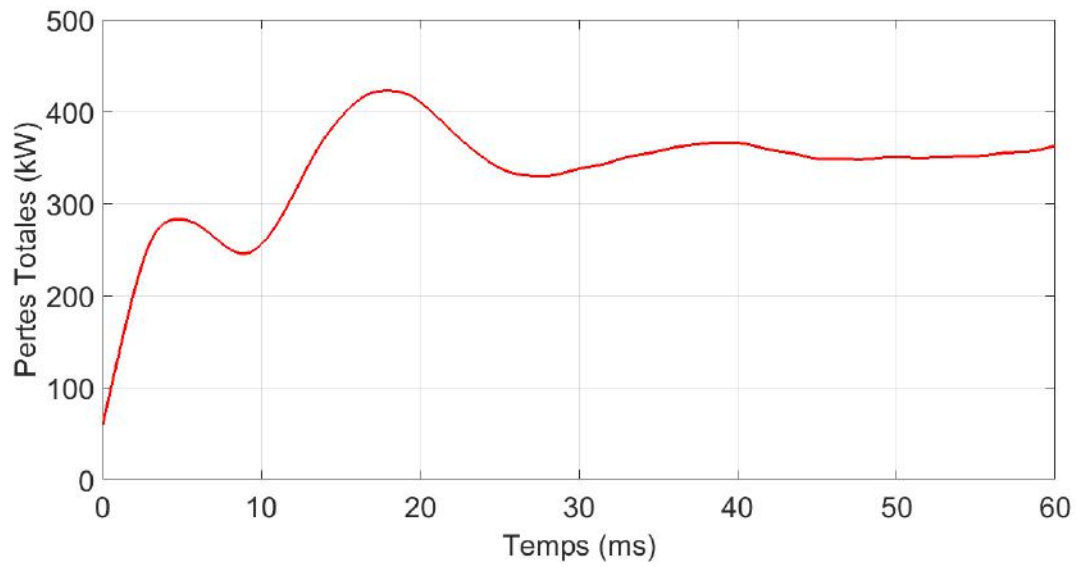


FIGURE 3.18 – Pertes totales.

La figure suivante représente la distribution des pertes totales dans l'alternateur en 2D.

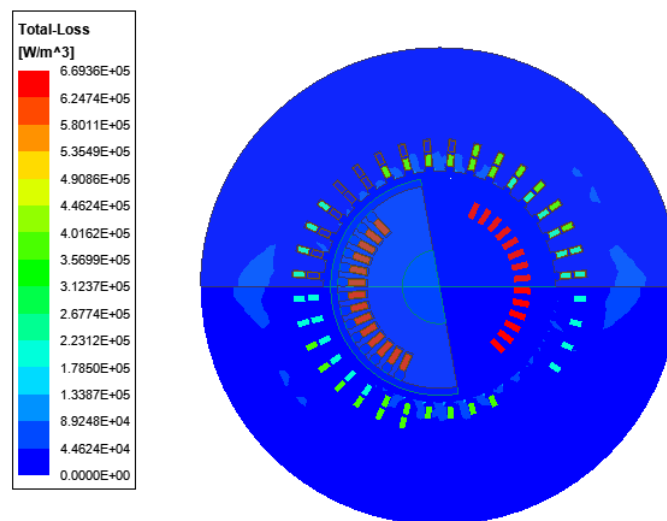


FIGURE 3.19 – Distribution des pertes totales dans la machine.

3.8 Conclusion

Nous avons traité plusieurs points dans ce chapitre, à commencer par une présentation de la méthode de calcul numérique utilisée, la méthode des éléments finis. Ainsi, nous avons expliqué comment cette méthode est utilisée pour déterminer le champ magnétique dans un alternateur synchrone. Nous avons ensuite explicité le calcul des performances de la machine via les équations électriques et mécanique et un bilan de puissance de cette dernière ainsi que le calcul de pertes dans l'alternateur sans prendre en compte l'influence de la température. Nous avons enfin présenté les résultats obtenus.

Chapitre 4

Étude thermique de l'alternateur synchrone

4.1 Introduction

Aujourd'hui on se dirige vers des machines électriques toujours plus performantes et forcément plus imposantes. Seulement il y a plusieurs facteurs qui limitent la puissance des machines électriques, dont l'un des principaux : la température. Les limites imposées par cette dernière doivent toujours être respectées sous peine d'avoir une machine théoriquement performante mais qui verrait les matériaux la constituant se détériorer très rapidement. Par conséquent, afin de pouvoir prédire l'élévation de température dans les machines, des modèles thermiques sont employés. Ceux-ci permettent d'une part de modéliser thermiquement les machines en vue de la surveillance du comportement de la température en elles, d'autre part d'améliorer leur conception.

Dans ce travail, nous avons utilisé la méthode des éléments finis via le logiciel ANSYS (Mechanical et Fluent) pour calculer la température dans la machine sous différentes conditions. D'abord, nous étudions l'influence du coefficient d'échange convectif entre les parois fluide - solide sur la température en faisant varier ce dernier et en relevant les résultats thermiques.

Puis, afin de déterminer le comportement thermique réel de la machine, nous avons introduit un calcul d'écoulement de fluide (CFD) qui nous permet d'avoir le coefficient d'échange convectif réel et ainsi connaître la répartition de la température dans la machine. Enfin, nous réinjectons les résultats thermiques dans un calcul de pertes pour prendre en compte l'influence de la température sur celles-ci et comparer les pertes obtenues avec celles calculées dans le chapitre 3.

ANSYS Mechanical est un logiciel d'ingénierie mécanique qui utilise le calcul par éléments finis pour l'analyse structurelle.

ANSYS Fluent est un logiciel qui permet de modéliser l'écoulement du fluide, le transfert de chaleur via ce dernier pour les applications industrielles. Celles-ci vont du flux d'air sur une aile d'avion à la combustion dans un four, des colonnes à bulles aux plates-formes pétrolières, du flux sanguin à la fabrication de semi-conducteurs aux usines de traitement des eaux usées. Fluent couvre une gamme étendue, y compris des modèles spéciaux, avec des capacités de modélisation de la combustion dans les cylindres, de l'aéro-acoustique, des machines électriques et des systèmes polyphasés.

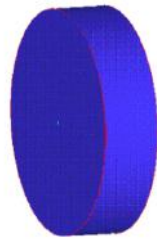
4.2 Maillage

4.2.1 Maillage de l'alternateur synchrone

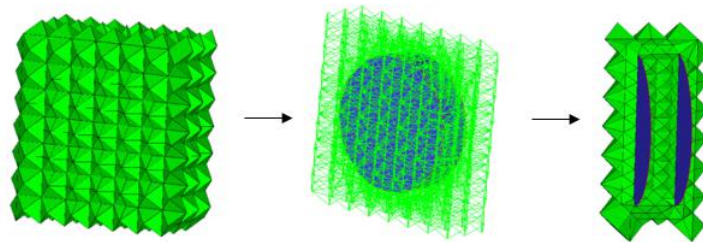
La méthode de maillage utilisée est appelée : « Algorithme de maillage par tétraèdres indépendants » (Patch independant algorithm for tetrahedrons method control) . Elle est basée sur un algorithme de subdivision spatiale qui assure le réajustement du maillage lorsque cela est nécessaire, et conserve les éléments initiaux sinon ce qui permet un calcul plus rapide. Une fois que le tétraèdre "racine" qui englobe toute la géométrie a été initialisé, il est subdivisé jusqu'à ce que les exigences de taille d'éléments (données par l'utilisateur) soient satisfaites.

A chaque étape de la subdivision, la taille des tétraèdres est divisée par 2. Ce qui signifie que les tailles des éléments diffèrent les unes des autres par des facteurs qui sont des puissances de 2.

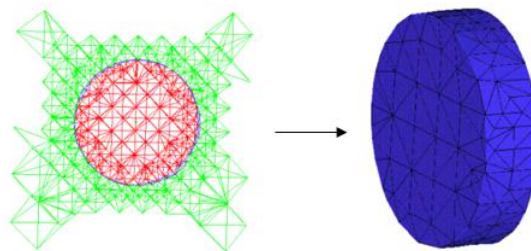
La série de figures qui suit illustre les étapes de maillage d'une géométrie simple :



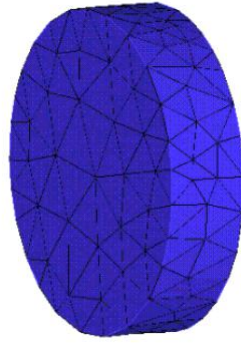
A ce stade, l'algorithme fait en sorte que la taille des éléments partageant une arête ou une face ne diffère pas d'un facteur de plus de 2.



Après cela, le maillage est rendu conforme ; c'est-à-dire qu'il garantit que chaque paire d'éléments adjacents partagera une face entière. Le maillage ne correspond pas à la géométrie donnée, de sorte que le mailleur arrondit ensuite les nœuds du maillage à la valeur prescrite des points, des courbes prescrites ou des surfaces du modèle. L'algorithme supprime ensuite tout le maillage qui ne peut pas être atteint par un point matériel défini par l'utilisateur dans la géométrie étudiée.



Enfin, le maillage est lissé par le déplacement de nœuds, la fusion de nœuds, l'échange d'arête et dans certains cas, suppression des mauvais éléments.



D'autres formes d'éléments sont également utilisées (hexagonales et rectangulaires) et le maillage est fait de la même manière .

Les figures 4.1 et 4.2 représentent le maillage de l'alternateur en 2D et en 3D tel que nous l'avons utilisé lors du calcul thermique.

