

Contribution à la compréhension de la dynamique des rotors des alternateurs hydroélectriques

par

Hind CHIT DIRANI

THÈSE PRÉSENTÉE À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DU
DOCTORAT EN GÉNIE
Ph. D.

MONTREAL, LE 22 JANVIER 2019

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Hind Chit Dirani, 2019



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY
CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

Prof. Kamal Al-Haddad, directeur de thèse
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

Dr. Arezki Merkhoul, codirecteur de thèse
Institut de recherche d'Hydro-Québec

Prof. Antoine Tahan, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Prof. Handy Fortin Blanchette, membre du jury
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

Prof. Gérard-André Capolino, examinateur externe
University of Picardie "Jules Verne", Amiens, France

ELLE A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 8 JANVIER 2019

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Tout d'abord, je remercie infiniment le professeur Al-Haddad, mon directeur de thèse, de m'avoir fait confiance en m'attribuant ce sujet passionnant et en me permettant de le réaliser grâce à son financement et à ses encouragements. Sa détermination et sa passion demeureront une source d'inspiration tout au long de ma carrière professionnelle.

J'adresse toute ma gratitude à Mme Anne-Marie Giroux, chargée de projet à l'IREQ, qui m'a encadrée tout au long de cette thèse et qui m'a fait partager ses brillantes intuitions. Qu'elle soit aussi remerciée pour sa gentillesse, sa disponibilité permanente et pour les nombreux encouragements qu'elle m'a prodigués.

Un grand merci à Dr Bachir Kedjar, chargé de cours et assistant de recherche à l'ÉTS, qui m'a aussi prodigué de nombreux conseils. C'est grâce à lui que j'ai compris ce que rigueur et précision voulaient dire.

Merci à Dr Arezki Merkhoul, chercheur à l'IREQ, de m'avoir donné la chance de travailler sur ce sujet, et pour son expertise et ses recommandations. Je tiens à remercier Dr Samuel Cupillard, chercheur à l'IREQ, pour toutes nos discussions et pour ses conseils qui m'ont accompagnée tout au long de mon cursus à l'IREQ. Merci également au Dr Paul Labbé, chercheur à l'IREQ pour ses conseils et pour nos discussions techniques.

Je tiens à remercier tous les formidables membres de l'équipe de SAMH et tous mes amis à l'IREQ pour leur gentillesse, leur compétence, leur amabilité et pour le climat sympathique dans lequel ils m'ont permis de travailler. Les nombreuses discussions que j'ai pu avoir avec chacun m'ont beaucoup apporté.

Merci à ma famille – ma mère, mon père et mes deux frères – pour leur amour inconditionnel et constant et pour leur soutien. Dédicace spéciale à mon cher papa qui espérait vivre ce moment avec moi. Maintenant, du haut de son ciel, il est certainement fier de sa fille.

J'aimerais remercier infiniment mon mari et mon cher compagnon Elie Fares sans qui je n'aurais pas pu réaliser ce travail ; merci de me donner le temps pour travailler tranquillement.

Merci pour tes sacrifices, ton appui, ta patience et ta compréhension.

Je remercie Dieu tout puissant de m'avoir donné la force, l'énergie et la volonté de mener ce travail, ainsi que de toutes les chances et les occasions dont j'ai pu profiter.

Contribution à la compréhension de la dynamique des rotors des alternateurs hydroélectriques

Hind Chit Dirani

RÉSUMÉ

Dans les centrales hydrauliques, les groupes turbines-alternateurs sont soumis à plusieurs forces et couples dynamiques qui, sous certaines conditions, peuvent engendrer des bruits, des vibrations et des problèmes d'interactions avec le réseau, voire même des bris d'équipement. L'objectif de cette thèse est de développer un modèle d'alternateur hydroélectrique afin d'étudier les effets de la non-uniformité de l'entrefer et du défaut de court-circuit entre spires au rotor sur le comportement dynamique des groupes turbines-alternateurs. Les alternateurs hydroélectriques présentent toujours des entrefers non-uniformes. Ainsi, l'étude cherche à développer un modèle en utilisant la méthode des éléments finis et une mesure précise de l'entrefer sur un alternateur en opération afin d'étudier les forces électromagnétiques qui pourraient exciter sa structure. Puisque l'entrefer est affecté par la dilatation thermique, les formes du stator et du rotor et le mouvement du rotor, cette modélisation numérique est nécessaire pour l'obtention d'un modèle réaliste du comportement du générateur. D'autre part, parmi les défauts les plus communs qui peuvent apparaître au rotor d'un alternateur hydroélectrique figure le défaut de court-circuit entre spires. Les courts-circuits d'enroulements de pôles amènent une augmentation significative des vibrations. Ces deux défauts jouent un rôle important dans le calcul des forces électromagnétiques. Le modèle permet d'étudier et d'évaluer plus précisément l'impact de ces défauts sur les forces électromagnétiques transmises à l'arbre. La présente thèse s'intéresse aussi aux modes et aux fréquences susceptibles d'entraîner des vibrations de la structure du stator à cause des excitations électromagnétiques résultantes des défauts mentionnés. Les transformées de Fourier rapides de la densité de force électromagnétique et de la force résultante totale révèlent l'existence des composants sous-harmoniques absents dans d'autres types de machines électriques. Ces sous-harmoniques causent des vibrations importantes sur l'arbre du groupe turbine-alternateur, ainsi que sur le stator et le rotor de l'alternateur. Les résultats expérimentaux confirment les résultats numériques et analytiques dans l'identification des spectres des forces. Dans le présent travail, l'analyse numérique apporte une contribution à l'étude du comportement dynamique des lignes d'arbres de groupes de production hydroélectriques, qui consiste en l'identification des harmoniques des défauts mentionnés, dans le cadre du projet SAMH (Simulations numériques appliquées aux machines hydrauliques) de l'Institut de recherche d'Hydro-Québec.

Mots-clés : alternateur hydroélectrique, court-circuit entre spires au rotor, analyse modale, entrefer, excentricité, forces électromagnétiques, méthode des éléments finis, mesure de flux magnétique, mesures de l'entrefer

Contribution to the Rotors Dynamic of Hydroelectric Generators

Hind Chit Dirani

ABSTRACT

In hydropower plants, turbine-generator units are subject to multiple dynamic forces and torques that under certain conditions can generate noise, vibration and network interaction problems, even equipment failures. The objective of this thesis is to develop and study the model of the hydro-generator in the presence of eccentricities, non-uniformity of the measured air gap and the inter-turns short-circuit in rotor winding, in order to contribute to a better understanding of the dynamic behavior of turbine-generator groups. Hydro-generators always have non-uniform air gaps. Thus, the study stretches to develop the model of the alternator using finite element and the accurate measurement of the real air gap of an existing hydro-generator to study and determine the electromagnetic forces that might excite its structure. Since the air gap is affected by thermal expansion, stator and rotor shapes, and rotor motion this numerical modeling is necessary to render the generator behavior very close to reality. On the other hand, among the most common defects that can appear in the rotor of a hydro-generator is the rotor inter-turns short-circuit. The inter turn short-circuit bring a significant increase in vibrations. These two faults play an important role in the calculation of electromagnetic forces. Depending on the intensity of the fault, rotor movement and electromagnetic force can be significant. The model makes it possible to study and evaluate, more precisely, the impact of these defects on the electromagnetic forces of the hydro-generator. In addition, the present study is also interested in modes and frequencies that are likely to generate vibrations of the stator structure following electromagnetic excitations. The Fast Fourier Transform of the electromagnetic force density and the total resultant force show the existence of subharmonic components that have not exhibited in other types of electrical machines. These subharmonics cause significant vibrations on the shaft of the turbine-generator unit, as well as on the stator and rotor of the generator. Experimental results also support numerical and analytical results in the identification of force spectra. In this work, the numerical analysis has contributed to the study of the dynamic behavior of shafts of hydroelectric turbine-generator units as part of the project SAMH (Numerical Simulations Applied to Hydraulic Machines) of the research institute of Hydro-Québec.

Keywords: air gaps measurement, eccentricity, electromagnetic forces, field inter-turn short-circuit, finite element method, magnetic flux measurement, modal analysis, hydroelectric generators

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE	7
1.1 Origine des forces excitatrices dans un alternateur.....	8
1.1.1 Expression du flux magnétique dans l'entrefer d'un alternateur en tenant compte des différentes excitations	10
1.1.1.1 Impact de la forme polaire et de la saillance sur le flux	12
1.1.1.2 Impact de la présence des encoches sur la forme du flux magnétique	14
1.1.1.3 Impact de la présence des barres d'amortisseur	15
1.2 Impact de l'excentricité sur la distribution du flux magnétique dans l'entrefer	16
1.2.1 Expression du flux magnétique en tenant compte de l'excentricité	18
1.3 Expression des efforts électrodynamiques dans un alternateur hydroélectrique pour le calcul numérique	20
1.3.1 Modélisation des alternateurs hydroélectriques	22
1.3.2 Excentricité	24
1.3.3 Entrefer non uniforme	28
1.3.4 Défaut de court-circuit entre spires au rotor	29
1.4 Calcul des fréquences naturelles de torsion d'origine électromagnétique	32
1.5 Comportement vibratoire de l'alternateur hydroélectrique	34
1.6 Résumé	35
CHAPITRE 2 MODÉLISATION PAR ÉLÉMENTS FINIS DES ALTERNATEURS HYDROÉLECTRIQUES	37
2.1 Modèle par éléments finis des alternateurs de Beauharnois (BH-32) et de La Grande (LG1)	38
2.1.1 Circuits externes	41
2.1.2 Maillage	43
2.1.3 Pas de temps	45
2.1.4 Hypothèses simplificatrices	46
2.2 Simulation électromagnétique de l'alternateur avec l'entrefer de conception et validation du modèle	50
2.2.1 Résultats de la tension, des courants du stator, et du couple électromagnétique	50
2.2.2 Calcul et mesure des flux magnétiques	52
2.2.3 Mesure de l'induction radiale	54
2.2.3.1 Mesure de l'induction radiale à BH-32 à différentes charges	55
2.2.4 Forces électromagnétiques en charge avec l'entrefer de conception	60
2.3 Modélisation 3D	63
2.4 Résumé	68

CHAPITRE 3	CALCUL DES FORCES ÉLECTROMAGNÉTIQUES EN PRESENCE D'EXCENTRICITÉS	71
3.1	Introduction.....	71
3.2	Modèle numérique par éléments finis à deux dimensions	72
3.3	Résultats des simulations numériques	74
3.3.1	Induction radiale	75
3.3.2	Forces électromagnétiques.....	80
3.3.2.1	Forces électromagnétiques radiales	80
3.3.2.2	Forces électromagnétiques tangentielles.....	85
3.3.3	Courants du stator	88
3.3.4	Courants des barres d'amortisseur	90
3.4	Résumé.....	94
CHAPITRE 4	ÉTUDE DU COMPORTEMENT VIBRATOIRE DE L'ALTERNATEUR.....	97
4.1	Introduction.....	97
4.2	Théorie	98
4.2.1	Équation analytique des modes et des fréquences naturelles.....	98
4.2.2	Modèles numériques par éléments finis des vibrations	99
4.2.2.1	Réponse harmonique aux forces d'excitations :	100
4.2.2.2	Fréquences naturelles et modes propres :	100
4.2.3	Calcul des forces électromagnétiques	102
4.3	Étude de cas	102
4.3.1	Fréquences naturelles et modes du stator.....	102
4.3.2	Fréquences naturelles et modes du rotor.....	105
4.3.3	Densité des forces électromagnétiques	109
4.3.4	Analyse	115
4.4	Résumé.....	117
CHAPITRE 5	ÉTUDE DE L'ENTREFER RÉEL	119
5.1	Calcul théorique de l'attraction magnétique déséquilibrée.....	120
5.2	Mesure de l'entrefer.....	125
5.3	Validation du modèle numérique par éléments finis	132
5.4	Simulations et résultats expérimentaux	134
5.4.1	Flux magnétique.....	134
5.4.2	Densité de force radiale	142
5.4.3	Fréquences naturelles de la structure du stator	147
5.4.4	Résultante de la force électromagnétique	149
5.4.5	Calcul de la densité de force à partir des mesures de l'induction	151
5.4.6	Courants des circuits parallèles des phases du stator.....	152
5.5	Résumé.....	154

CHAPITRE 6	ÉTUDE DE L'EFFET D'UN COURT-CIRCUIT ENTRE SPIRES AU ROTOR.....	157
6.1	Analyse théorique	157
6.2	Modèle par éléments finis.....	160
6.3	Résultats des simulations par éléments finis.....	161
6.3.1	Induction magnétique.....	161
6.3.2	Densité de force radiale	166
6.3.3	Attraction magnétique déséquilibrée	169
6.3.4	Couple électromagnétique	172
6.4	Détection du défaut de court-circuit entre spires au rotor.....	173
6.5	Résumé.....	176
CONCLUSION		179
BIBLIOGRAPHIE		185

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1	Caractéristiques électriques des alternateurs BH-32 et LG139
Tableau 2.2	Dimensions du stator des alternateurs BH-32 et LG140
Tableau 2.3	Caractéristiques géométriques des rotors de BH-32 et de LG141
Tableau 3.1	Intensité des courants dans les circuits parallèles des trois phases du stator en fonction de l'excentricité statique90
Tableau 3.2	Fréquences induites au rotor des harmoniques d'espace de la force magnétomotrice.....94
Tableau 4.1	Propriétés des matériaux utilisées pour les modèles numérique et analytique.....104
Tableau 4.2	Amplitudes des modes de la densité de force électromagnétique.....113
Tableau 5.1	Principaux résultats de mesure de l'entrefer126
Tableau 5.2	Valeurs simulées et expérimentales de l'induction magnétique133
Tableau 5.3	Modes propres et fréquences naturelles du stator148
Tableau 5.4	Amplitude de la force nette pour les principales fréquences151