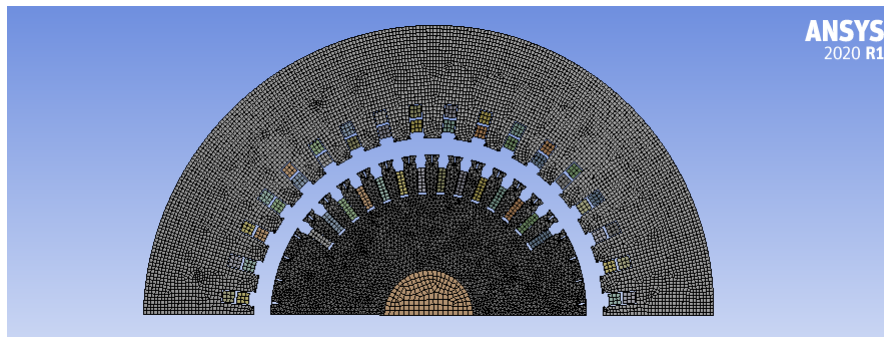


FIGURE 4.1 – Maillage du modèle 2D de l'alternateur.

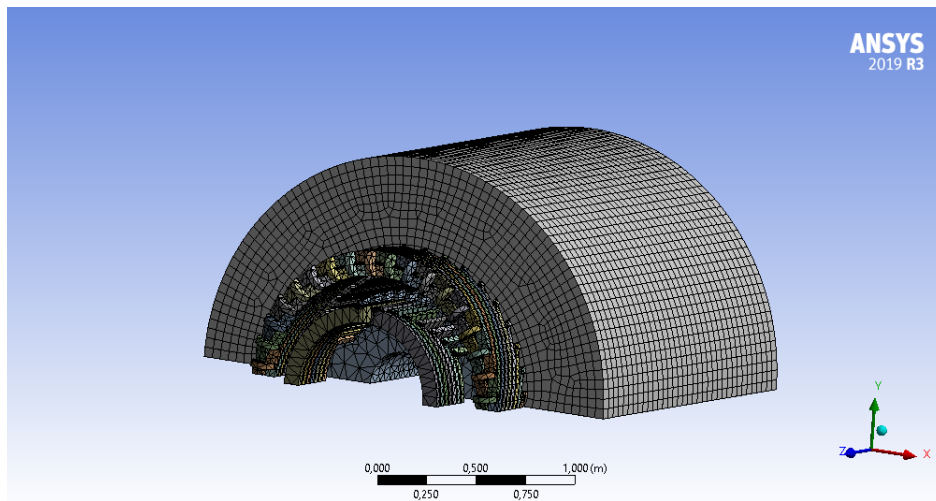


FIGURE 4.2 – Maillage du modèle 3D de l'alternateur.

4.2.2 Qualité du maillage

Les éléments du maillage de la pièce à étudier doivent respecter certains critères pour rendre la convergence des calculs la plus rapide possible et pour que des erreurs numé-

riques ne puissent pas influencer la cohérence des résultats.

Selon un critère de géométrie, les éléments du maillage doivent avoir une forme la plus équitable possible ; c'est à dire que le rapport entre la plus grande et la plus petite de ses dimensions doit, dans l'idéal, être égal à 1. Ce qui signifie pour un tétraèdre qu'il doit être régulier. Bien-sûr dans la pratique ce n'est pas le cas et plus ce rapport sera proche de 1, meilleur sera le maillage, Un élément trop allongé peut introduire des distributions de contraintes non cohérentes ou donner des déformations non conformes [17].

Les éléments ne doivent pas présenter d'angles trop larges (qui causent des erreurs d'interpolation). De trop petits angles peuvent aussi poser problème dans certains cas. La taille des éléments influe également sur la qualité du maillage : de petits éléments peuvent être utiles dans certaines régions où une bonne précision est nécessaire à la représentation du domaine. Au contraire, on préférera utiliser de gros éléments dans des régions plus grossières [17].

La figure 4.3 donne la distribution des éléments du maillage dans la machine selon leur qualité.

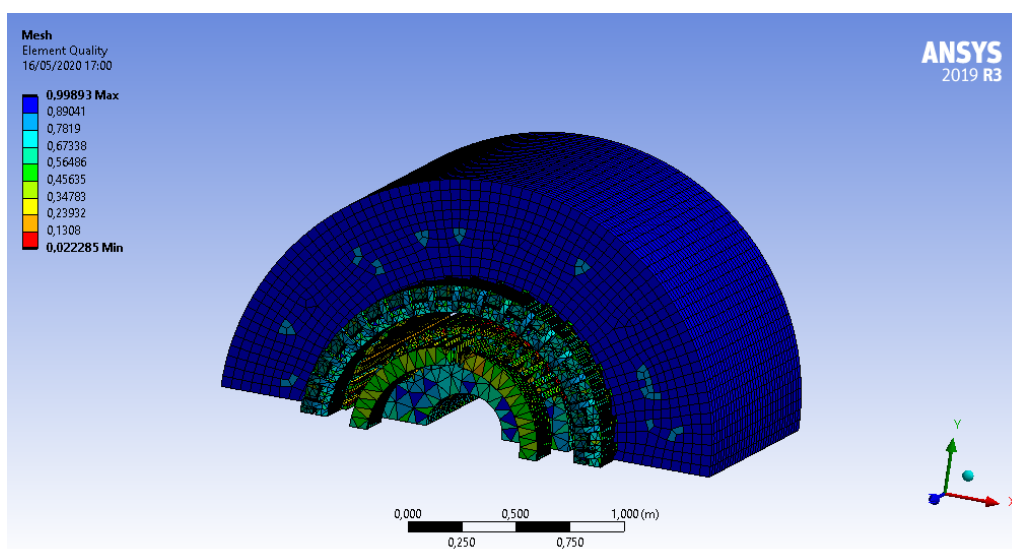


FIGURE 4.3 – Qualité du maillage effectué.

4.3 Données techniques des fluides

Afin d'étudier le comportement thermique d'une machine électrique, il est nécessaire de définir les fluides qui circulent à l'intérieur de celle-ci. Il faut donc déterminer les caractéristiques thermiques de ces fluides qui sont utilisés dans le calcul thermique comme la conductivité thermique, la chaleur spécifique, etc ...

Dans ce travail, nous avons considéré deux types de fluide de refroidissement de l'alternateur, à savoir l'air et l'hydrogène. Leur caractéristiques sont résumées dans le tableau suivant :

Fluide	Masse volumique	Viscosité dynamique	Conductivité thermique	Chaleur spécifique
Air	1.185 kg/m^3	$1.831 \cdot 10^{-5} \text{ kg/m s}$	0.026 W/m K	1004 J/kgK
Hydrogène	0.084 kg/m^3	$8.411 \cdot 10^{-6} \text{ kg/m s}$	0.167 W/m K	14300 J/kgK

TABLE 4.1 – Propriétés des fluides utilisés.

4.4 Modèle thermique de l'alternateur

Sachant que les sources de chaleur dans le modèle considéré sont les pertes Joule dans le cuivre et les pertes fer dans le circuit magnétique de la machine, nous allons dans ce qui suit donner le modèle thermique analytique de la machine et parler de la résolution numérique par éléments finis.

4.4.1 Équation de la chaleur

L'équation qui relie la chaleur induite par la variation de température à l'intérieur d'un volume, celle produite à l'intérieur de ce volume et celle échangée à ses frontières, est la suivante : [1]

$$\rho c \frac{\delta T}{\delta t} = P + \text{div}(\lambda \cdot \overrightarrow{\text{grad}T}) \quad (4.1)$$

Avec :

c : capacité thermique massique en J/kg K.

ρ : masse volumique en kg/m^3 .

λ : conductivité thermique en W/m K.

P : production volumique de chaleur en W/m^3 .

Cette équation prend en compte l'évolution de la température dans le temps. En régime permanent, cette équation devient :

$$P + \text{div}(\lambda \cdot \overrightarrow{\text{grad}T}) = 0 \quad (4.2)$$

Si l'on suppose que la conductivité thermique est indépendante de la température, la matrice conductivité thermique sera la suivante :

$$\lambda = \begin{bmatrix} \lambda_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_{zz} \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

Où λ_{xx} , λ_{yy} et λ_{zz} représentent les conductivités thermiques dans les trois directions de l'espace. On peut alors réécrire l'équation de la chaleur de la façon suivante : [1]

$$\rho c \frac{\delta T}{\delta t} = P + \left(\lambda_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} + \lambda_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} + \lambda_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (4.4)$$

4.4.2 Calcul numérique

La détermination de la température est réalisée numériquement en utilisant la méthode des éléments finis.

Les conditions aux limites, elles, sont au nombre de trois :

Condition de Dirichlet :

C'est la condition donnant la température initiale :

$$T = T_i \quad (4.5)$$

Condition de Neumann :

Le flux de chaleur imposé sur une frontière :

$$\lambda_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} + \lambda_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} + \lambda_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} + Q = 0 \quad (4.6)$$

Où Q est le flux de chaleur.

Condition d'échange de chaleur par convection et/ou par rayonnement :

$$\lambda_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} + \lambda_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} + \lambda_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} + h (T - T_i) + \sigma (T^4 - T_i^4) = 0 \quad (4.7)$$

Où :

$h (T - T_i)$: Flux de chaleur par convection.

$\sigma (T^4 - T_i^4)$: Flux de chaleur par rayonnement.

4.5 Évolution de la température par variation du coefficient d'échange convectif

Dans cette section, nous voulons mesurer l'impact qu'a le coefficient d'échange convectif (sa valeur dépend de la nature de la convection, du fluide de refroidissement ...), et donc le transfert thermique par convection et la manière de le modéliser sur la distribution de la température dans l'alternateur.

Nous avons donc fait varier ce dernier et relevé les températures minimale, moyenne et maximale dans l'alternateur (le calcul est fait en 2D et en 3D).

4.5.1 Calcul en 2D

Les résultats de l'évolution de la température dans l'alternateur en fonction du coefficient d'échange convectif pour le calcul effectué en 2D sont donnés sur la figure 4.4.

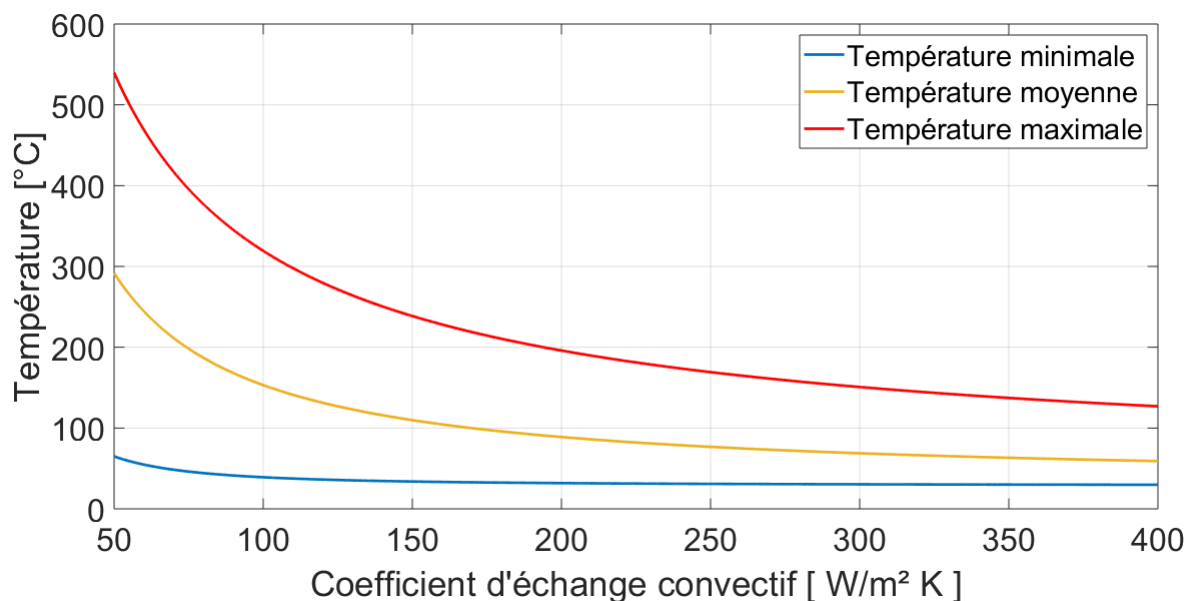


FIGURE 4.4 – Variation de la température en fonction du coefficient d'échange convectif dans l'entrefer en 2D.

La figure 4.5 représente la distribution de la température dans la machine pour une valeur du coefficient d'échange convectif h de $300W/m^2K$ dans tout l'entrefer.

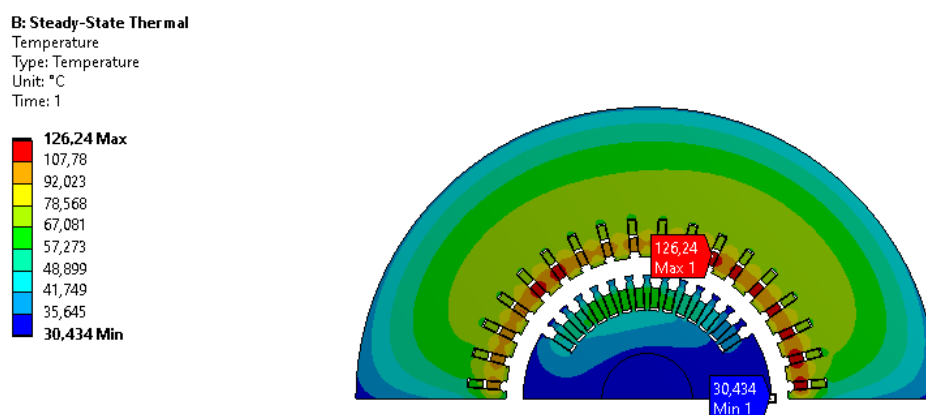


FIGURE 4.5 – Distribution de la température pour un coefficient $h = 300W/m^2K$.

4.5.2 Calcul en 3D

Les résultats de l'évolution de la température dans l'alternateur en fonction du coefficient d'échange convectif sont donnés sur les courbes de la figure 4.6.

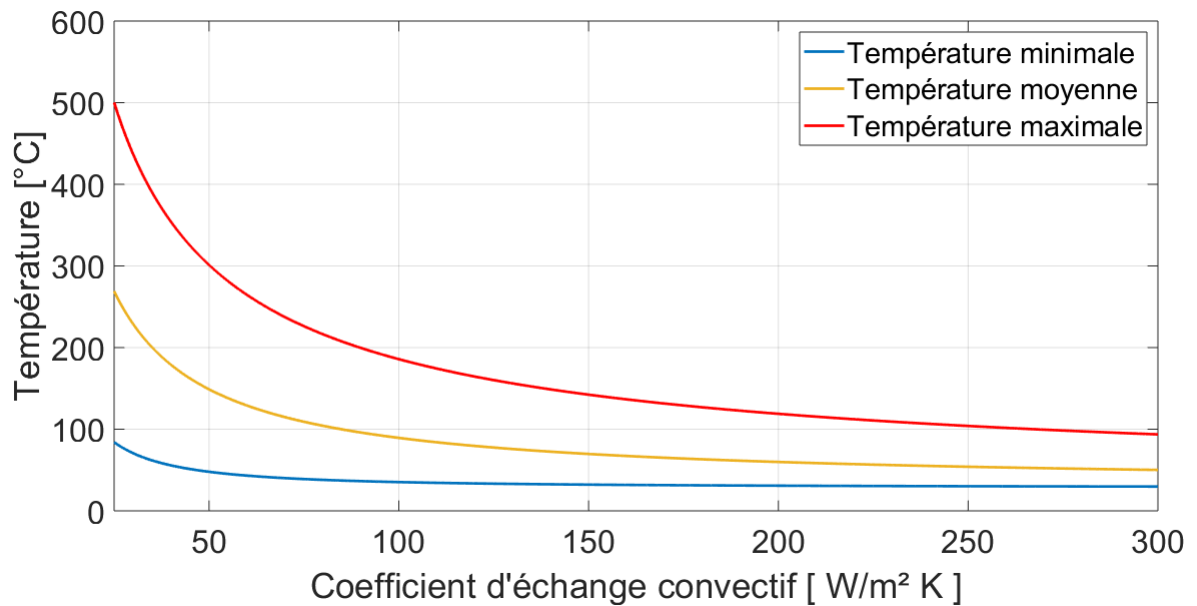


FIGURE 4.6 – Variation de la température en fonction du coefficient d'échange convectif dans l'entrefer en 3D.

La figure 4.7 représente également la distribution de la température dans la machine pour une valeur du coefficient d'échange convectif de $300W/m^2K$ dans tout l'entrefer.

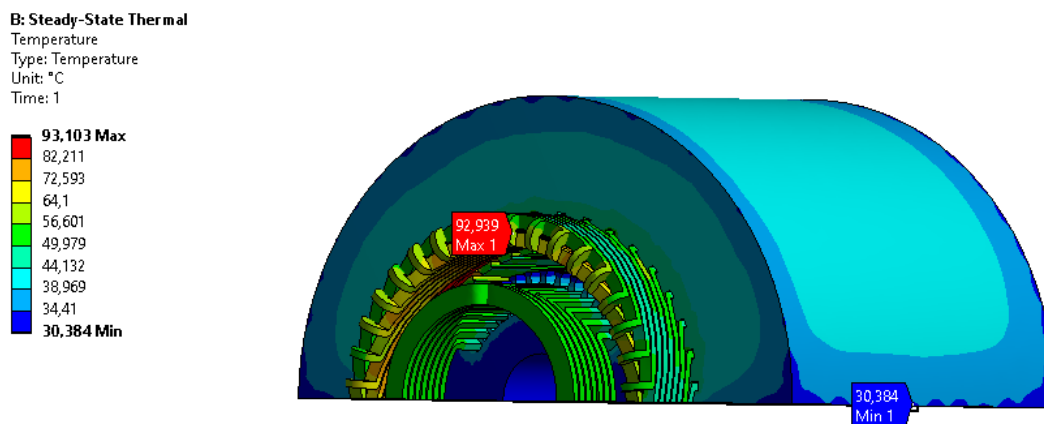


FIGURE 4.7 – Distribution de la température pour un coefficient $h = 300W/m^2K$.

4.5.3 Discussion des résultats

La première chose que l'on peut remarquer est que le coefficient d'échange convectif influe grandement sur la distribution de température dans l'alternateur en marche. Ainsi, plus ce dernier est élevé, mieux la machine est refroidie. A partir de certaines valeurs, il ne sert plus à grand chose d'augmenter le coefficient d'échange convectif car la température aura tendance à stagner ou saturer.

Ensuite, abordons la question de la fiabilité de la méthode utilisée pour déterminer la distribution de température dans la machine. Lors du calcul effectué, nous supposons que

le coefficient d'échange convectif est constant en tout point dans la machine. Ce n'est pas le cas dans la réalité.