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 0.1	Vue en coupe d'une turbine hydraulique couplée à un alternateur2
Figure 1.1	Diagramme d'influence des forces excitatrices d'origine électromagnétique11
Figure 1.2	Influence de la forme polaire sur le flux magnétique dans l'entrefer13
Figure 1.3	Influence de la présence des encoches sur l'induction magnétique radiale dans la circonférence de l'entrefer.14
Figure 1.4	Distribution de la tension mesurée par le capteur de flux magnétique dans l'entrefer15
Figure 1.5	Excentricité statique et dynamique17
Figure 1.6	Coupe longitudinale d'un alternateur : a) aucune excentricité, b) excentricité statique, c) excentricité dynamique17
Figure 2.1	Alternateur hydroélectrique39
Figure 2.2	Circuit externe de la charge couplé au stator43
Figure 2.3	Circuit de connexion des barres d'amortisseur de LG143
Figure 2.4	Maillage non structuré de l'alternateur BH-3244
Figure 2.5	Détails du maillage non structuré de l'alternateur BH-3245
Figure 2.6	Courbe de magnétisation du matériau magnétique M1548
Figure 2.7	Courbe de magnétisation du matériau magnétique du rotor M5114.....49
Figure 2.8	Forme géométrique complète de l'alternateur LG1 (à gauche) et détails sur deux pôles (à droite)50
Figure 2.9	(a) Tension des trois phases A, B et C du stator (85 % de la charge), BH-32 ; (b) Courants du stator des trois phases A, B, et C (85 % de la charge), BH-3251
Figure 2.10	Couple électromagnétique, 85 % de la charge, BH-3252
Figure 2.11	Induction magnétique et ligne de flux à 85 % de la charge, BH-3253

XVIII

Figure 2.12	Distribution spatiale de l'induction magnétique radiale dans l'entrefer à un instant donné, à 60 % de la charge nominale, BH-32 (a) tout l'entrefer (b) Zoom entre 100° et 120°	54
Figure 2.13	Capteur de flux circulaire installé dans l'entrefer.....	55
Figure 2.14	Comparaison entre la tension mesurée aux bornes des capteurs C1 et C2 et la tension à partir de la simulation numérique, BH-32, 60 % de charge (38,8 MW).....	57
Figure 2.15	Induction magnétique mesurée dans l'entrefer : (a) 60 % de la charge par le capteur C2, (b) 85 % de la charge par les capteurs C1 et C2, BH-32.....	57
Figure 2.16	Spectre du flux dans l'entrefer à 60 % de la charge, BH-32.....	59
Figure 2.17	Induction magnétique mesurée (orange et bleu) et simulée (vert) à 85 % de la charge nominale, BH-32	60
Figure 2.18	Induction magnétique mesurée (rouge) et simulée (bleu) : (a) 60 % de la charge nominale, (b) à vide, BH-32	60
Figure 2.19	Densité de force radiale calculée et mesurée à 60 % de la charge nominale, BH-32.....	62
Figure 2.20	Induction magnétique radiale et tangentielle : spatiale (à gauche), temporelle (à droite).....	63
Figure 2.21	Comparaison entre B_{n2} et $B_{n2} - B\theta2$	63
Figure 2.22	Modèle par éléments finis 3D de l'alternateur hydroélectrique, BH-32....	65
Figure 2.23	Maillage 3D pour la simulation par éléments finis ; à gauche, modèle complet ; à droite, conducteurs du rotor et bobinages de l'enroulement du stator, BH-32	65
Figure 2.24	Maillage 3D de l'entrefer, BH-32	66
Figure 2.25	Comparaison entre les couples électromagnétiques pour les simulations en 2D et en 3D, BH-32.....	67
Figure 2.26	Densité de force radiale obtenue par éléments finis à la charge nominale, BH-32.....	67
Figure 3.1	Maillage par éléments finis de l'alternateur : à gauche, la géométrie complète de l'alternateur ; à droite, le maillage du pôle, des dents et de l'entrefer	72

Figure 3.2	Circuit externe créé dans le module Circuit Editor du logiciel Maxwell pour connecter les bobines du stator à la charge.....	73
Figure 3.3	Distribution du champ magnétique dans l'entrefer minimal avec une excentricité de 30 %, à la charge nominale.....	75
Figure 3.4	Induction magnétique radiale dans l'entrefer ; sans défaut, et avec une excentricité dynamique et statique.....	76
Figure 3.5	Spectre spatial de l'induction magnétique radiale dans l'entrefer ; sans défaut, et avec excentricité dynamique et/ou statique	77
Figure 3.6	Spectre spatial de l'induction magnétique radiale dans l'entrefer ; sans défaut, et avec excentricité dynamique et/ou statique pour les rangs de 0 à 150.....	78
Figure 3.7	Induction magnétique radiale et tangentielle temporelle en présence d'excentricité dynamique.....	79
Figure 3.8	Comparaison entre les deux termes B_{n2} et $B_{n2} - B_{02}$ en présence d'excentricité dynamique.....	79
Figure 3.9	Densité des forces électromagnétiques radiales (à gauche dans l'entrefer maximal, à droite dans l'entrefer minimal) pour une machine : sans défaut, avec excentricité statique et avec excentricité dynamique.....	81
Figure 3.10	Spectre de la densité de force radiale de l'entrefer ; sans défaut, et avec excentricité dynamique	82
Figure 3.11	Spectre de la densité de force radiale de l'entrefer ; sans défaut, et avec excentricité dynamique pour les valeurs d'harmoniques de 0 à 87	82
Figure 3.12	Force radiale résultante avec 30 % d'excentricité statique.....	84
Figure 3.13	Force radiale résultante avec 30 % d'excentricité dynamique.....	84
Figure 3.14	Densité de force électromagnétique tangentielle durant une révolution pour l'alternateur LG1 sans défaut	86
Figure 3.15	Densité de force électromagnétique tangentielle durant une révolution du rotor de l'alternateur LG1 avec excentricité dynamique	86
Figure 3.16	Densité des forces électromagnétiques tangentielles dans l'entrefer minimal pour la machine : sans défaut, avec excentricité statique et avec excentricité dynamique.....	87

Figure 3.17	Fréquence naturelle d'origine électromagnétique en fonction de la charge et du facteur de puissance pour l'alternateur LG188
Figure 3.18	Schéma des deux circuits parallèles de l'enroulement du stator.....89
Figure 3.19	Courants dans les circuits parallèles des phases du stator avec une excentricité de 30 %.....89
Figure 3.20	À gauche : Courant dans la première barre d'amortisseur pour différentes excentricités statiques ($e = 0, 10, 20, 30 \%$) À droite : Comparaison entre les composantes des fréquences de 51,4 Hz, 60 Hz, 102,8 Hz et 120 Hz dans la première barre pour différentes excentricités statiques ($e = 0, 10, 20, 30 \%$)91
Figure 3.21	Courants dans les trois premières barres d'amortisseur pour un pôle donné pour l'alternateur LG1, sans défaut et en présence d'une excentricité statique de 10 %92
Figure 3.22	Spectre des courants dans les trois premières barres d'amortisseur pour l'alternateur LG1, sans défaut et en présence d'une excentricité statique de 10 % : (a) première barre, (b) deuxième barre, (c) troisième barre93
Figure 4.1	Modes radiaux d'un cylindre (Timoshenko., 1995).....101
Figure 4.2	Comparaison entre la forme du stator et sa déformation de mode 4101
Figure 4.3	Maillage d'une encoche et d'une dent du stator en utilisant le logiciel ANSYS Mechanical.....103
Figure 4.4	Fréquences naturelles du stator obtenues par les deux méthodes, numérique et analytique (modes 0 à 160).....105
Figure 4.5	Fréquences naturelles du stator obtenues par les deux méthodes, numérique et analytique (modes 0 à 40).....105
Figure 4.6	Maillage du rotor (à gauche) et d'un pôle du rotor (à droite) à l'aide du logiciel ANSYS Mechanical.....106
Figure 4.7	Fréquences naturelles du rotor obtenues par les deux méthodes, des éléments finis et analytique (modes : 0 à 40).....107
Figure 4.8	Fréquences naturelles du rotor obtenues par les deux méthodes, des éléments finis et analytique (modes : 0 à 12).....108
Figure 4.9	Gauche : Mode 4 (10,5 Hz) du stator. Droite : Mode 4 (45,7 Hz) du rotor (méthode des éléments finis).....108

Figure 4.10	Détail du maillage à l'intérieur et autour d'un pôle pour le modèle électromagnétique par éléments finis de l'alternateur LG1110
Figure 4.11	Induction magnétique (à gauche) et lignes de champ (à droite) obtenues à l'aide de la modélisation par éléments finis, charge nominale, LG1110
Figure 4.12	Densité de force électromagnétique temporelle de l'entrefer, charge nominale, LG1111
Figure 4.13	Spectre de la densité de force électromagnétique temporelle, charge nominale, LG1112
Figure 4.14	Distribution de la densité de force radiale dans l'entrefer, charge nominale, LG1112
Figure 4.15	Distribution 3D de la densité de force radiale dans l'entrefer, charge nominale, LG1114
Figure 4.16	FFT en 2D de la densité de force radiale dans l'entrefer, charge nominale, LG1115
Figure 4.17	Comparaison des modes et des fréquences d'un stator circulaire à ceux d'un stator elliptique, LG1116
Figure 5.1	Largeur de l'entrefer en cas de déformation du stator et d'excentricité du rotor122
Figure 5.2	Capteur capacitif fixé sur la face du stator de l'alternateur (à gauche). Représentation graphique de la position des huit capteurs capacitifs installés sur le stator (à droite)125
Figure 5.3	Graphique polaire à partir des mesures de l'entrefer (VibroSystM) pour un fonctionnement de l'alternateur à 62,9 MW127
Figure 5.4	Modes du stator calculés à partir du système de mesure de l'entrefer.....128
Figure 5.5	Approximation faite pour la modélisation de la forme du stator (courbe mauve). La forme mesurée est la courbe verte129
Figure 5.6	Position de chaque pôle par rapport au rayon extérieur du rotor129
Figure 5.7	Décomposition modale de la forme du rotor calculée à partir de la mesure des capteurs capacitifs de l'entrefer130
Figure 5.8	Forme d'entrefer utilisée dans le modèle numérique de l'alternateur131

Figure 5.9	Signal mesuré à l'aide du capteur de flux et induction magnétique (signal intégré) en deux positions (3 h et 9 h) pendant un cycle électrique.....	132
Figure 5.10	Inductions magnétiques dans l'entrefer, mesurée et simulée pour les positions 3h et 9h	133
Figure 5.11	Lignes de flux et induction magnétique obtenues par éléments finis à l'endroit où l'entrefer réel est maximal pour une section de la géométrie de l'alternateur	135
Figure 5.12	Distribution spatiale de l'induction magnétique radiale pour le modèle avec entrefer de conception.....	136
Figure 5.13	Distribution spatiale de l'induction magnétique radiale pour le modèle avec entrefer réel.....	136
Figure 5.14	Distribution spatiale de l'induction magnétique radiale pour le modèle avec entrefer basé uniquement sur la forme réelle du stator ...	137
Figure 5.15	Induction magnétique radiale simulée dans l'entrefer réel aux positions 0 h, 3 h, 6 h, 9 h	138
Figure 5.16	Valeur efficace de l'induction magnétique radiale en fonction de l'écart de la largeur d'entrefer par rapport à la largeur de conception (12,7 mm)	138
Figure 5.17	Spectre des harmoniques d'espace de l'induction magnétique, calculé le long de la distance radiale dans l'entrefer : (a) entrefer de conception, (b) entrefer réel, (c) zoom sur le spectre d'harmoniques de faible rang (entre 0 et 58)	139
Figure 5.18	Forme du rotor : déplacement des pôles par rapport au rayon moyen du rotor	141
Figure 5.19	Sommets du signal brut mesuré par le capteur de flux en fonction du temps	141
Figure 5.20	Spectre spatiales de la densité de force électromagnétique radiale calculée le long de la circonférence de l'entrefer : (a) entrefer de conception, (b) entrefer réel, (c) zoom sur le spectre harmonique de faible rang (entre 0 et 36)	143
Figure 5.21	Spectre de la densité de force temporelle (a) avec entrefer de conception, (b) avec entrefer réel, (c) zoom sur les basses fréquences (entre 0 et 58,42 Hz)	145

Figure 5.22	Mesure expérimentale de la déformation du croisillon à l'aide d'une jauge de contrainte	146
Figure 5.23	FFT en deux dimensions de la densité de force électromagnétique calculée à partir du modèle par éléments finis avec entrefer réel	147
Figure 5.24	Mesure expérimentale du déplacement relatif entre la carcasse et le noyau magnétique du stator	149
Figure 5.25	Force électromagnétique radiale totale pour la forme réelle d'entrefer avec ou sans déplacement de pôles. (a) les deux cas, trace rouge : avec déplacement des pôles et trace bleue : sans déplacements des pôles (b) entrefer avec la forme réelle du stator seulement (c) entrefer réel avec déplacement des pôles seulement	150
Figure 5.26	Densité de force radiale calculée à partir des mesures expérimentales, pour un fonctionnement de l'alternateur à 85 % de la charge nominale et à 3 h, comparée aux densités obtenues par simulation dans les deux cas d'entrefer	151
Figure 5.27	Courants des circuits parallèles des trois phases du stator dans le cas avec l'entrefer réel	153
Figure 5.28	FFT des courants du stator des circuits parallèles dans le cas avec entrefer réel	153
Figure 6.1	Induction radiale dans l'entrefer, mesurée et simulée : (a) à vide, (b) à 85 % de la charge nominale.....	161
Figure 6.2	Valeur absolue de l'induction radiale de la machine sans défaut et en présence de deux et de six spires court-circuitées, ainsi que de deux spires court-circuitées dans deux et trois pôles consécutifs.....	162
Figure 6.3	Flux moyen d'entrefer du pôle défectueux en fonction du degré de court-circuit.....	163
Figure 6.4	Spectre de l'induction radiale pour : (a) une machine saine, (b) avec défaut de deux et (c) six spires court-circuitées.....	164
Figure 6.5	Spectre de l'induction radiale pour une machine saine et avec défaut de deux et six spires court-circuitées zoom sur les rangs entre 0 et 50.....	165
Figure 6.6	Spectre de la densité de force radiale calculée le long de la distance radiale dans l'entrefer : (a) pour une machine saine et en présence de court-circuit. (b) zoom sur les rangs entre 0 et 52.....	167