Si l'on veut prendre en compte les conditions réelles dans lesquelles fonctionne un alternateur synchrone, il faut nécessairement prendre en compte le fait que le coefficient d'échange convectif change en fonction de l'endroit où il y a transfert thermique par convection dans la machine. Le flux de chaleur convectif dépend ainsi de la différence de température entre une paroi et le fluide de refroidissement. Pour prendre en compte la variation du coefficient d'échange convectif, il nous faut effectuer un calcul d'écoulement de fluide.

Enfin, nous pouvons remarquer une différence notable dans les résultats lorsque le calcul est effectué en 2D et en 3D. Comme expliqué précédemment dans le chapitre 3, le calcul est beaucoup plus précis en 3D, beaucoup plus proche de la réalité, la différence entre les résultats obtenus nous révèle qu'une étude en 2D n'est pas forcément exploitable. Aussi à partir d'ici, les calculs seront effectués uniquement en 3D.

4.6 Effet de la température sur les performances électromagnétiques

Dans la simulation du comportement thermique d'une machine électrique, il est nécessaire de prendre en compte le transfert thermique et donc la densité de flux de chaleur comme expliqué dans le chapitre 1. Pour ce faire, il faut introduire la valeur d'un certain coefficient d'échange convectif qui est assez complexe à déterminer puisqu'elle dépend de la nature de la convection (naturelle ou forcée) et ce coefficient fait également intervenir des grandeurs comme la vitesse du fluide de refroidissement, la différence de température entre une paroi et le fluide, la viscosité dynamique du fluide . . . Donc il faudrait connaître ces grandeurs afin de pouvoir déterminer le coefficient d'échange convectif. Ces grandeurs peuvent être déterminées via un calcul d'écoulement de fluide. Ainsi, en utilisant le couplage système les 2 solveurs utilisés (pour le calcul de température dans la machine et l'écoulement de fluide) peuvent communiquer et calculer le coefficient d'échange convectif de manière implicite pendant la simulation.

La figure 4.8 montre comment le couplage système (system coupling) a été utilisé et les modules qu'il relie.

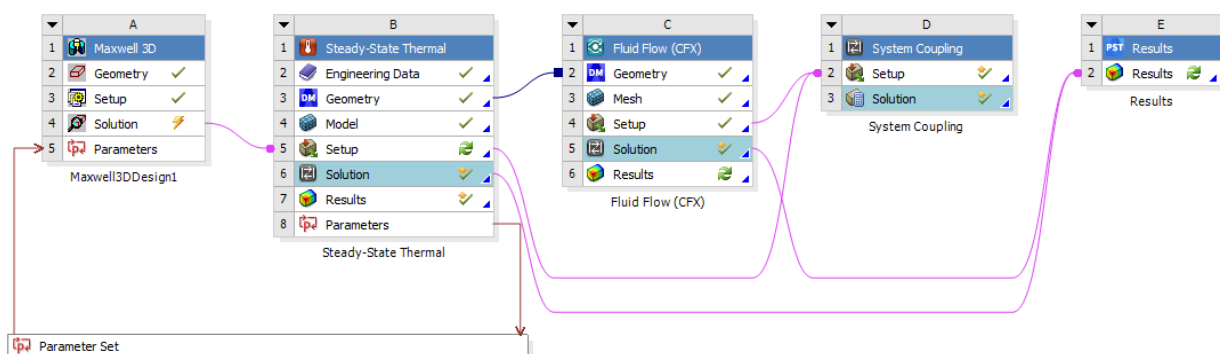


FIGURE 4.8 – Couplage système.

4.7 Écoulement du fluide

Afin de prendre en compte l'influence du comportement des fluides de refroidissement considérés (air, hydrogène) sur la température de l'alternateur en fonctionnement, nous avons fait un calcul d'écoulement du fluide au travers duquel nous avons pu déterminer le coefficient de convection thermique en tout point du volume étudié. Le calcul passe notamment par la détermination de la température du fluide et sa pression, et est fait numériquement par éléments finis.

4.7.1 Hypothèses

- a) Le fluide est considéré newtonien.
- b) Le domaine d'étude ne varie pas dans le temps.
- c) Le fluide étudié est compressible.
- d) L'écoulement est supposé laminaire.

4.7.2 Équation de continuité

De la loi de conservation de la masse vient l'équation de continuité [24] :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho V_x}{\partial x} + \frac{\partial \rho V_y}{\partial y} + \frac{\partial \rho V_z}{\partial z} = 0 \quad (4.8)$$

Où :

V_x, V_y et V_z : Composantes du vecteur vitesse dans les trois directions x, y et z .

ρ : Densité du fluide.

La variation de densité ρ peut être remplacée par la variation de pression comme suit :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \frac{\partial \rho}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial t} \quad (4.9)$$

On considère le fluide compressible comme un gaz parfait. La variation de la densité par rapport à la pression devient alors :

$$\rho = \frac{P}{RT} \Rightarrow \frac{\partial \rho}{\partial P} = \frac{1}{RT} \quad (4.10)$$

Où :

R : Constante spécifique de gaz parfait.

T : Température du fluide.

4.7.3 Équation de l'énergie

L'équation est définie comme suit :

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho C_p T) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho V_x C_p T) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho V_y C_p T) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho V_z C_p T) = \\ & \frac{\partial}{\partial x}(K \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(K \frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z}(K \frac{\partial T}{\partial z}) + W^v + E^k + Q_v + \Phi + \frac{\partial P}{\partial t} \end{aligned} \quad (4.11)$$

Avec :

C_p : Chaleur spécifique.

K : Conductivité thermique.

W^v : Travail visqueux.

Q_v : Source de chaleur volumique. (pertes dans la machine).

Φ : Dissipation visqueuse.

E^k : Énergie cinétique.

Le travail visqueux est défini par :

$$\begin{aligned}
 W^v = & V_x \mu \left[\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_x}{\partial y} + \frac{\partial V_x}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} \right) \right] \\
 & + V_y \mu \left[\frac{\partial V_y}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_y}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} \right) \right] \\
 & + V_z \mu \left[\frac{\partial V_z}{\partial x} + \frac{\partial V_z}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} \right) \right]
 \end{aligned} \tag{4.12}$$

où :

μ : Viscosité effective du fluide.

La dissipation visqueuse est définie par :

$$\begin{aligned}
 \Phi = & 2\mu \left[\left(\frac{\partial V_x}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial V_y}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial V_z}{\partial z} \right)^2 \right] \\
 & + \mu \left[\left(\frac{\partial V_y}{\partial x} + \frac{\partial V_x}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial V_z}{\partial y} + \frac{\partial V_y}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial V_x}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial x} \right)^2 \right]
 \end{aligned} \tag{4.13}$$

Enfin, l'énergie cinétique est donnée par l'équation suivante :

$$E^k = -\frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{K}{C_p} \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{2} |V^2| \right) \right] - \frac{\partial}{\partial y} \left[\frac{K}{C_p} \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{2} |V^2| \right) \right] - \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{K}{C_p} \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{2} |V^2| \right) \right] \tag{4.14}$$

Avec V amplitude du vecteur vitesse.

4.7.4 Pression et température des fluides étudiés

Les résultats de calcul de la pression et de la température de l'air et de l'hydrogène dans la machine sont donnés dans le tableau suivant :

Fluide	Pression (bar)		Température (C)	
	Min	Max	Min	Max
Air	0.96	1.06	29.89	126.93
Hydrogène	1.01	1.02	29.89	119.97

TABLE 4.2 – Pression et température des fluides étudiés.

4.7.5 Coefficient d'échange convectif

Comme expliqué précédemment, le but des calculs effectués dans cette section est de déterminer le coefficient d'échange convectif h en tout point des parois fluide-solide de transferts thermiques par convection et ce, en considérant comme fluide de refroidissement l'air puis l'hydrogène.

La valeur moyenne du coefficient d'échange convectif avec un refroidissement à air est de $140.36W/m^2K$.

La valeur moyenne du coefficient d'échange convectif avec un refroidissement à hydrogène est de $225.41W/m^2K$.

Le tableau ci-dessous illustre mieux le calcul effectué ici, il présente les valeurs du coefficient d'échange convectif h pour quelques positions de coordonnées cartésiennes (x, y, z) arbitrairement choisies parmi 59422 points du domaine où le calcul a été fait, pour les refroidissement à air et à hydrogène.

Point	x (m)	y (m)	z (m)	h_{air} (W/m^2K)	h_{H_2} (W/m^2K)
$M_1 (x_1, y_1, z_1)$	0.268	0.608	1.994	122.77	198.35
$M_2 (x_2, y_2, z_2)$	0.276	0.605	1.996	148.20	228.07
$M_3 (x_3, y_3, z_3)$	0.271	0.616	1.994	178.50	293.47
$M_4 (x_4, y_4, z_4)$	0.279	0.612	1.996	177.78	293.23
$M_5 (x_5, y_5, z_5)$	0.283	0.620	1.996	164.32	280.17
$M_6 (x_6, y_6, z_6)$	0.283	0.641	1.994	167.74	286.41
$M_7 (x_7, y_7, z_7)$	0.287	0.650	1.994	164.36	286.89
$M_8 (x_8, y_8, z_8)$	0.291	0.638	1.996	180.53	315.39

TABLE 4.3 – Variation du coefficient d'échange convectif en un point du domaine étudié en fonction de sa position en coordonnées cartésiennes (x, y, z) .

Comme le montre le tableau, la valeur du coefficient d'échange convectif varie beaucoup d'un point très peu éloigné d'un autre point, ce qui rend la détermination analytique de la distribution de ce coefficient très difficile voire impossible, c'est pourquoi nous avons recours aux méthodes numériques.

4.8 Distribution de la température dans la machine

Nous allons donner les résultats finaux du calcul de température effectué, en prenant en considération la variation du coefficient d'échange convectif dans les différentes parties de la machine et en considérant 2 types de refroidissement (à air et à hydrogène), mais également en prenant en compte la variation de la conductivité thermique du cuivre sous l'impact de la température. La conductivité thermique est multipliée par un coefficient qui varie en fonction de la température et dont la formule est la suivante :

$$\frac{1}{1 + 0.0068(T - 20)} \quad (4.15)$$

où T doit être pris en °C.

4.8.1 Refroidissement à air

4.8.1.1 Régime permanent

Les résultats de calcul en régime permanent sont donnés ci-dessous :

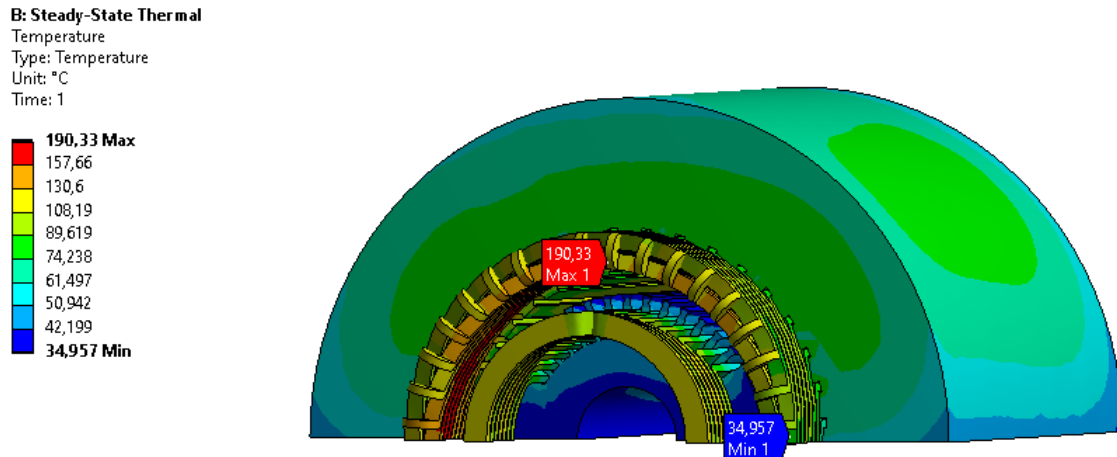


FIGURE 4.9 – Distribution de la température en régime permanent, refroidissement à air.

4.8.1.2 Régime transitoire

Le régime transitoire considéré est le démarrage de l'alternateur ; nous donnons donc l'évolution de la température pendant 7800 s après le démarrage (la température ambiante est de 22°C) dans la figure 4.10, et la distribution de celle-ci une fois le régime permanent atteint dans la figure 4.11.

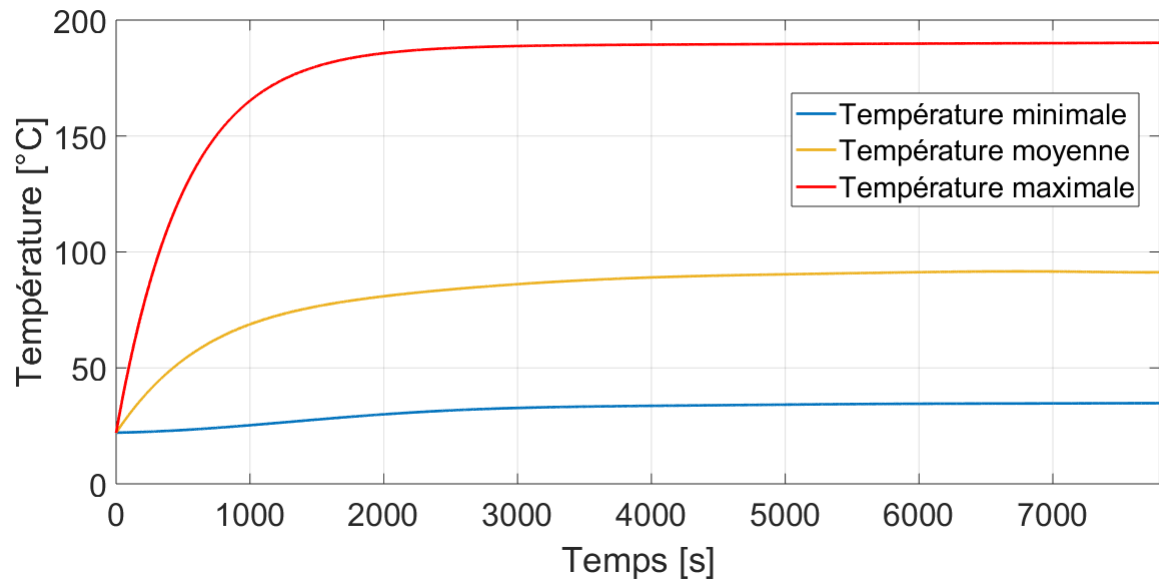


FIGURE 4.10 – Évolution de la température pendant le régime transitoire, refroidissement à air.

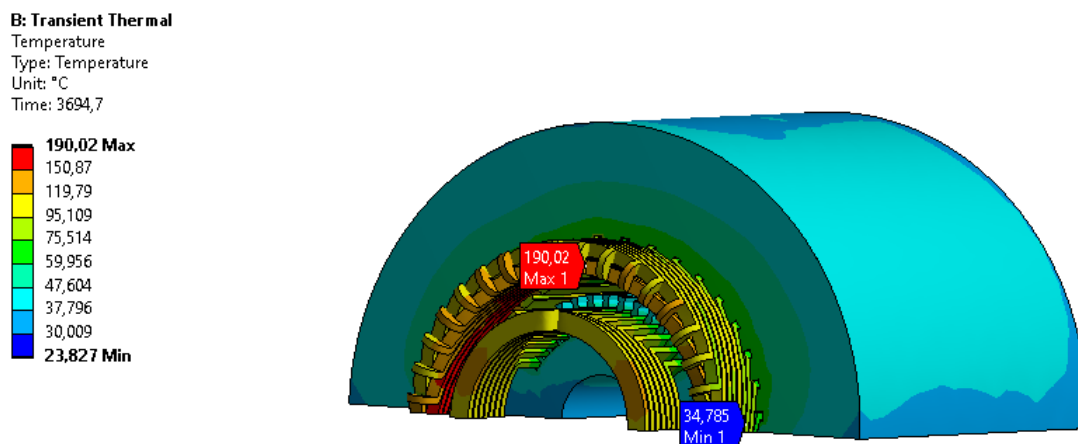


FIGURE 4.11 – Distribution de la température à la fin du régime transitoire.

4.8.2 Refroidissement à hydrogène

4.8.2.1 Régime permanent

Les résultats de calcul en régime permanent sont donnés ci-dessous :

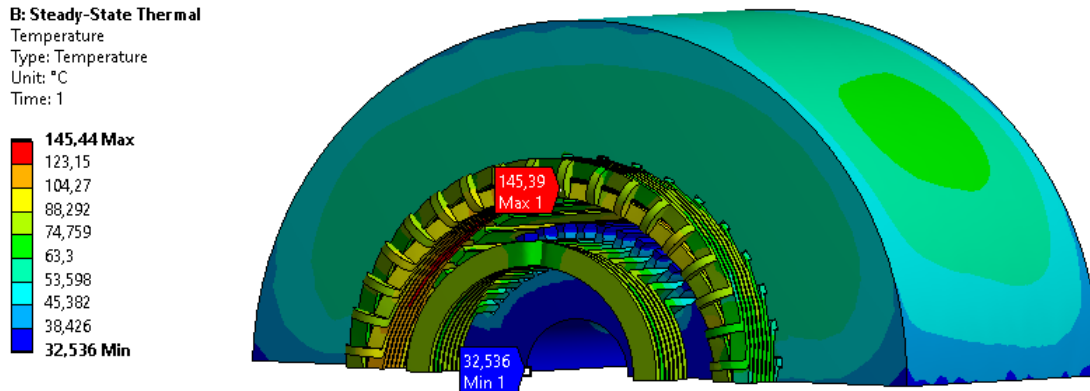


FIGURE 4.12 – Distribution de la température en régime permanent, refroidissement à hydrogène.

4.8.2.2 Régime transitoire

Le régime transitoire considéré est le démarrage de l'alternateur ; nous donnons donc l'évolution de la température pendant 7800 s après le démarrage (la température ambiante est de 22°C) dans la figure 4.13, et la distribution de celle-ci une fois le régime permanent atteint dans la figure 4.14.