Figure 6.7	Spectre de la densité de force calculée en un point donné de l'entrefer de la machine saine et en présence de courts-circuits (a) ; zoom sur les fréquences comprises entre 0 et 89 Hz (b)	168
Figure 6.8	Attraction magnétique déséquilibrée pour : (a) deux spires court-circuitées, (b) six spires court-circuitées et (c) deux spires court-circuitées dans trois pôles consécutifs	170
Figure 6.9	Spectre de l'attraction magnétique déséquilibrée pour deux et six spires court-circuitées, ainsi que pour deux spires court-circuitées dans trois pôles consécutifs (a) ; zoom sur les fréquences comprises entre 0 et 57 Hz (b)	171
Figure 6.10	Valeur moyenne de la force totale en fonction du degré de court-circuit	172
Figure 6.11	Couple électromagnétique de la machine saine, ainsi qu'en présence de deux et six spires court-circuitées	173
Figure 6.12	Formes d'onde de l'induction magnétique radiale de la machine saine obtenue avec les deux capteurs	174
Figure 6.13	Somme des deux formes d'onde de l'induction magnétique avec : (a) deux spires court-circuitées, (b) deux spires dans deux et (c) trois pôles consécutifs.....	175
Figure 6.14	Valeur crête de la somme des deux formes d'onde de l'induction radiale en fonction du degré de court-circuit	176

INTRODUCTION

Selon le rapport annuel 2017 d'Hydro-Québec, plus de 99 % de la production d'électricité d'Hydro-Québec est générée à partir de l'énergie hydraulique, une source d'énergie propre et renouvelable. L'entreprise possède 340 groupes turbines-alternateurs distribués dans 64 centrales, pour une capacité totale installée de 37,309 GW.

Chaque centrale est équipée de groupes turbines-alternateurs uniques, conçus spécifiquement en fonction des besoins et des caractéristiques du site. Le parc de production d'Hydro-Québec est vieillissant, et le mode d'exploitation des groupes a commencé à changer il y a quelques années avec l'ouverture des marchés de l'électricité, puis plus récemment avec l'introduction des éoliennes, dont la production doit être compensée. Hydro-Québec doit malgré tout assurer la performance, la pérennité et la fiabilité de ses équipements de production, et optimiser leur exploitation et leur maintenance.

La figure 0.1 présente un schéma d'un groupe turbine-alternateur typique. L'eau entre par la conduite forcée vers la bêche spirale et fait tourner les aubes de la roue avant d'être évacuée par l'aspirateur. L'énergie mécanique produite par la pression exercée par l'eau sur la turbine est transmise à l'alternateur par l'arbre. L'alternateur est formé d'une partie mobile, le rotor, et d'une partie fixe, le stator, et son rôle est de transformer l'énergie mécanique en énergie électrique. L'ensemble des composantes de la partie tournante, communément appelé ligne d'arbre, est composé de la roue de la turbine, du rotor de l'alternateur, de l'arbre qui les relie et est guidé et supporté par les paliers.

Un groupe turbine-alternateur peut connaître divers problèmes : fatigue, usure et cavitation pour la turbine ; excentricité, isolation, détérioration des tôles magnétiques ou courts-circuits dans les barres du stator ou du rotor, pour l'alternateur ; frottement, échauffement, dégradation et fissures dans le matériau pour les paliers. Enfin, l'ensemble du groupe turbine-alternateur subit nécessairement, sous certaines conditions, de fortes vibrations qui peuvent causer une usure prématurée, voire même des bris d'équipement.

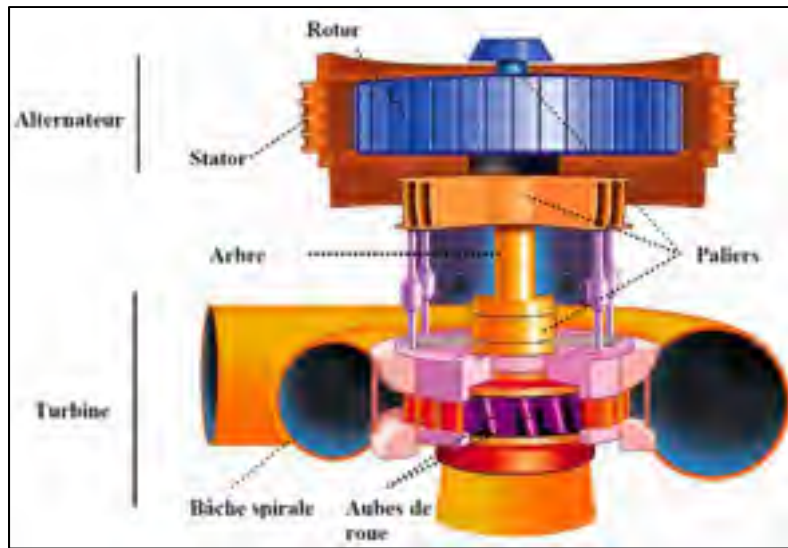


Figure 0.1 Vue en coupe d'une turbine hydraulique
couplée à un alternateur
Tirée du site web d'Hydro-Québec

À l'institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ), une équipe de chercheurs travaille à mettre au point des outils et à développer une expertise permettant entre autres d'analyser numériquement le comportement dynamique des groupes turbines-alternateurs. Dans ce contexte, ils créent des modèles de chaque composante d'un groupe de production hydroélectrique qui peuvent interagir entre eux : la turbine, l'alternateur, les paliers et la ligne d'arbre. Essentiellement, le modèle de turbine est utilisé pour calculer les forces hydrauliques ; quant au modèle d'alternateur, il sert à calculer les forces électromagnétiques. Ces forces excitent l'ensemble du groupe. Les modèles de paliers servent principalement à déterminer la rigidité et l'amortissement du système. Le modèle de ligne d'arbre joue le rôle d'intégrateur : il permet de calculer la réponse forcée du système aux excitations.

Ainsi, on s'intéresse à l'analyse dynamique de la ligne d'arbre en flexion et en torsion. Dans le premier cas, ce sont les composantes radiales des forces qui excitent la structure, et l'analyse fournit la position de l'arbre en fonction du temps, et donc les vibrations aux paliers. Il est possible que la position de l'arbre influence le modèle de palier ou le modèle d'alternateur. Dans ce cas, il faut envisager un couplage bidirectionnel entre les modèles concernés. Le deuxième type d'analyse dynamique considéré est l'analyse en torsion, car une variation

dynamique du couple hydraulique transmis de la turbine à l'alternateur, si petite soit-elle, peut causer des problèmes importants si sa fréquence correspond à une fréquence naturelle de résonnance électromagnétique de l'alternateur, car elle est alors amplifiée et il en résulte des variations indésirables de la puissance transmise au réseau électrique.

L'objectif de cette thèse est de développer et d'étudier le modèle de l'alternateur hydroélectrique en présence d'excentricités, d'une non-uniformité de l'entrefer mesuré et d'un défaut de court-circuit entre spires, dans le but de contribuer à une meilleure compréhension du comportement dynamique des groupes turbines-alternateurs.

La plupart des alternateurs hydroélectriques d'Hydro-Québec sont munis d'un système de mesure de l'entrefer constitué de plusieurs capteurs capacitifs. Ce système permet d'obtenir la mesure de la largeur de l'entrefer durant son fonctionnement en charge. Les entrefers des alternateurs hydroélectriques présentent toujours des non-uniformités plus ou moins importantes. Des irrégularités et de trop petits entrefers peuvent causer des alarmes ; par contre le frottement entre la partie fixe et la partie tournante est rare pour les alternateurs d'Hydro-Québec. Ces alarmes, combinées avec d'autres paramètres, comme le déséquilibre des courants des circuits parallèles des phases et des vibrations du rotor, peuvent causer l'arrêt du groupe turbine-alternateur. Il convient donc d'élaborer un modèle par éléments finis de l'alternateur qui tienne compte de son entrefer réel (excentricité et défauts de forme). En rendant le modèle numérique plus réaliste, on cherche à étudier l'effet d'une variation de la largeur de l'entrefer sur les paramètres électromagnétiques ainsi que les possibilités de vibrations.

D'autre part, l'un des défauts les plus communs qui peuvent apparaître au rotor d'un alternateur hydroélectrique est le défaut de court-circuit entre spires. Les courts-circuits d'enroulement de pôle limitent rarement l'exploitation de l'appareil, mais ils amènent une augmentation significative des vibrations et de l'accélération du vieillissement de l'isolation diélectrique des barres du stator.

Ces deux défauts jouent un rôle important dans le calcul des efforts électromagnétiques déséquilibrés. Un entrefer non uniforme rend la perméance asymétrique. Un court-circuit entre spires rend la répartition de la force magnétomotrice non uniforme. De ce fait, les forces

électromagnétiques sont déséquilibrées en raison de la variation de la répartition du champ magnétique. Selon l'intensité du défaut, le mouvement du rotor ainsi que la force électromagnétique résultante peuvent être importants. Le modèle permettra d'étudier et d'évaluer plus précisément l'impact de ces défauts sur les efforts électromagnétiques de l'alternateur hydroélectrique.

Ces défauts ont une grande influence sur la dynamique de la ligne d'arbre et peuvent causer des problèmes de vibrations, des bruits, des bris d'équipement et des interactions avec le réseau. Il suffit qu'une fréquence naturelle du système coïncide avec une fréquence d'excitation pour qu'il y ait un risque de résonance. Il est nécessaire d'identifier les fréquences propres et forcées du système et les déformations modales associées, ainsi que leur impact sur les différentes parties de la structure de l'alternateur.

Dans un contexte plus large, on cherche à mieux comprendre ces phénomènes pour assurer une exploitation optimale et sécuritaire des alternateurs. L'étude analytique des forces et des vibrations est très complexe, d'où le recours aux méthodes numériques. Avec le développement des ordinateurs et des modèles numériques, on peut maintenant envisager une modélisation plus complexe et multi-physique des groupes turbines-alternateurs. Cette modélisation amènera une meilleure compréhension du comportement des machines, la correction des défauts et une meilleure définition des limites permises pour une exploitation sécuritaire.

Les efforts électromagnétiques agissent autant sur le rotor et la ligne d'arbre que sur le stator. La présente thèse étudie donc aussi les modes et les fréquences qui sont susceptibles de causer des vibrations de la structure du stator à la suite d'excitations électromagnétiques causées par les défauts mentionnés.

La thèse, qui comporte six chapitres, traitera ainsi le modèle de l'alternateur hydroélectrique en présence d'excentricité, de non-uniformités de l'entrefer et de défauts de court-circuit entre spires.

Le premier chapitre se concentre sur la revue de la littérature concernant la modélisation numérique et analytique des alternateurs, les défauts au rotor des alternateurs hydroélectriques, notamment les excentricités et les défauts de court-circuit entre spires, et leurs conséquences potentielles sur le fonctionnement de la machine. Ensuite, le chapitre traite des aspects théoriques de l'origine des forces excitatrices des rotors d'alternateurs, de l'expression du flux magnétique dans l'entrefer en tenant compte des différentes excitations, de l'expression des efforts électromagnétiques résultants et, enfin, du calcul des fréquences naturelles de torsion d'origine électromagnétique.

Le deuxième chapitre porte sur la modélisation par éléments finis en deux dimensions de l'alternateur hydroélectrique. Il présente la validation du modèle par la mesure expérimentale de l'induction magnétique radiale, ainsi que les résultats des simulations. Enfin, il propose un modèle en trois dimensions (3D) dans le but d'évaluer la possibilité d'une modélisation 3D des excentricités pour des travaux futurs.

Le troisième chapitre porte sur l'impact de l'excentricité statique et dynamique sur l'alternateur hydroélectrique. Il présente et analyse un modèle numérique par éléments finis qui permet de calculer les forces électromagnétiques en présence d'excentricité statique et dynamique dans un grand alternateur hydroélectrique. Les forces électromagnétiques, les courants des enroulements du stator, ainsi que les courants des barres d'amortisseur sont calculés dans le cas de l'excentricité statique et dynamique.

Le quatrième chapitre est consacré à l'étude du comportement vibratoire du stator et du rotor dans le but de déterminer les modes et les fréquences qui excitent le stator et le rotor de l'alternateur hydroélectrique, selon une méthode reprise au chapitre cinq. La première partie du chapitre est consacrée à la théorie, aux équations analytiques des modes et des fréquences naturelles, ainsi qu'aux équations du modèle numérique par éléments finis. Ensuite, on présente des simulations par éléments finis électromagnétiques et mécaniques effectuées pour l'alternateur afin de déterminer l'amplitude des forces électromagnétiques, ainsi que les modes propres et les fréquences naturelles. Enfin, le chapitre présente une comparaison entre ces modes et fréquences, afin de déterminer les risques de résonance.

Le cinquième chapitre étudie l'impact des petites variations de l'entrefer réel, à partir de mesures en centrale, sur l'induction magnétique, les forces électromagnétiques et les courants des circuits parallèles au stator. Le chapitre expose les équations théoriques de la largeur de l'entrefer et de l'attraction magnétique déséquilibrée dans le cas d'une excentricité et d'une déformation de la forme du stator et du rotor, et présente la mesure expérimentale de l'entrefer de l'alternateur industriel de 74 MVA et l'introduction des mesures dans le modèle de l'alternateur. Enfin, on y présente et on y analyse la simulation obtenue et les résultats expérimentaux, principalement l'induction magnétique, la densité de force magnétique, les fréquences naturelles des structures du stator et la force totale nette.

Le sixième et dernier chapitre est consacré à l'étude du défaut de court-circuit entre spires au rotor. Les différents calculs théoriques des quantités électromagnétiques sont présentés. L'impact de ce défaut sur l'induction radiale, la densité de force radiale, l'attraction magnétique déséquilibrée et le couple électromagnétique sont également étudiés. La dernière section de ce chapitre expose une méthode qui pourrait servir à la détection de courts-circuits entre spires, basée sur des capteurs de flux magnétique numérique.

Enfin, la conclusion résume l'ensemble des travaux réalisés dans la présente thèse, énumère les retombées pour l'industrie et débouche sur des recommandations pour de futurs travaux.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Dans un premier temps, ce chapitre introduit le sujet et présente un survol théorique de l'électromagnétisme de base dans un alternateur hydroélectrique, l'origine des forces excitatrices et leur influence sur le champ magnétique. L'expression du flux magnétique dans l'entrefer en tenant compte des différentes excitations, l'expression des efforts électromagnétiques et le calcul des fréquences naturelles de torsion d'origine électromagnétique sont présentés pour une meilleure compréhension des phénomènes.

Ensuite, le chapitre se concentre sur la revue de la littérature concernant la modélisation numérique et analytique des alternateurs, les défauts au rotor des alternateurs hydroélectriques, notamment les excentricités et les défauts de court-circuit entre spires, et leurs conséquences potentielles sur le fonctionnement de la machine.

La ligne d'arbre est soumise à des forces et couples d'excitation qui sollicitent sa structure. Ces forces et couples sont de différentes natures, à savoir les défauts d'asymétrie de la ligne d'arbre comme les balourds mécaniques, les défauts d'alignements, les excitations hydrauliques à la turbine, ainsi que les excitations électromagnétiques comme celles causées par l'excentricité et des défauts de forme du stator et du rotor.

Sous certaines conditions, ces forces et couples d'origine mécanique et électromagnétique agissent en flexion et en torsion sur le stator et le rotor, et peuvent causer l'augmentation des vibrations de ces structures, la déformation des noyaux, l'endommagement de l'isolation des bobines, une augmentation de l'excentricité et la détérioration du fonctionnement des paliers. Tous ces problèmes ont pour effet une dégradation des composantes et des contraintes sur l'exploitation des groupes.

Des analyses en flexion et en torsion du comportement dynamique des groupes turbines-alternateurs permettent d'assurer leur bon fonctionnement par l'étude des défauts qui peuvent survenir. L'étude des vibrations libres permet de déterminer les fréquences propres du système

et les déformations modales qui lui sont associées, alors que l'étude des vibrations forcées permet de déterminer l'amplitude des vibrations. Il faut s'assurer que les fréquences propres du système ne correspondent pas à l'une des fréquences d'excitation connues afin d'éviter le risque de résonance.

L'étude du comportement dynamique d'un groupe turbine-alternateur nécessite le calcul des efforts électrodynamiques (forces électromagnétiques radiales et tangentielles, et couple électromagnétique) à l'alternateur, dus à la non-uniformité de l'entrefer entre le stator et le rotor : excentricité, déformation de la surface du rotor ou du stator, ou désalignement.

Le calcul des efforts électromagnétiques (densité de force) dans l'entrefer, principalement de la composante radiale, nous permet de calculer les vibrations qui peuvent entraîner des déformations radiales importantes du stator et de la carcasse. Ces efforts électrodynamiques dépendent de plusieurs facteurs, dont la forme polaire et la saillance, la présence d'encoches, l'excentricité, etc. La force totale (résultante) de ces efforts est nulle en cas de symétrie magnétique dans l'entrefer ; par contre, elle n'est pas nulle en présence de défauts qui causent la répartition non uniforme du flux magnétique, comme une excentricité ou un court-circuit entre spires au rotor.

1.1 Origine des forces excitatrices dans un alternateur

Les forces excitatrices d'origine électromagnétique présentes dans un alternateur hydroélectrique s'exercent forcément dans l'entrefer, et plus précisément dans le flux magnétique qui y est induit. En analysant et en décomposant le flux magnétique dans l'entrefer, il est théoriquement possible de déceler les sources de ces excitations électromagnétiques (Jufer, 2004) et (Chatelain, 1983).

Effectivement, le flux dans l'entrefer d'un alternateur hydroélectrique est fortement lié à son état de fonctionnement, c'est-à-dire aux forces magnétomotrices du rotor et du stator, mais aussi à la forme réelle de son entrefer, différente de sa forme à la conception. Il faut noter que l'entrefer peut varier en fonction de la température à cause de l'expansion thermique du rotor et du stator.

On peut évaluer ce flux magnétique en calculant l'induction magnétique, qui est le produit de la fonction de perméance (qui tient compte de tous les phénomènes géométriques dans l'entrefer) et de la force magnétomotrice qui décrit les phénomènes électriques (ampères-tours) dus aux bobinages du rotor et du stator.

Les forces magnétomotrices dans l'entrefer résultent de la superposition de plusieurs phénomènes ; tout d'abord, il y a la force magnétomotrice produite par les pôles inducteurs, plus précisément par le bobinage qui entoure chaque pôle, appelée force magnétomotrice d'excitation. Ensuite, il y a la force magnétomotrice d'armature, due aux bobinages présents au stator. Ces bobinages produisent des forces magnétomotrices dont l'expression mathématique est complexe, car elles sont dues à un bobinage triphasé et à un nombre fractionnaire d'encoches par pôle et par phase. Enfin, il y a les forces magnétomotrices produites par les barres d'amortisseur, qui sont plus difficiles à déterminer, car pour calculer les forces magnétomotrices, il faut au préalable connaître le flux dans l'entrefer afin de calculer les courants induits dans ces barres.

La perméance, quant à elle, dépend de la géométrie de l'entrefer. L'entrefer dans un alternateur hydroélectrique est en général de l'ordre de 10 à 25 mm à la conception. Dans les faits, l'entrefer n'est pas uniforme à cause de la saillance des pôles, des défauts d'alignement, des défauts de fabrication, ainsi que de la déformation de l'entrefer due à l'expansion thermique du rotor et du stator.

Les variations de l'entrefer, même de quelques millimètres, mènent à des répartitions non uniformes du flux magnétique qui génèrent des efforts électrodynamiques agissant dans les directions radiales et tangentielles. Les forces radiales peuvent causer des vibrations non seulement au niveau de l'alternateur, mais aussi au niveau de l'arbre en flexion, tandis que les forces tangentielles produisent un couple électromagnétique et des déformations en torsion.

Certaines causes des forces excitatrices peuvent être reliées aux champs magnétiques du côté de l'alternateur, comme la séquence de bobinage, l'effet de saturation, la variation de la réluctance due à la forme de l'entrefer, le passage d'encoches et l'excentricité. D'autres causes peuvent être reliées à la structure mécanique en rotation, comme les paliers de la machine

tournante, qui permettent la modification de la position relative du rotor par rapport au stator, ainsi que les excitations d'origine hydraulique, qui peuvent être causées par le fluide dans la turbine. La majorité des causes des forces d'excitations d'origine électromagnétique sont résumées à la figure 1.1.

Ces phénomènes génèrent des ondes harmoniques d'ordres, de fréquences et d'amplitudes différents. Pour bien comprendre le problème lui-même, puis sa solution, il est utile de savoir comment la distribution de l'induction magnétique est établie dans l'entrefer. Dans la présente thèse, on s'intéresse aux forces excitatrices causées par des défauts d'excentricité et de forme ainsi que des défauts de court-circuit entre spires au rotor.

Ces forces d'excitation, qui peuvent être d'origine magnétique ou mécanique, peuvent causer des vibrations et des bruits plus ou moins importants. Selon l'amplitude des vibrations, ces forces peuvent causer des déformations et des déplacements. Les vibrations peuvent être causées par des excitations à basse et à haute fréquence. L'amplitude des vibrations pour certaines fréquences peut être élevée et coupler le système électromagnétique au système mécanique ou vice versa. Ces interactions électromécaniques changent les caractéristiques de l'alternateur et peuvent causer des amortissements additionnels ou encore l'instabilité de l'arbre du groupe turbine-alternateur.

1.1.1 Expression du flux magnétique dans l'entrefer d'un alternateur en tenant compte des différentes excitations

La distribution de l'induction magnétique dans l'entrefer d'une machine électrique peut s'exprimer en fonction de la force magnétomotrice et de la perméance de l'entrefer par l'équation suivante :

$$B(\theta_m, t) = P(\theta_m, t) \cdot (M_f(\theta_m, t) + M_s(\theta_m, t) + M_{am}(\theta_m, t)) \quad (1.1)$$

où $M_f(\theta_m, t)$ et $M_s(\theta_m, t)$ représentent respectivement les forces magnétomotrices des bobinages du rotor et du stator, et $M_{am}(\theta_m, t)$ la force magnétomotrice produite par les courants induits dans les barres d'amortisseur. $P(\theta_m, t)$ représente la perméance de l'entrefer,

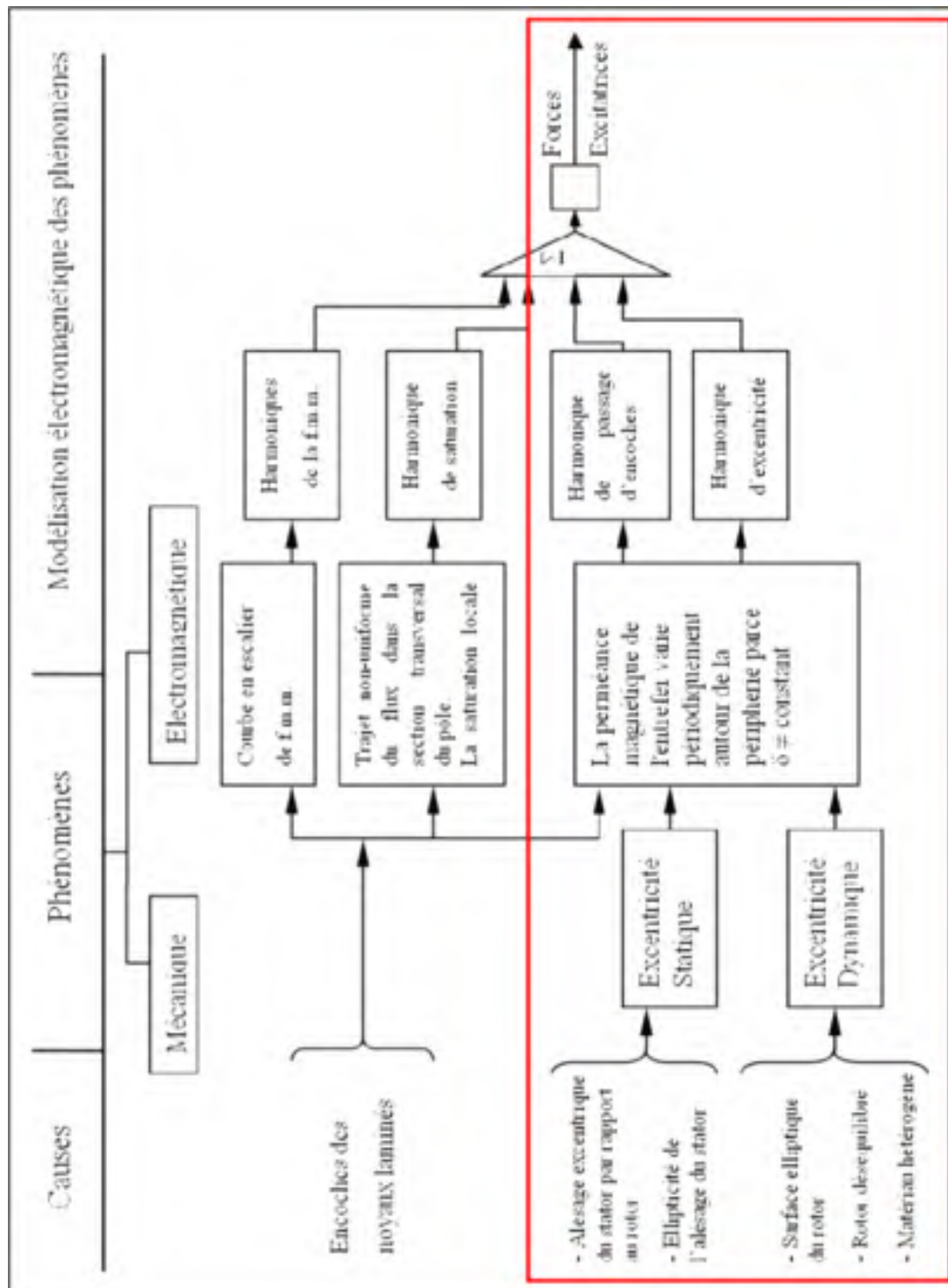


Figure 1.1 Diagramme d'influence des forces excitatrices d'origine électromagnétique
Tiré de Timar (1989)

qui dépend de la forme des pôles du rotor, de la denture du stator, des fuites de flux, du niveau de saturation des matériaux magnétiques, de l'excentricité et des déformations du stator et du rotor.