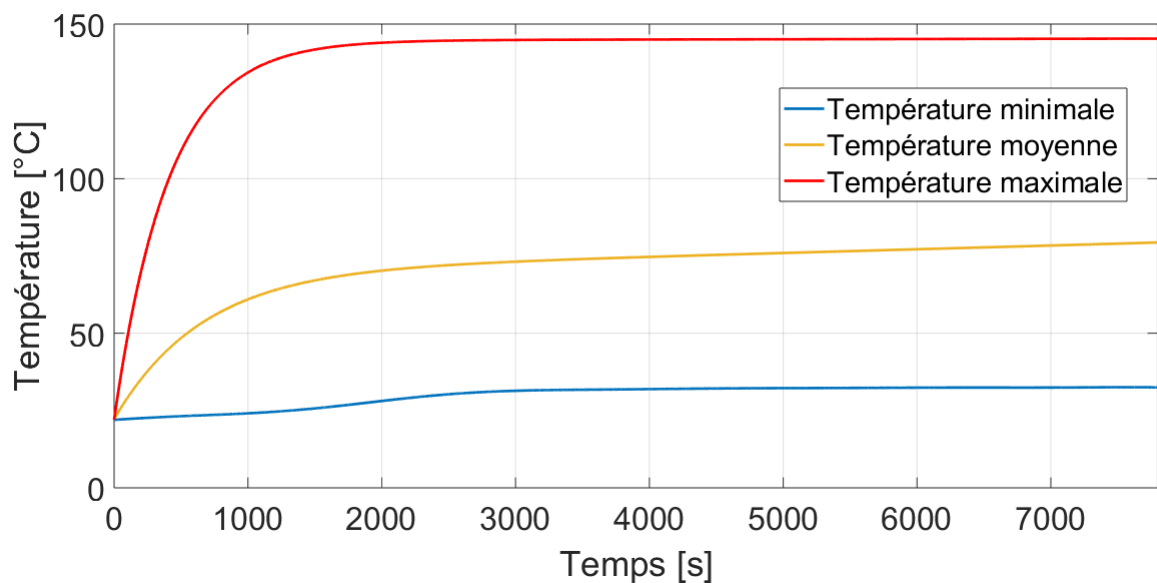


FIGURE 4.13 – Évolution de la température en régime transitoire, refroidissement à hydrogène.

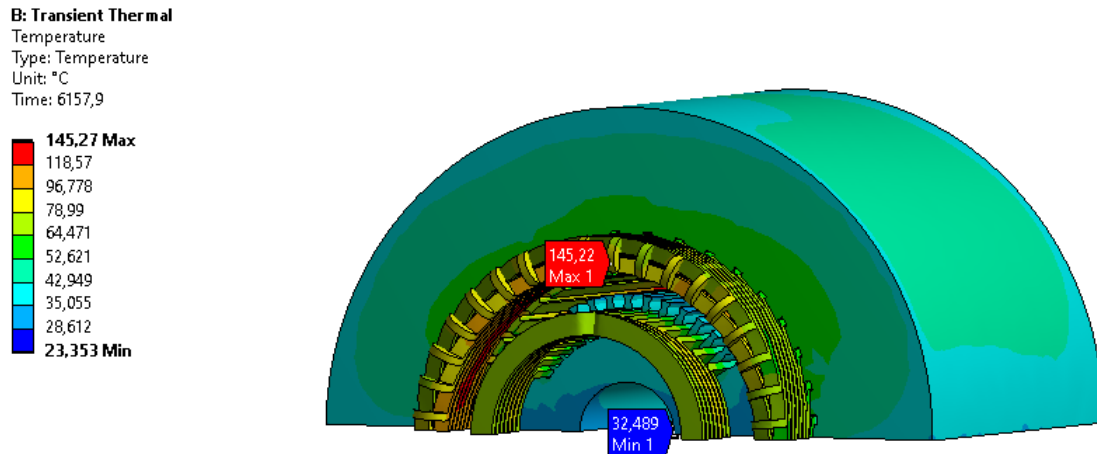


FIGURE 4.14 – Distribution de la température à la fin du régime transitoire.

4.8.3 Discussion des résultats

Nous constatons, sans surprise, une différence flagrante entre les résultats obtenus pour le refroidissement à air et ceux obtenus pour le refroidissement à hydrogène, cela est logique et est dû au fait que l'hydrogène est un meilleur conducteur thermique que l'air. Sachant que la classe d'isolation de la machine étudiée est la classe F (ce qui veut dire qu'elle ne supportera pas une température en fonctionnement supérieure à 155 °C, et une température ambiante de plus de 40 °C), il est clairement impossible d'utiliser l'air comme fluide de refroidissement pour cet alternateur. Il faudra nécessairement avoir recours à un refroidissement par hydrogène.

Concernant le régime transitoire, on peut voir qu'il n'y a pas de pic de température avant d'atteindre le régime permanent, la valeur maximale enregistrée pour le refroidissement à hydrogène est de 145.27 °C et ne pose donc pas problème.

4.9 Calcul des pertes sous influence de la température

La principale source de chaleur dans un alternateur sont, comme mentionné plus haut, les pertes. Parmi elles, celles qui possèdent l'influence la plus importante sur la température sont les pertes Joule.

Dans le chapitre 3, nous avons déterminé les pertes dans la machine sans prendre en compte la température. Dans la réalité, ces pertes varient en fonction de la température : Les pertes joule dépendent de la résistance des conducteurs, qui elle même dépend de la température de ces derniers. Dans ce chapitre, nous avons injecté les résultats du calcul thermique dans le calcul des pertes pour les estimer une nouvelles fois. Les résultats sont donnés sur les courbes ci-dessous, pour le refroidissement à air et le refroidissement à hydrogène.

4.9.1 Refroidissement à air

La courbe suivante donne les pertes joule après prise en considération de la température :

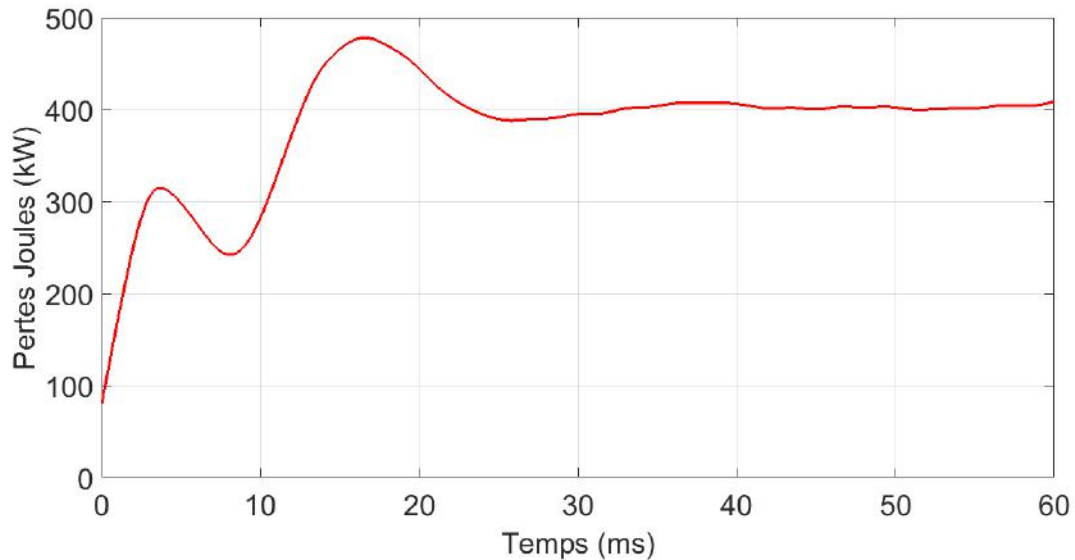


FIGURE 4.15 – Pertes Joule avec refroidissement à air.

La courbe suivante donne les pertes totales après prise en considération de la température :

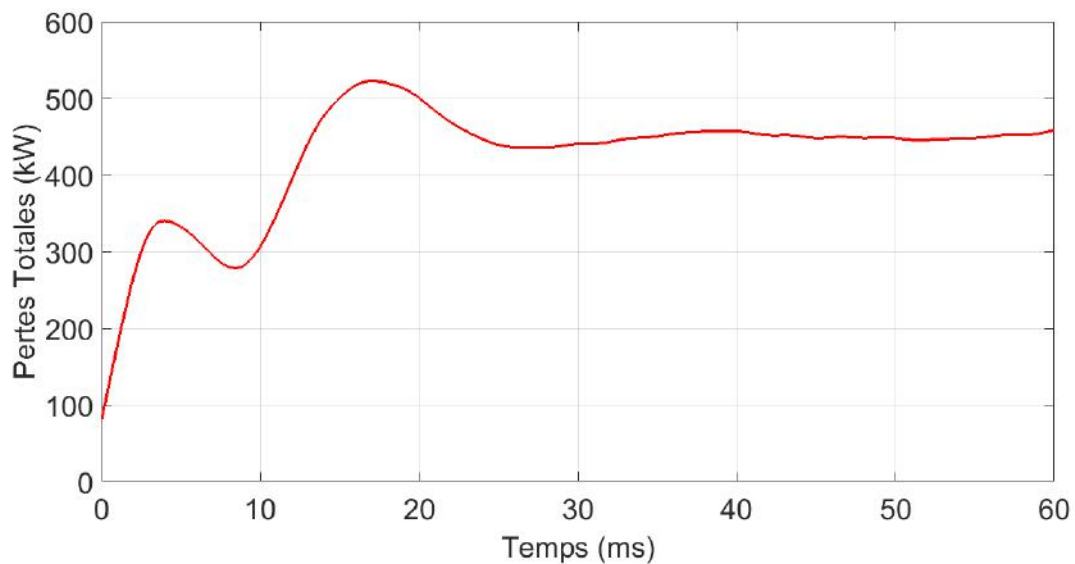


FIGURE 4.16 – Pertes totales avec refroidissement à air.