Il faut noter que les quatre fonctions précédentes peuvent facilement s'exprimer par une série de Fourier ayant approximativement la même forme mathématique :

$$Y(\theta_m, t) = \sum Y_m \cos(m\theta_m + \theta_{m0} - \omega_m t) \quad (1.2)$$

Avec l'hypothèse de la superposition linéaire des effets dans l'entrefer, la perméance totale $P(\theta_m, t)$ peut s'écrire sous la forme suivante :

$$P(\theta_m, t) = P_p(\theta_m, t) + P_{st}(\theta_m, t) + P_D(\theta_m, t) + P_{sat}(\theta_m, t) + P_G(\theta_m, t) \quad (1.3)$$

où les termes de droite de l'équation 1.3 décrivent les différentes causes de la variation de la perméance :

- $P_p(\theta_m, t)$: variation de la perméance due à la forme polaire ;
- $P_{st}(\theta_m, t)$: variation de la perméance due à la forme des encoches stators ;
- $P_D(\theta_m, t)$: variation de la perméance due à la présence des barres d'amortisseur ;
- $P_{sat}(\theta_m, t)$: variation de la perméance due à la saturation du circuit magnétique ;
- $P_G(\theta_m, t)$: variation de la perméance due à l'excentricité et à l'ellipticité du rotor et du stator.

La contribution de ces quelques paramètres de la force magnétomotrice et de la perméance, qui constituent le flux dans l'entrefer d'un alternateur hydroélectrique, induit un grand nombre d'harmoniques dans le flux.

1.1.1.1 Impact de la forme polaire et de la saillance sur le flux

Dans un alternateur hydroélectrique, les pôles du rotor sont saillants ; l'épaisseur de l'entrefer n'est donc pas homogène. La forme géométrique particulière des pôles du rotor tend à modifier la perméance dans l'entrefer. Les pôles ont leurs extrémités en forme d'arc de cercle afin de

donner une forme contrôlée au champ magnétique. Dans certains cas, les pôles peuvent être encore plus complexes et posséder deux arcs de cercle, voire trois, ceci dans le but de donner à l'onde de l'induction la forme la plus sinusoïdale possible.

Le flux sortant d'un pôle et traversant l'entrefer pour se boucler par l'armature du stator possède une répartition propre à la forme du pôle, et donc de l'entrefer. De manière générale, le flux traverse l'entrefer de façon à minimiser la perméance totale résultante.

L'allure du flux dans l'entrefer dépend donc de cette géométrie particulière, comme l'illustre la figure 1.2. La saillance des pôles dans un alternateur hydroélectrique a aussi un effet important sur la distribution du flux dans l'entrefer.

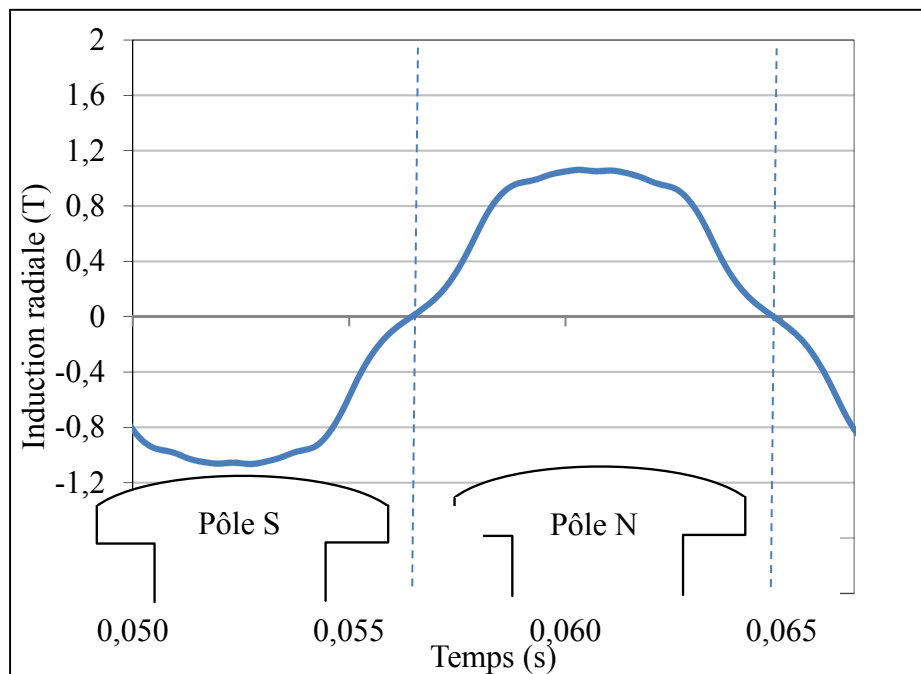


Figure 1.2 Influence de la forme polaire sur le flux magnétique dans l'entrefer

À la conception, on introduit un facteur de forme qui permet de corriger les différents paramètres qui dépendent de l'induction magnétique dans l'entrefer. Il est très difficile de calculer de manière analytique ce coefficient, qui dépend de la géométrie complexe des formes polaires et des zones inter-polaires. Dans certains ouvrages, on considère un seul rayon de

courbure pour le pôle et un autre rayon de courbure décrivant le stator. C'est le cas de Troitskaia & Svetlana (2008), qui utilisent cette simplification pour exprimer analytiquement la perméance de l'entrefer.

1.1.1.2 Impact de la présence des encoches sur la forme du flux magnétique

Les bobines du stator sont distribuées sur un certain angle de la machine, dans un certain nombre d'encoches. La distribution de ces encoches est alors périodique, ce qui entraîne une perturbation de l'épaisseur de l'entrefer. Cette perturbation est rectangulaire et apparaît sous la forme d'une série de Fourier dans le calcul de la perméance. Cela engendre une série d'harmoniques dans le flux magnétique qui est due à la présence de ces encoches.

Le flux qui sort du pôle traverse l'entrefer puis entre dans le stator par les éléments ferromagnétiques (dents). À cause de la présence des encoches, certaines lignes de flux passent par les côtés des dents du stator. La figure 1.3 illustre la distribution du flux dans l'entrefer, où l'on peut constater que le flux radial est effectivement affecté par la présence de la denture du stator.

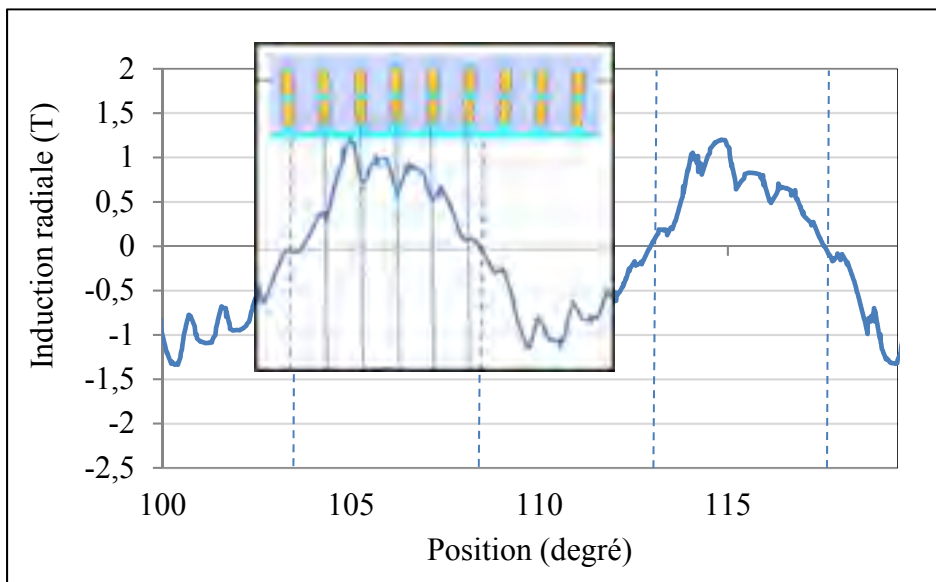


Figure 1.3 Influence de la présence des encoches sur l'induction magnétique radiale dans la circonférence de l'entrefer.

1.1.1.3 Impact de la présence des barres d'amortisseur

L'enroulement amortisseur a pour but principal d'augmenter la stabilité de fonctionnement des alternateurs. Les barres d'amortisseur du rotor servent à amortir les variations du champ magnétique et du couple causées par une brusque variation de la charge, une charge asymétrique (interruption de l'une des phases) ou un court-circuit. Ces oscillations se produisent lors de la variation de charge, de fréquence ou d'excitation.

La figure 1.4 illustre la tension mesurée par le capteur de flux dans l'entrefer : on peut constater que le flux radial dans l'entrefer est effectivement modifié par la présence des barres d'amortisseur. L'impact des barres d'amortisseur est plus visible sur la tension mesurée que sur l'induction magnétique (égale à l'intégrale de la tension mesurée) parce que le capteur de flux mesure la variation du champ magnétique à l'endroit mesuré.

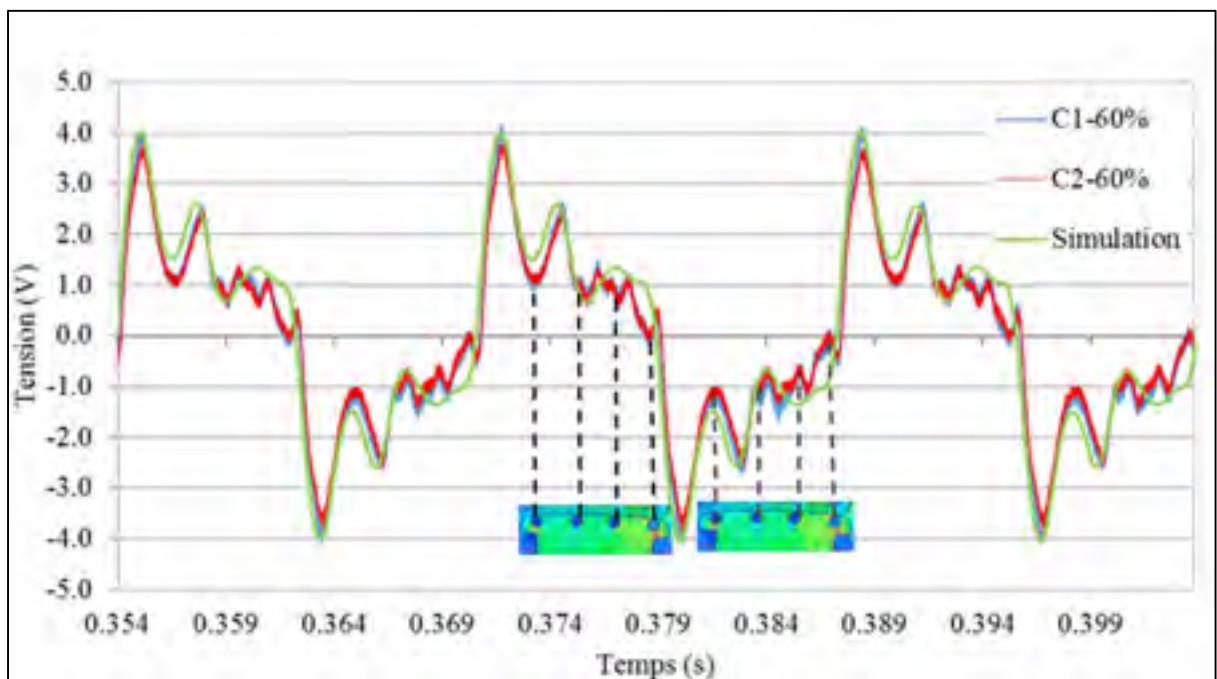


Figure 1.4 Distribution de la tension mesurée par le capteur de flux magnétique dans l'entrefer

1.2 Impact de l'excentricité sur la distribution du flux magnétique dans l'entrefer

Dans une machine synchrone hydroélectrique de très grand diamètre, l'entrefer entre le stator et le rotor ne peut pas être uniforme, car il y a toujours des défauts d'alignement, si petits soient-ils : c'est ce qu'on appelle l'excentricité. Il en résulte une variation de la section de l'entrefer de quelques millimètres, ce qui entraîne un déséquilibre dans la répartition du champ magnétique et provoque des efforts électromagnétiques qui agissent dans les directions radiales et tangentielles. Les forces radiales, appelées « attractions magnétiques déséquilibrées » (*Unbalanced Magnetic Pull, ou UMP*), causent des vibrations de l'arbre en flexion, tandis que les forces tangentielles déséquilibrées produisent un couple électromagnétique parasite (vibrations en torsion).

On peut distinguer plusieurs types d'excentricités dans l'alternateur : excentricité statique, dynamique ou combinée. L'excentricité statique correspond au cas où le rotor tourne par rapport à son propre centre, qui est désaxé par rapport au centre du stator. L'entrefer n'est pas uniforme, mais il est constant en fonction du temps par rapport au stator. Généralement, l'excentricité statique est due à un mauvais positionnement du rotor et/ou du stator lors de l'assemblage ou durant le fonctionnement.

Dans le cas de l'excentricité dynamique, le centre géométrique du rotor tourne autour du centre géométrique du stator. Cela correspond à un entrefer non constant en fonction du temps, comme le montre la figure 1.5, où O_r est le centre du rotor et e la distance entre le centre du rotor et le centre de rotation. L'excentricité dynamique est généralement due à un déplacement du rotor causé par des forces magnétiques plus élevées ou de la dilatation thermique, à l'usure des paliers (Sawatani, Sano & Ootake, 1986) et à la flexion de la ligne d'arbre, qui peut augmenter le risque de frottement entre le stator et le rotor. En réalité, les cas de frottement du rotor et du stator causant l'arrêt sont relativement rares pour les alternateurs d'Hydro-Québec. Par contre, des irrégularités et de trop petits entrefers peuvent causer des alarmes. Ces alarmes, combinées avec d'autres paramètres, comme le déséquilibre des courants des circuits parallèles des phases et des vibrations du rotor, peuvent causer l'arrêt du groupe turbine-alternateur.

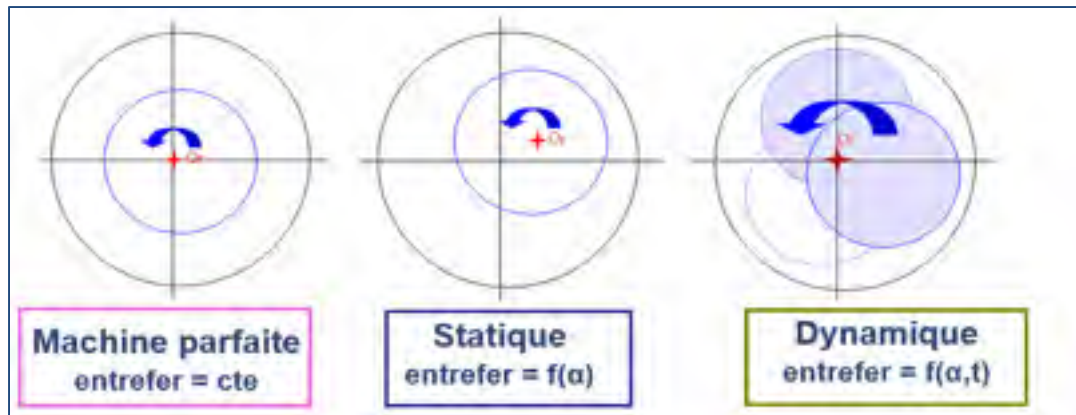


Figure 1.5 Excentricité statique et dynamique

Un grand nombre d'alternateurs sont munis de capteurs capacitifs de la marque VibroSystM. Ces capteurs font partie d'un système de surveillance permettant d'assurer le fonctionnement sécuritaire des équipements. Ainsi, lorsque la variation de l'entrefer dépasse des critères préétablis, le groupe est mis à l'arrêt. Plusieurs guides peuvent être utilisés pour définir les critères d'alarme ou de déclenchement des groupes turbines-alternateurs (Bélec, Hudon & Lépine, 2001).

On parle d'excentricité tridimensionnelle lorsque l'entrefer varie sur la hauteur de l'alternateur. La figure 1.6 illustre les cas possibles. L'excentricité statique résulte de l'inclinaison de la surface interne du stator par rapport à la surface externe du rotor. L'excentricité dynamique résulte de l'inclinaison du rotor par rapport à la surface interne du stator.

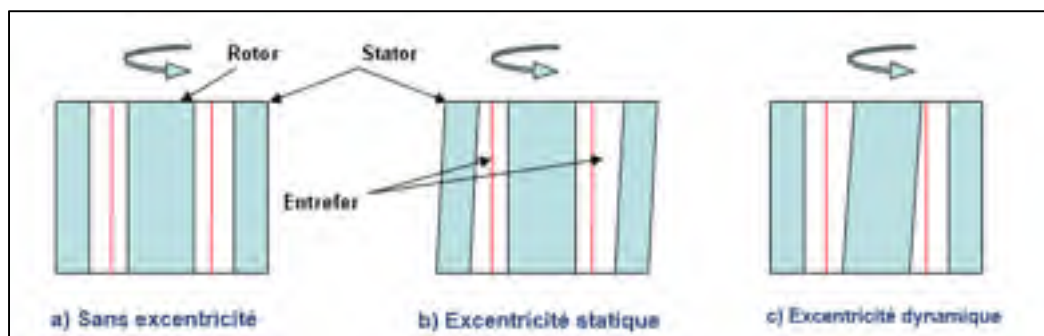


Figure 1.6 Coupe longitudinale d'un alternateur : a) aucune excentricité, b) excentricité statique, c) excentricité dynamique

1.2.1 Expression du flux magnétique en tenant compte de l'excentricité

L'entrefer $g(\theta_m)$ à la position θ_m est fonction du rayon externe du rotor R_r , du rayon interne du stator R_s et de l'excentricité e . Il est donné par l'équation suivante (Lundström & Aidanpää, 2007), (Gustavsson & Aidanpää, 2006) :

$$g(\theta_m) = R_s - R_r - e \cos(\theta_m) = g - e \cos(\theta_m) \quad (1.4)$$

Où g correspond à l'entrefer moyen dans le cas d'une géométrie parfaite. Cette fonction $g(\theta_m)$ varie suivant l'angle θ_m . Si θ_m est constant en fonction du temps, l'excentricité est dite statique. L'excentricité relative ε s'exprime par la relation suivante (Karlsson, 2006) :

$$\varepsilon = \frac{e}{g} \quad (1.5)$$

La conductance ou la perméance magnétique de l'entrefer $\lambda(\theta_m)$ est :

$$\lambda(\theta_m) = \frac{1}{g(\theta_m)} = \frac{1}{g(1 - \varepsilon \cos \theta_m)} \quad (1.6)$$

L'équation (1.6) peut s'écrire en série d'harmoniques comme suit :

$$\lambda(\theta_m) = \frac{1}{g} (C_0 + C_1 \cos \theta_m + \dots) \quad (1.7)$$

Avec :

$$C_0 = \frac{1}{\sqrt{1 - \varepsilon^2}} ; C_1 = \frac{2(C_0 - 1)}{\varepsilon} \quad (1.8)$$

Ici, seule la première composante harmonique géométrique est prise en considération. La période de la première composante harmonique est celle de la périphérie entière $\theta_m = \theta/p_1$; on peut distinguer l'excentricité statique avec l'angle θ_m qui est constant, ainsi que l'excentricité dynamique avec θ_m fonction de la rotation du rotor $\theta_m = (\theta - \omega_r \cdot t)/p_1$, où ω_r est la vitesse angulaire de rotation et p_1 est le nombre de paires de pôles.

En combinant l'équation de l'induction magnétique dans l'entrefer à l'équation de la conductivité magnétique, on obtient l'équation du champ magnétique produit par la force magnétomotrice fondamentale F_1 , en fonction de l'influence de l'excentricité du rotor, statique et dynamique :

$$B(\theta_m, t) = \frac{1}{g} F_1 \cos(\theta - \omega_1 \cdot t) (C_0 + C_1 \cos(\frac{\theta}{p_1} - \varphi_s)) + C_1 \cos(\frac{\theta - \omega_r \cdot t}{p_1} - \varphi_d) \quad (1.9)$$

Cela implique qu'il existe de nombreux harmoniques dans l'induction de l'entrefer. L'interaction de tous ces harmoniques produit un grand nombre d'ondes sinusoïdales.

Alors la densité de force électromagnétique radiale est proportionnelle au carré de l'induction radiale et peut être approximée par l'expression analytique suivante, tirée de la thèse de Gustavsson (2008) :

$$f_r = \frac{B^2(\theta_m, t)}{2\mu_0} = \frac{\mu_0 S_s^2 R_s^3 h \pi}{2p^2 \Delta R^2} \cdot \frac{e}{\sqrt{(1 - e^2)^3}} \quad (1.10)$$

Où S_s est la densité de courant stator, p est le nombre de paires de pôles, h est la longueur du rotor et μ_0 est la perméabilité du vide. L'équation (1.10) montre que la force d'attraction magnétique en cas d'excentricité est une fonction non linéaire de l'entrefer.

Dans le cas où le champ magnétique est uniforme et où la variation de l'entrefer est inférieure à 10 %, la densité de force radiale résultante est approximée par une relation linéaire en fonction de l'excentricité relative (e/g) tirée de la thèse de Gustavsson (2008) :

$$f_r \approx k_m \frac{e}{g} \quad (1.11)$$

où k_m représente la rigidité magnétique.

1.3 Expression des efforts électrodynamiques dans un alternateur hydroélectrique pour le calcul numérique

Toute forme d'asymétrie dans la machine électrique produit une distribution non uniforme de l'induction magnétique conduisant systématiquement à un déséquilibre des efforts électrodynamiques dans l'entrefer qui nous amène souvent à parler d'un balourd magnétique. Ainsi, ces contraintes asymétriques appliquées au rotor peuvent provoquer des vibrations à l'arbre (du rotor), des vibrations de la carcasse du stator, des bruits, une détérioration du noyau magnétique, ainsi que des oscillations de la puissance électrique sur le réseau électrique. La force magnétique par unité de volume dans le repère cartésien (x, y, z) est donnée par l'équation mentionnée dans les travaux de Besnerais, Pellerrey, Lanfranchi et Hecquet (2013) :

$$F = |j \times B|_i - \frac{1}{2} \sum_{j,k=1}^3 H_j H_k \partial_i \mu_{jk} - \frac{1}{2} [\text{rot}(H \times B)]_i \quad (1.12)$$

Le premier terme de cette équation $|j \times B|_i$ représente la force de Lorentz par unité de volume. Cette force, qui agit sur un conducteur de courant dans un champ magnétique, est à la base de la génération du couple d'une machine à champ tournant. Le dernier terme représente le couple lorsque H et B ne sont pas colinéaires.

La combinaison de ces forces s'exprime par le tenseur de Maxwell :

$$T_{ij} = \frac{1}{2} (H_i B_j + H_j B_i + \sum_{k=1}^3 \delta_{ij} H_k H_k) \quad (1.13)$$

L'expression précédente permet de calculer le tenseur de Maxwell sur une surface dS dans les directions normale et tangentielle :

$$\sigma_t = T_{23} = \mu H_n H_t \quad (1.14)$$

$$\sigma_n = T_{33} = \frac{1}{2} \mu (H_n^2 - H_t^2) \quad (1.15)$$

Le couple total exercé sur le rotor peut s'obtenir en intégrant le tenseur sur un cylindre qui confine exactement le rotor et en multipliant par le rayon du rotor, ce qui aboutit à la relation suivante :

$$T = \frac{l}{\mu_0} \int_s r B_n B_t dS \quad (1.16)$$

dans laquelle l est la longueur du rotor, B_n et B_t les inductions radiale et tangentielle des éléments de surface dS et r le bras de levier, c'est-à-dire le vecteur reliant l'origine du rotor au point milieu du segment.

Aucune force magnétique ne s'exerce sur l'air qui est un matériau non-magnétique, même si certains tenseurs se produisent dans l'air en raison de l'intensité de champ. Seule la partie du flux d'entrefer qui est causée par la susceptibilité magnétique du circuit fer crée une force. En appliquant le tenseur, on peut calculer la force normale :

$$F_n = \frac{l}{2\mu_0} \int_s B_n^2 - B_t^2 dS \quad (1.17)$$

Pour le calcul numérique, l'arc est discrétisé en petits éléments de longueur dl_i . Alors la force et le couple totaux développés dans l'entrefer se calculent en intégrant sur un arc de cercle (rayon r_{arc}) qui passe au milieu de l'entrefer :

$$F_n = L \sum_i \sigma_{n,i} dl_i \quad (1.18)$$

$$T = p \cdot L \cdot r_{arc} \sum_i \sigma_{t,i} dl_i \quad (1.19)$$

où L est la hauteur axiale du noyau magnétique et p le nombre de paires de pôles.

Dans la littérature, le couple électromagnétique se calcule par différentes méthodes : tenseur de Maxwell, travail virtuel (*Columb's Virtual Work*), méthode de dérivation de co-énergie magnétique (*Method of Magnetic Coenergy Derivation*), méthode d'Arkkio (*Arkkio's method*), méthode de courants magnétisants (*magnetizing current method*). Une comparaison entre ces

cinq méthodes est réalisée pour le calcul de couple électromagnétique par Sadowski, Lefevre, Lajoie-Mazenc et Cros (1992) qui ont montré que toutes les méthodes donnent des résultats très proches si le pas de rotation est posé égal au pas de discrétisation le long de la bande de mouvement. En ce qui concerne la méthode du courant magnétisant, un grand nombre d'éléments de maillage est nécessaire pour obtenir de bons résultats. Cependant, les méthodes de dérivation de co-énergie et d'Arkkio présentent des oscillations numériques non désirées si la rotation impose un pas de rotation différent du pas de discrétisation. Les auteurs concluent qu'afin de surmonter ce problème, une solution efficace consiste à utiliser le tenseur de Maxwell, intégré sur une couche d'éléments quadrilatéraux dans l'entrefer et à l'extérieur de la bande en mouvement. Alors la méthode du tenseur de Maxwell est moins exigeante que les autres méthodes.

D'autre part, la publication de Sadowski, Lefèvre, Lajoie-Mazenc et Bastos (1992) montre que la méthode de calcul de la force globale basée sur le tenseur de Maxwell est très couramment utilisée dans la pratique, en raison de sa relative facilité de mise en œuvre et des résultats satisfaisants qu'elle fournit.

Le tenseur de Maxwell est choisi pour le calcul des forces et couples électromagnétiques dans cette thèse. Plusieurs autres études que celles citées précédemment ont montré que la méthode utilisant le tenseur de Maxwell, moins exigeante que d'autres méthodes, donne des résultats plus précis et plus fiables.

1.3.1 Modélisation des alternateurs hydroélectriques

Les méthodes analytiques et numériques ont leurs avantages et leurs inconvénients dans l'étude des machines électriques. Les méthodes analytiques donnent des résultats immédiats, mais elles sont limitées. Elles ne peuvent pas prendre en compte tous les phénomènes complexes comme l'effet de la saturation, les barres d'amortisseur, les formes géométriques complexes, la non-linéarité et le calcul de la majorité des fréquences et des harmoniques. Avec le développement des capacités informatiques, on peut maintenant envisager une modélisation multi-physique beaucoup plus précise des alternateurs. En combinant les techniques

analytiques et numériques, il est possible de mettre en œuvre des modèles plus avancés et plus adéquats.