4.9.2 Refroidissement à hydrogène

La courbe suivante donne les pertes joule après prise en considération de la température :

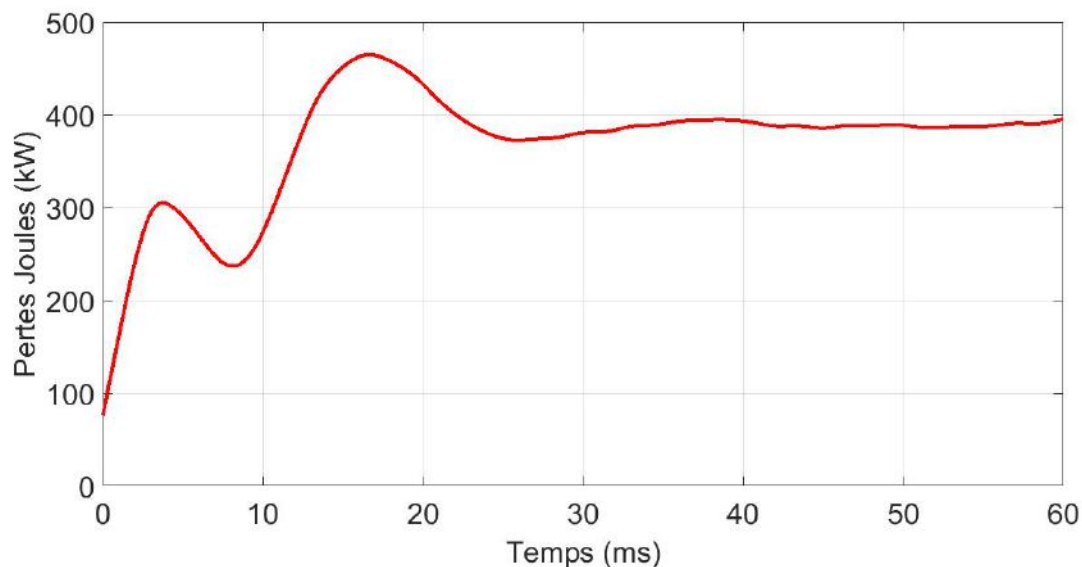


FIGURE 4.17 – Pertes Joule avec refroidissement à hydrogène.

La courbe suivante donne les pertes totales après prise en considération de la température :

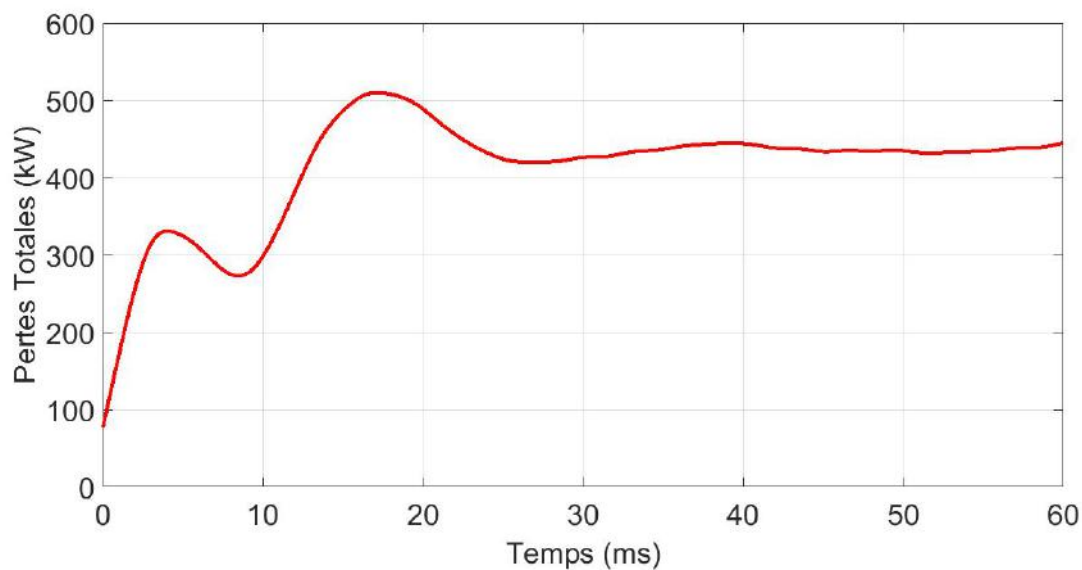


FIGURE 4.18 – Pertes totales avec refroidissement à hydrogène.

4.9.3 Comparaison des résultats

Les courbes ci-dessous donnent une comparaison entre le premier calcul de pertes (indépendant de la température) et les résultats obtenus dans ce chapitre pour les refroidissements à air et à hydrogène.

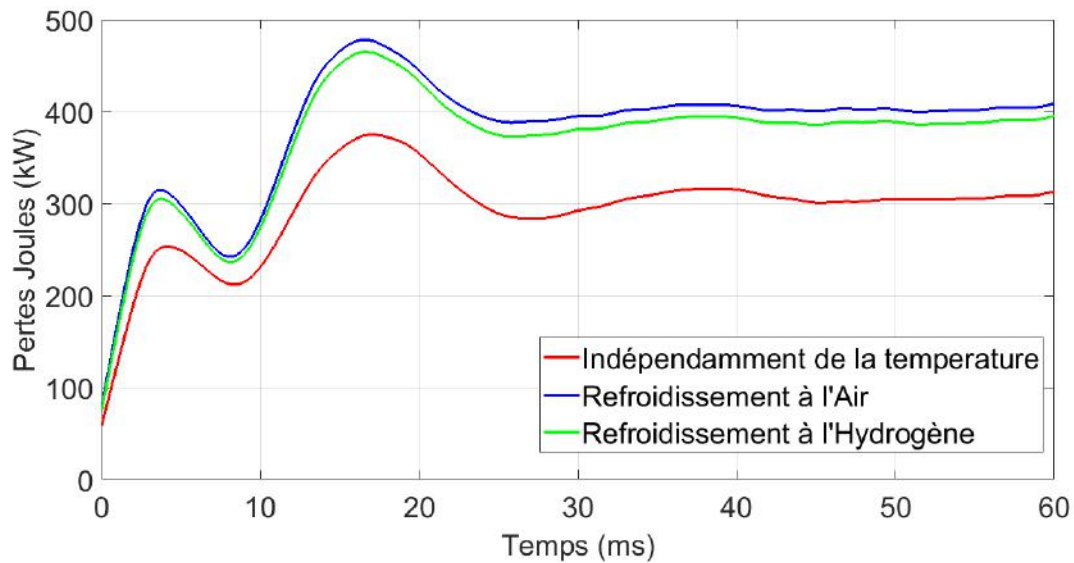


FIGURE 4.19 – Comparaison des pertes Joule avant et après avoir pris en compte la température.

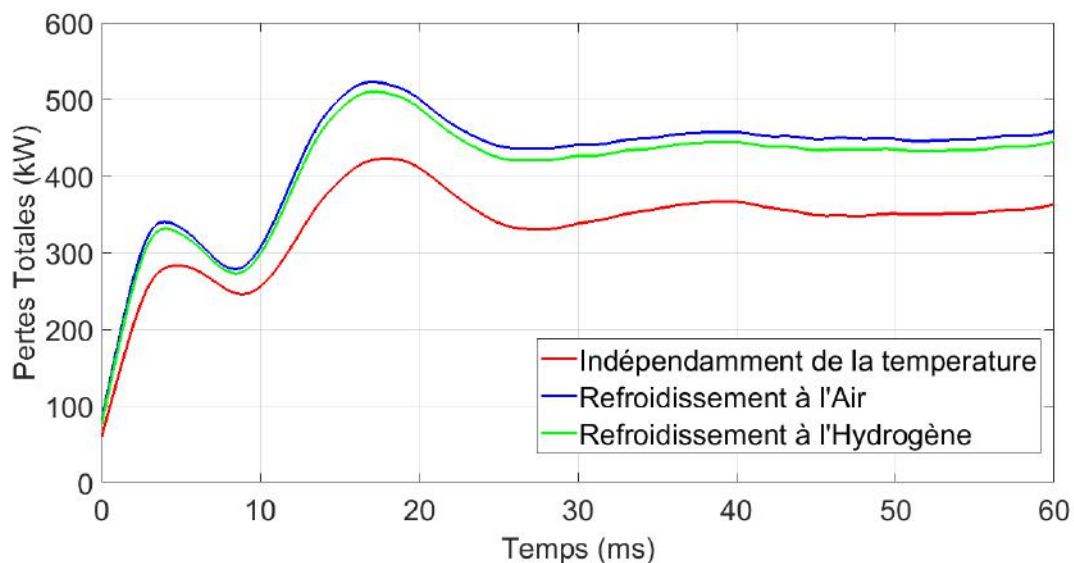


FIGURE 4.20 – Comparaison des pertes totales avant et après avoir pris en compte la température.

On peut remarquer une augmentation des pertes joule de 80 kW pour le refroidissement à hydrogène et de 100 kW pour le refroidissement à air. Les mêmes différences sont présentes dans les pertes totales, ce qui nous permet de confirmer deux choses :

- 1) L'hydrogène est un meilleur moyen de refroidissement que l'air.
- 2) Le fait que les différences soient les mêmes pour les pertes joule et totales confirment que la température n'a d'influence que sur les pertes joule.

4.10 Conclusion

Dans ce dernier chapitre, nous avons mené l'étude thermique de l'alternateur synchrone. Nous avons essayé de mesurer l'impact du coefficient d'échange convectif sur le comportement thermique de la machine étudiée, qui selon les résultats est important (contrairement à la conductivité thermique de l'acier utilisé, et qui dans ce type de machines varie entre 30 et 60 W/m K mais qui n'influe pas vraiment sur la distribution de la température en fonctionnement).

Puis nous avons présenté la méthode utilisée pour prendre en considération l'impact réel du transfert thermique par convection. Enfin nous avons donné la distribution de la température dans l'alternateur et montré l'influence de cette dernière sur les pertes Joule.

Conclusion générale

La puissance des turbo-alternateurs ainsi que leur tension délivrée continuent à augmenter grâce à l'amélioration des matériaux utilisés et la découverte de nouveaux matériaux magnétiques et isolants ; aussi grâce aux procédures de construction et de conception . En effet, les études de conception tiennent compte de la plupart des paramètres physiques. La méthode la plus utilisée et qui permet de tenir compte de la complexité géométrique et des caractéristiques des matériaux est la méthode des éléments finis, au détriment d'un temps de calcul important.