Les méthodes analytiques proposées dans la littérature pour calculer des grandeurs électromagnétiques comme la densité de flux magnétique, la densité de force et la force résultante manquent de précision, car elles négligent la non-linéarité des propriétés des matériaux magnétiques, des courants de Foucault et des bobinages. Cette thèse présente des équations analytiques permettant de mieux comprendre l'impact d'un défaut au rotor (excentricité, entrefer non uniforme et court-circuit entre spires au rotor) sur la densité du flux magnétique et les forces électromagnétiques en identifiant les composantes harmoniques provoquées par ces défauts dans l'alternateur étudié. Par ailleurs, ces équations analytiques n'expriment pas tous les harmoniques de la densité du flux électromagnétique, de la densité de la force électromagnétique et de la force résultante, à cause de leur solution très longue, sans compter que les amplitudes des harmoniques obtenues ne sont pas calculées avec précision. Les auteurs Zarko, Ban, Vazdar & Jarica (2012) ont montré, pour une machine existante et en se basant sur la mesure de l'orbite de l'arbre, qu'il existe un très bon accord entre les grandeurs analytiquement et numériquement calculées de l'attraction magnétique déséquilibrée, tout en considérant pour les deux méthodes que la perméabilité du fer est infinie et sans prendre en compte les circuits parallèles du stator et les barres d'amortisseur. Ils montrent également que l'amplitude du contenu harmonique de l'attraction magnétique déséquilibrée est atténuée par les circuits parallèles du stator et des barres d'amortisseur du rotor. De plus, les barres d'amortisseur n'affectent pas seulement les amplitudes, mais aussi le contenu harmonique de l'attraction magnétique déséquilibrée.

La modélisation par éléments finis est adoptée dans la présente étude, car elle permet un calcul plus précis des grandeurs électromagnétiques. En effet, les non-linéarités mentionnées précédemment peuvent être prises en compte grâce à la modélisation par éléments finis, puisque la géométrie de la machine est définie plus précisément et que la densité du flux magnétique sur tous les éléments de la géométrie est calculée à chaque pas de temps. De plus, le lien entre les résultats obtenus par éléments finis et les équations théoriques qui prédisent les composantes harmoniques est mis en évidence.

Un rotor peut présenter plusieurs types de défauts : courts-circuits entre spires, problèmes de fissure et de corrosion de la frette, problèmes mécaniques sur l'arbre, excentricités, etc. Les défauts qui ont un impact important sur l'étude de la dynamique de la ligne d'arbre sont d'abord les excentricités. On s'intéresse aussi dans cette étude à l'analyse de l'impact des courts-circuits entre les spires du rotor et au calcul des forces résultant de ce défaut.

1.3.2 Excentricité

L'effet de l'excentricité du rotor sur le fonctionnement d'une machine électrique est étudié depuis plusieurs décennies. De nombreux travaux, notamment ceux d'Arkkio (1994) et de Smith & Dorrell (1996), portent sur les machines à induction, principalement utilisées dans le domaine industriel. Quelques publications portent sur l'effet de l'excentricité des machines synchrones, et certaines d'entre elles, notamment celles de Fisher-Hinnen (1899) et de Rosenberg (1918) sur l'attraction magnétique déséquilibrée, sont basées sur des méthodes analytiques. Ensuite, Summer (1955) développe cette théorie en se basant sur les champs magnétiques tournants. Zhu et Howe (1997) généralisent la théorie pour n'importe quel nombre de pôles et tiennent compte de l'effet de la saturation du circuit magnétique. Smith et Dorrell (1996) développent une méthode analytique pour étudier le comportement dynamique de l'alternateur dû à une attraction magnétique déséquilibrée pour des grandes machines hydrauliques. Les modèles analytiques proposés par Smith et Dorrell (1996) ne prennent pas en compte les effets des courants de la barre d'amortisseur ni les caractéristiques non linéaires des matériaux magnétiques. Quant à lui, Dorrell (1996) développe une méthode analytique pour les excentricités non uniformes. Frosini et Pennacchi (2006) étudient l'effet de l'excentricité du rotor en développant les équations des tenseurs de Maxwell pour les forces électromagnétiques radiales et tangentielles en fonction des paramètres mesurables et connus.

Burakov et Arkkio (2006) proposent un modèle paramétrique pour représenter avec précision les forces causées par l'excentricité dans une machine synchrone à pôles saillants en tenant compte des enroulements parallèles du stator. Le modèle proposé offre la possibilité de combiner les analyses électromagnétiques et mécaniques de la machine. Lundström et Aidanpää (2007) calculent les forces électromagnétiques dues aux rotors excentriques des

grands alternateurs hydroélectriques et étudient leurs conséquences dynamiques. Ils établissent quelles formes de déviations sont les plus dangereuses. La combinaison d'une faible excentricité, d'une déformation elliptique et d'une déformation de forme triangulaire dans le rotor et le stator peut provoquer des mouvements complexes de tourbillon du rotor.

Akbari (2013) développe un modèle analytique basé sur l'approche de la fonction des enroulements en présence de l'excentricité statique, dynamique ou mixte, en considérant la forme géométrique effective des pôles saillants pour les machines synchrones. En prenant en compte la géométrie de la machine ainsi que le type de connexion des enroulements et des fuites de flux, cette méthode est capable de modéliser les inductances d'une machine synchrone à pôles saillants avec excentricité.

D'autre part, la méthode des éléments finis est devenue le moyen le plus efficace pour la modélisation des machines électriques pour les études de conception, de diagnostic et de pronostic ainsi que l'étude des paramètres de la machine à plusieurs points de fonctionnement. La méthode des éléments finis est plus précise parce qu'elle permet la prise en compte des géométries complexes, de la non-linéarité des équations et des conditions variables aux frontières.

Parmi les études portant sur la dynamique des rotors des machines tournantes verticales à faible vitesse et grande masse, la thèse de Karlsson (2006) souligne l'importance des interactions multi-physiques lors de la construction d'un modèle de la ligne d'arbre. Au niveau de l'alternateur, Karlsson (2006) démontre numériquement qu'un changement de charge réactive modifie la force électromagnétique. L'augmentation de la puissance réactive amène une augmentation de la force électromagnétique totale et de l'instabilité du système, et une diminution des fréquences naturelles. On peut conclure que la charge réactive fournie par l'alternateur influence le comportement dynamique de la machine. De plus, Karlsson montre qu'il est important de modéliser l'enroulement des barres d'amortisseur, car celui-ci influence les fréquences naturelles et la stabilité du système. Il calcule en outre les forces électromagnétiques dans l'alternateur pour une excentricité statique avec un modèle électromagnétique simplifié à deux dimensions par éléments finis. Karlsson, Aidanpää, Perers, & Leijon (2007) montrent que des conditions aux limites d'entrée sont susceptibles de modifier

considérablement les forces agissant sur la turbine. Dans le cas d'une turbine Kaplan, ils recommandent d'introduire en particulier des forces hydrauliques réalistes à charge partielle et à pleine charge, et des forces électromagnétiques réalistes tenant compte de l'excentricité. Cependant, il n'est pas toujours facile d'avoir des forces réalistes pour calculer la réponse de la ligne d'arbre, surtout lorsqu'on s'intéresse à différents régimes de fonctionnement de la machine.

Les effets de saturation sont considérés dans l'article de Perers, Lundin, & Leijon (2007), qui utilisent des méthodes analytiques et numériques pour déterminer les attractions magnétiques déséquilibrées dans des conditions sans charge et avec charge pour une machine hydroélectrique de 11 MW. Le modèle numérique exclut l'effet des barres d'amortisseur. L'attraction magnétique déséquilibrée à vide est limitée par la saturation, tandis qu'en charge elle diminue en raison d'une augmentation de la saturation causée principalement par la troisième composante du flux magnétique de l'entrefer.

Gustavsson (2008) réalise une simulation de l'alternateur hydroélectrique pour calculer les forces électromagnétiques radiales et tangentielles dans un alternateur hydroélectrique par la méthode des éléments finis. Il propose d'abord un modèle linéaire pour calculer la force résultante électromagnétique radiale d'un alternateur en présence d'excentricité du rotor. Ensuite, il étudie les forces provoquées par un rotor excentrique dans une grande machine synchrone, en utilisant la méthode de Coulomb basée sur le principe des travaux virtuels en introduisant les barres d'amortisseur. Il montre que l'enroulement des barres d'amortisseur réduit les forces causées par l'excentricité de manière significative et introduit une composante de force perpendiculaire à la direction de l'excentricité. Après avoir analysé l'influence des forces électromagnétiques radiales et tangentielles agissant sur le rotor, Gustavsson montre que la composante tangentielle, si elle modifie peu l'amplitude de la résultante, modifie sa direction.

Wang, Cheung, Ma, Ruan & Peng (2008) étudient les attractions magnétiques déséquilibrées dans un grand alternateur hydroélectrique en utilisant la méthode des éléments finis. Ils montrent que ces attractions augmentent linéairement avec une excentricité de moins de 10 %, et avec le courant d'excitation. Faiz, Babaei, Nazarzadeh, Ebrahimi & Amini (2010) étudient

l'excentricité dynamique dans un alternateur synchrone à quatre pôles et son impact sur la répartition des lignes de champ et des profils des inductances. Calleecharan (2013) étudie l'effet de tournoiement et de l'excentricité sur l'attraction magnétique déséquilibrée, en utilisant un modèle basé sur des éléments finis en deux dimensions. Par contre, Calleecharan n'étudie pas l'effet des attractions magnétiques sur le tournoiement et l'excentricité. Il conclut que ces deux phénomènes ne doivent pas être séparés et qu'il faut tenir compte de la composante tangentielle dans l'étude des forces électromagnétiques. Dans le dernier chapitre de sa thèse, Calleecharan propose des améliorations à son modèle, comme la vérification de la courbe d'aimantation du matériau du rotor, la modélisation de canaux de ventilation et l'effet de l'augmentation de la charge sur les forces électromagnétiques.

Lundström, Grafström & Aidanpää (2014) étudient l'effet de petites déviations de la surface interne du stator et de la surface externe du rotor sur la dynamique du rotor des machines hydrauliques. La combinaison d'une faible excentricité, d'une ellipticité et d'une triangularité dans le rotor et le stator peut entraîner des mouvements de tournoiement complexes du rotor. Les auteurs utilisent des équations simplifiées de mouvement pour chacune des formes étudiées, puis en déduisent une relation analytique entre les écarts de forme et le balourd qui produisent des mouvements de tournoiement non synchrones.

L'effet d'un rotor excentrique dans une machine électrique et les effets bénéfiques des enroulements parallèles dans l'atténuation de l'attraction magnétique déséquilibrée sont analysés depuis longtemps pour les machines à induction et surtout pour les moteurs à réluctance. Dans les travaux de DeBortoli, Salon, Burow & Slavik (1993) et Arkkio, Antila, Pokki, Simon & Lantto (2000), les auteurs étudient l'effet des circuits parallèles du stator de la machine à induction sur la réduction de l'attraction magnétique déséquilibrée. Bruzzese (2014 a et b) présente une approche théorique afin de diagnostiquer le problème d'excentricité dans les machines en utilisant la méthode de séparation du courant de phase. La méthode permet de déterminer le type et le degré de l'excentricité en analysant son effet sur les courants des circuits des phases du stator. Cette méthode est réalisée sur les machines synchrones, mais ne prend pas en considération la forme des pôles saillants. Burakov (2007) développe l'équation analytique de l'attraction magnétique déséquilibrée en tenant compte des circuits

parallèles des phases du stator en présence de l'excentricité. Il compare les résultats des équations analytiques aux simulations numériques. Il montre que les circuits parallèles des phases du stator atténuent efficacement la force électromagnétique causée par l'excentricité. Les circuits parallèles réduisent beaucoup les harmoniques causés par l'excentricité. Ces harmoniques résultent de l'interaction de la force magnétomotrice fondamentale et de la variation de la largeur d'entrefer.

1.3.3 Entrefer non uniforme

Une combinaison d'excentricité et de déformation du stator et du rotor est susceptible de se produire pendant le cycle de vie des machines électriques. De nombreuses études, notamment celles de Zhongming, Bin & Sadeghian (2003), Ceban, Pusca and Romary (2012), Jung, Lee & Kwon (2006), ainsi que Park et Hur (2016), ont cherché à trouver une signature ou une méthode de détection des excentricités statiques, dynamiques ou mixtes, ainsi que de la déformation de la forme du stator ou du rotor. Certaines études tentent de distinguer le défaut d'excentricité de tous les autres défauts au rotor (Cappelli, Coia, Marignetti & Zhu, 2014), (Mirimani, Vahedi, Marignetti & Stefano, 2015). Outre les excentricités statiques, dynamiques et mixtes, l'effet des petites déviations par rapport à la surface interne du stator et à la surface extérieure du rotor sur la dynamique du rotor des alternateurs hydroélectriques est étudié analytiquement dans les travaux de Lundström et Aidanpää (2007). L'étude montre que la combinaison d'une faible excentricité et de déformations à deux lobes et à trois dans le rotor et le stator peut entraîner des mouvements complexes de tournoiement du rotor. L'impact des différentes excentricités statiques et des déformations du stator sur l'attraction magnétique déséquilibrée du rotor d'un turbo-alternateur est étudié séparément dans les travaux d'He, Deng, Tang, Sheng & Wan (2016). Les auteurs concluent que, parmi toutes les excentricités statiques, l'excentricité du rotor présente l'effet le plus sensible sur l'attraction magnétique déséquilibrée et les vibrations, tandis que la déformation elliptique du stator a l'impact le plus faible. Les déformations concave et convexe du stator occupent respectivement le deuxième et le troisième rang (le rang de l'harmonique est le rapport de sa fréquence f_n à celle de la composante fondamentale – généralement la fréquence industrielle du réseau).