Dans ce travail nous avons utilisé la méthode des éléments finis pour l'étude électromagnétique, thermique et l'écoulement du fluide (CFD) d'un turbo-alternateur de 13 kV - 125 MVA.

Le dimensionnement des turbo-alternateurs en utilisant les équations mathématiques et/ou empiriques est nécessaire pour prédéterminer les paramètres géométriques initiaux. Ces équations nous ont permis de dimensionner un alternateur de 125 MVA. La connaissance préalable de ces dimensions nous a permis de valider ces équations pour une utilisation future dans le dimensionnement des turbo-alternateurs de 308 MVA de la centrale électrique de Boufarik II.

Nous avons retenu à travers le dimensionnement effectué dans le deuxième chapitre que la construction d'une machine synchrone ne se fait pas uniquement en se basant sur un cahier de charge qui exige certaines performances, mais que cette construction est également faite de choix, notamment des choix de dimensions, de nombre d'encoches, d'induction maximale dans certaines zones critiques, etc ... Ces choix impactent directement les performances de la machine mais sont là pour essayer de faire un compromis entre la satisfaction des exigences du cahier de charge et la réduction de la nuisance de certaines de ces exigences sur le fonctionnement de l'alternateur. Vus les résultats acceptables que l'on a rencontré tout au long de notre travail, on peut raisonnablement dire que les formules de calcul utilisées sont exploitables pour le dimensionnement de toute machine synchrone de grande puissance.

Il est connu que les dimensions géométriques issues des équations de construction doivent être vérifiées par un calcul de champs basé sur les équations de Maxwell. Nous nous sommes rapidement rendus compte qu'il serait difficile de le faire avec des méthodes analytiques, car si l'on considère le problème magnétodynamique - c'est-à-dire que l'on prend en compte l'évolution des grandeurs magnétiques et électriques dans le temps - les méthodes analytiques de résolution sont trop difficiles à mettre en œuvre. Nous avons donc opté pour la méthode numérique des éléments finis, nous nous sommes familiarisé avec cette méthode en essayant de comprendre son principe de fonctionnement et comment elle est appliquée au problème électromagnétique rencontré dans une machine synchrone. Nous avons ainsi pu déterminer le champ magnétique dans l'alternateur étudié, et également les puissances fournie et absorbée, le couple et la f.é.m. à vide. Nous avons surtout pu calculer les différentes pertes qu'il y a dans l'alternateur, ce qui constitue la base de l'étude thermique.

Comme les équations électromagnétiques, l'équation de la chaleur est également difficilement résoluble de façon analytique, nous avons ici aussi opté pour la méthode des éléments finis.

Il existe 3 modes de transferts thermiques : la conduction, la convection et le rayonnement. La conduction est omniprésente dans une machine électrique vu la compacité des différentes parties qui la constituent. Si la conductivité thermique du cuivre des conducteurs est connue et inerte, celles de l'acier des culasses rotorique et statorique varie selon le type d'acier utilisé de 30 à 60 W/mK . Il n'empêche qu'après vérification, la variation sur cette plage de la conductivité thermique n'impacte que peu la distribution de la température dans la machine. Contrairement au phénomène de convection qui est directement relié au type de refroidissement et qui impacte beaucoup la température de l'alternateur. La convection est exprimée principalement par un coefficient dit d'échange convectif, qui dans beaucoup d'études est considéré constant dans toutes les parties de la machine. Ce n'est pas le cas dans la réalité et nous avons essayé de considérer la distribution de ce coefficient dans les différentes zones à travers un calcul d'écoulement du fluide (CFD) dans l'alternateur et nous en avons conclu que ce dernier possède un grand impact sur la température de la machine. Le rayonnement est également présent dans une machine électrique mais n'influe pas beaucoup sur la distribution de la température. Nous avons également pu mesurer l'impact qu'a la température sur les pertes joules de l'alternateur qui est quand même conséquent puisqu'il représente une augmentation allant de 27 % à 33 % des pertes joules initiales selon le type de refroidissement utilisé, et représente aussi une augmentation allant de 23 % à 28 % des pertes totales initiales.

En vue d'enrichir encore plus ce travail, les perspectives envisagés sont :

- Valider les formules de calcul pour le dimensionnement d'alternateurs synchrones de grande puissances (exemple : les alternateurs de 308 MVA de la centrale électrique de Boufarik II).
- Introduire des échangeurs de chaleur dans la simulation pour se rapprocher encore de la réalité.
- Faire varier la pression du fluide de refroidissement pour étudier l'influence de ce paramètre sur la distribution de la température dans la machine et ses performances électromagnétiques.

Références

- [1] **B.Assaad:** "Contribution à la prise en compte des aspects thermiques des machines électriques dans un environnement mécatronique" Thèse de doctorat, Université de technologie de Compiègne, Compiègne, France, décembre 2015.
- [2] **M.Amoura:** "Etude électromagnétique et thermique des machines électriques" Mémoire de projet de fin d'études, ENP, Alger, Algérie, 2018.
- [3] **G.Klempner, I.Kerszenbaum:** "Handbook of large turbo-generator operation and maintenance, Third Edition" IEEE Press, Etats-Unis d'Amérique, 2018.
- [4] **General Electric:** "Fonctionnement d'un alternateur-turbine refroidi à l'hydrogène" 2010.
- [5] **Energie-plus:** "Conductivité thermique des matériaux" Septembre 2007.
- [6] **S.Badache:** "Contribution à la modélisation thermique d'une machine à reluctance variable à double saillance (MRV6/4) par éléments finis en 2D et 3D" Thèse de doctorat, USTOMB, Oran, Algérie, année universitaire 2015/2016.
- [7] **General Electric:** "Sondes de température à résistance" 2012.
- [8] **Y.Tamto:** "Détermination des Paramètres d'une machine à Griffes. Application au domaine automobile" Thèse de doctorat, INP Grenoble, Grenoble, France, décembre 2008.
- [9] **J.H.Walker:** "Output coefficient of synchronous machines" Article, PROC. IEE, Vol. 115, No. 12, décembre 1968.
- [10] **K.M.Vishnu Murthy:** "Computer-Aided Design of Electrical Machines" G. Narayanamma Institute of Technology and Science, Shaikpet, Hyderabad, Inde, 2008.
- [11] **J.Y.Voyant:** "Calcul des performances d'une machine synchrone à pôles saillants" Thèse de doctorat, INP Grenoble, Grenoble, France, novembre 1997.
- [12] **A.Bacchus:** "Représentativité de la modélisation aux éléments finis pour le diagnostic de machines synchrones de grande puissance" Thèse de doctorat, Université de Lille 1, Lille, France, février 2016.
- [13] **M.A.Khezaal, I.M.Abdulbaqi, R.H.Thajel:** "Electromagnetic-thermal coupled analysis of a brazing process by induction furnace using finite element method" Article, Journal of Engineering and sustainable development, VOL.21, NO°01, Baghdad, Iraq, janvier 2017.
- [14] **E.Radaorozandry:** "Conception et optimisation des machines synchrones avec des modèles analytiques en tenant compte de la saturation magnétique" Maîtrise en génie électrique, Université de Laval, Québec, Canada, 2007.
- [15] **F.Chabour:** "Commande sans capteur d'un moteur synchrone" Thèse de Doctorat, Laboratoire d'électromécanique de Compiègne, Compiègne, France, 2007.
- [16] **O.Thikonova, I.Malygin, R.Beraya, N.Sokolov, A.Plastun:** "Loss calculation of induction motor with ring windings by "ANSYS Maxwell" " Article, Ural Federal University, Yakaterinburg, Russie, 2017.
- [17] **N.Moreau:** "Génération de maillages volumiques et adaptables pour la simulation physique" Mémoire de master, Université de Bourgogne, Université Claude Bernard Lyon 1, Dijon, France, juin 2014.
- [18] **N.Daffeur:** "Modélisation thermique par éléments finis d'un moteur asynchrone à cage" Mémoire de magister, UMMTO, Tizi-Ouzou, Algérie.

- [19] **M.Doula, A.Boukadoum, S.Leulmi, M.Mardjaoui, F.Boukhenoufa:** "Contribution à l'étude par éléments finis du comportement électrique - mécanique - circuit des machines asynchrones" Article, Université du 20 août 1955, Skikda, Algérie.
- [20] **P.M.Dusane:** "Simulation of a Brushless DC Motor in ANSYS – Maxwell 3D" Mémoire de master, Czech Technical University in Prague, Prague, République Tchèque, avril 2016.
- [21] **S.Hlioui:** "Etude d'une machine synchrone à double excitation Contribution à la mise en place d'une plate-forme de logiciels en vue d'un dimensionnement optimal" Thèse de doctorat, UT Belfort-Montbéliard, Université de Besançon, France, décembre 2008.
- [22] **T.Wisniewski:** "Modélisation non-linéaire des machines synchrones pour l'analyse en régimes transitoires et les études de stabilité" Thèse de doctorat, Université Paris Saclay, Centrale Supélec, Gif-sur-Yvette, France, décembre 2018.
- [23] **J.Franck, R.Pechanek:** "Ventilation - Thermal calculation of 40 MW Synchronous machine" Article, University of West Bohemia, Pilsen, République Tchèque, 2011.
- [24] **D.Mehdi, M.M.Hadjsadok:** "Dimensionnement Magnétothermique d'une Machine Synchrone à Aimants Permanents (MSAP)" Mémoire de projet de fin d'études, ENP, Alger, Algérie, juin 2019.