Dans les travaux antérieurs, les auteurs tendent à développer des modèles analytiques (DeBortoli et al., 1993), (Babaei, Faiz, Ebrahimi, Amini & Nazarzadeh, 2011), (Faiz, Ebrahimi, Valavi, et Toliyat, 2009), (Frosini & Pennacchi, 2006) et des modèles numériques tenant compte de l'excentricité statique (Perers et al., 2007) et/ou dynamique (Zarko et al., 2012), (Dirani, Merkhoul, Giroux & Al-Haddad, 2014) et/ou d'une forme elliptique du stator (Lundström & Aidanpää, 2007) et (He et al., 2016) pour calculer les forces électromagnétiques.

La contribution du présent travail consiste à modéliser avec précision un alternateur hydroélectrique existant avec son entrefer réel mesuré en centrale, qui contient plus d'un des défauts d'entrefer mentionnés précédemment (excentricité statique/dynamique, ellipticité, ordre supérieur de déformation, déplacement de pôles, forme du rotor, etc.). Les défauts multiples peuvent maintenant être pris en compte simultanément grâce à la méthode de modélisation par éléments finis utilisée pour calculer les forces électromagnétiques.

1.3.4 Défaut de court-circuit entre spires au rotor

Parmi les défauts les plus communs qui peuvent apparaître au rotor d'un alternateur hydroélectrique figure le défaut de court-circuit entre spires. Ce défaut se manifeste quand deux ou plusieurs spires de cuivre se touchent, ce qui réduit le nombre de spires traversant le courant d'excitation. Ce défaut peut être dû à une dégradation (usure) de l'isolation du cuivre, à une surchauffe de l'isolant, au déplacement de l'isolant, etc. Les courts-circuits au rotor sont caractérisés par une variation de la température dans l'enroulement d'un pôle ; en effet, l'énergie dans ce pôle est dissipée dans un volume plus petit, ce qui augmente localement la température. Un court-circuit dans l'enroulement d'un pôle distribue inégalement la température au voisinage du pôle.

Les courts-circuits d'enroulement de pôle limitent rarement l'exploitation de la machine. Celle-ci peut fonctionner même en présence de plusieurs courts-circuits à différents endroits. Ces courts-circuits induisent des vibrations anormales et facilement audibles. Les courts-circuits d'enroulement de pôle amènent une augmentation significative des vibrations des barres au stator, l'accélération du vieillissement et de la probabilité de défaut de l'isolation

diélectrique des barres au stator, et l'accélération du vieillissement de l'isolation diélectrique localement sur l'enroulement du rotor (Léonard, 1991).

Le court-circuit entre spires au rotor produit une distribution de champ magnétique non uniforme et conduit à l'augmentation des forces radiales et tangentielles déséquilibrées. Des forces asymétriques appliquées au rotor peuvent provoquer des vibrations transversales et de torsion de l'arbre et des oscillations de puissance.

La plupart des travaux déjà publiés sur le court-circuit se concentrent sur les machines à induction (Naderi, 2016), (Li et Wang, 2013) et sur les turbo-alternateurs à gaz (Iamamura, Menach, Tounzi, Sadowski & Guillot, 2010), (Bacchus, Biet, Macaire, Tounzi & Menach, 2015), (Wan, Wang, Li & Wang, 2005), (Hao, Wu & Zhou, 2015), (Fišer, Lavrič, Bugeza & Makuc, 2013). Peu d'entre eux sont liés à des alternateurs hydroélectriques, notamment ceux de (Wallin & Lundin, 2013), (Tétreault, 2012), (Hao, Sun, Qiu & Wang, 2012). Dans l'article de (Wallin & Lundin, 2013), l'attraction magnétique déséquilibrée et le flux d'un alternateur hydroélectrique de 12 pôles de 75 kW en présence de courts-circuits sont étudiés numériquement et validés expérimentalement. L'attraction magnétique déséquilibrée est mesurée à l'aide de deux jauges de contrainte montées sur les barres fixant le stator dans le plan horizontal, tandis que le flux est mesuré à l'aide un capteur à effet Hall. Ce dernier a l'avantage de mesurer le flux radial de chaque pôle.

Dans l'article de Hao et al. (2012), les auteurs présentent une méthode numérique, basée sur la théorie multi-boucles (« multi-loop ») pour analyser le défaut de court-circuit. Cette méthode permet d'analyser les caractéristiques en régime permanent des courants de défaut du stator et du rotor. Les résultats expérimentaux ont confirmé la validité du modèle mathématique à l'état stationnaire proposé.

D'autres articles traitent des courts-circuits et la plupart d'entre eux montrent un grand intérêt pour les méthodes de détection. Parmi ces articles figure celui de Sasic, Stone, Stein et Stinson (2013), qui traite des moteurs synchrones à pôles saillants en se basant sur la surveillance du flux magnétique mesuré par un seul capteur inductif. Les auteurs étudient des alternateurs hydroélectriques, et concluent que cette méthode présente de bons résultats comparés à la

méthode du « pole-drop ». L'article de Yonggang, Jianwen et Wei (2008) traite des turbo-alternateurs en se basant sur le capteur de flux ; celui de Wood et Hindmarch (1986) analyse les courants du stator pour la surveillance en ligne ; celui de Haizhou, Kanjun, et Yong (2009) examine les turbo-alternateurs en se basant sur la vibration du rotor ; et celui de Campbell, Kapler, Sasic et G. C. Stone (2010) porte sur les alternateurs hydroélectriques tout en utilisant un capteur de flux magnétique avec conception améliorée de la sonde. La nouvelle sonde comprend un certain nombre de couches de circuits imprimés, configurées sur un matériau de base flexible ; montée sur la dent du noyau en acier plutôt que sur un coin, elle mesure directement le flux magnétique principal. Le très faible profil de la sonde permet son utilisation sur des alternateurs hydroélectriques ayant de petits entrefers. Ce nouveau système peut détecter la présence de courts-circuits entre spires sans qu'il soit nécessaire d'obtenir des mesures dans différentes conditions de charge.

Dans les travaux d'Urresty, Riba & Romeral (2012), les auteurs présentent une méthode basée sur les composantes homopolaires de tension utilisée pour détecter le défaut d'enroulement du stator dans le cas d'un moteur synchrone à aimants permanents. Les résultats expérimentaux et simulés d'un défaut de court-circuit entre spires du stator montrent que les harmoniques impairs non multiples de trois sont les harmoniques de la composante homolaire de tension les plus pertinents pour détecter ce défaut. Les auteurs Iamamura et al. (2010) ont étudié les courts-circuits dans les turbo-alternateurs à vide en utilisant des modèles en éléments finis. La méthode de détection consiste à soustraire deux inductions magnétiques mesurées sur deux pôles différents. Dans les travaux de Bacchus et al. (2015), les auteurs proposent une nouvelle procédure pour l'identification de ce défaut en se basant sur la même approche qu'Iamamura et al. (2010). Les résultats mesurés et simulés sont comparés afin de repérer les défauts par reconnaissance de formes. Ainsi, les caractéristiques du défaut sont choisies en fonction de la corrélation entre les caractéristiques et les disparités. Les auteurs Li & Wang (2013) ont étudié les courts-circuits d'un générateur d'induction à double alimentation en utilisant la méthode des éléments finis. L'étude montre que des composantes fractionnaires et même harmoniques de la densité de flux magnétique d'entrefer sont présentes et qu'elles augmentent également avec le degré du défaut. Dans les travaux de Cuevas, Romary, Lecointe, Morganti & Jacq (2017), une analyse couplée du champ magnétique émanant (radié) et des vibrations externes

de la carcasse d'une machine synchrone est proposée pour détecter les courts-circuits du rotor. Dans les travaux de Ramirez-Nino & Pascacio (2001), les auteurs présentent une méthode pour la détection du défaut par mesure de l'induction avec une sonde dans l'entrefer, à la vitesse nominale du rotor ; cette méthode permettrait également de repérer les enroulements en court-circuit et le nombre de spires court-circuitées. De plus, cette dernière technique présente une sensibilité et une fiabilité accrues grâce à l'application d'un processus statistique au signal fourni par le capteur de flux.

1.4 Calcul des fréquences naturelles de torsion d'origine électromagnétique

La plupart des travaux se concentrent sur l'effet de l'excentricité et sur les forces électromagnétiques radiales, mais négligent leurs effets sur les forces tangentielles. La présence de l'excentricité crée des forces tangentielles déséquilibrées qui produisent un couple parasite. Il est nécessaire d'étudier l'effet de l'excentricité et du couple parasite sur le fonctionnement de la machine ainsi que sur le réseau, afin d'éviter la résonance.

Maljković, Gašparac, Žarko & Magic (2005) montrent numériquement que la fréquence naturelle d'oscillation électromagnétique dépend des conditions d'exploitation de l'alternateur. À pleine puissance active et avec une puissance réactive faible ou négative, la fréquence propre des oscillations électromécaniques devient plus petite et très proche de la fréquence de rotation du rotor. De plus, en utilisant des mesures appliquées à un alternateur, les auteurs montrent que la fréquence naturelle diminue avec l'augmentation de l'angle de charge et de la puissance active. Afin de réduire les oscillations au rotor, ils proposent une régulation supplémentaire dans le circuit d'excitation. Ce moyen est considéré comme le plus réaliste, et probablement le seul susceptible d'atténuer les oscillations. Le régulateur numérique, qui remplace le régulateur analogique, doit recevoir des signaux supplémentaires qui peuvent aider à atténuer les oscillations électromécaniques en agissant sur le courant d'excitation.

Un autre article d'Arzola (2006) analyse les oscillations de puissance à pleine charge pour une machine hydraulique munie d'une turbine Francis. Dans le cas étudié, l'auteur montre que les

importantes variations de charge sont causées par un phénomène de résonance excité par la torche dans l'aspirateur de la turbine. Son étude se base sur des modèles analytiques.

La fréquence naturelle d'origine électromagnétique dépend de la charge de l'alternateur et de l'inertie totale du système tournant. Pour les machines étudiées, elle peut être de l'ordre de 1 à 2,5 Hz. Lors de la conception d'un alternateur hydroélectrique, il faut s'assurer que la fréquence d'oscillation magnétique ne coïncide pas avec la fréquence de rotation.

La fréquence des oscillations libres de la machine est donnée par l'expression suivante (Andersson, 2011) :

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{P_{syn} \cdot p^2}{\omega_c \cdot J}} \quad (1.20)$$

Où ω_c est la pulsation de la tension de réseau, J le moment d'inertie des parties en rotation de la machine, P_{syn} la puissance de synchronisation, et p le nombre de paires de pôles.

Cette fréquence dépend de la constante du temps mécanique et du coefficient de synchronisation du couple, c'est-à-dire qu'elle dépend de la puissance transférée au réseau.

Dans le cas où les amortissements sont pris en compte, alors la fréquence fondamentale d'oscillation et ses harmoniques sont donnés par les équations suivantes :

$$f_0 = \frac{1}{2\pi \sqrt{\frac{J}{M_{syn} \cdot p}}} \quad (1.21)$$

$$f_v = (v + 1)f_0 \quad (1.22)$$

Où M_{syn} est le couple de synchronisation, f_0 la fréquence naturelle d'oscillation libre du rotor et f_v est le $v^{ième}$ harmonique de l'oscillation forcée du rotor.

Les alternateurs des machines hydrauliques nécessitent une attention particulière, puisque la fréquence de rotation de ces machines est faible et peut être proche de la fréquence naturelle d'oscillation magnétique.

1.5 Comportement vibratoire de l'alternateur hydroélectrique

Les exploitants des alternateurs hydroélectriques portent un grand intérêt à l'étude des vibrations et des bruits que ces machines émettent, dans le but de les réduire ou de diagnostiquer d'éventuels défauts tels que des excentricités, des courts-circuits, etc. Ces vibrations sont d'origine mécanique ou électromagnétique. Les forces électromagnétiques constituent une importante source de bruits et de vibrations dans les alternateurs hydroélectriques. Ces vibrations peuvent être amplifiées sous certaines conditions de fonctionnement ou par des résonances. D'importantes vibrations peuvent détruire les enroulements, endommager l'arbre et même mener à une interruption de la production. Le calcul précis des fréquences naturelles et des modes de vibration des différentes structures de l'alternateur est d'une importance capitale afin d'éviter qu'ils ne coïncident avec les fréquences des excitations électromagnétiques ou mécaniques.

Durant les deux dernières décennies, diverses méthodes de calcul des fréquences naturelles du stator considéré comme un anneau ont été rapportées dans la littérature. Ces méthodes, basées sur une approche analytique, considèrent les tôles du stator comme un milieu homogène et isotrope. Cependant, ces méthodes n'ont pas été étendues aux différentes parties du rotor.

Une approche analytique basée sur la théorie tridimensionnelle de l'élasticité, développée dans Garvey (1989), incorpore les effets de la denture, de la séquence de bobinage et de la carcasse. Une expression simplifiée pour le calcul des fréquences et des modes de vibrations en a été tirée pour les machines à faible rapport entre la hauteur de la machine et son rayon. La même expression simplifiée peut être utilisée dans le cas des machines à rapport élevé, en supposant les vibrations uniformes sur sa hauteur. De plus, dans (Garvey, Penny, Friswell & Glew, 1997), les résultats indiquent qu'en général une structure laminée du stator est plus flexible qu'une structure massive. Il est démontré que cette flexibilité additionnelle a un impact considérable

sur la réponse à certains modes de la machine. Dans (Zhangjun, Pillay, Omekanda, Chen, & Cetinkaya, 2003), les auteurs étudient l'effet des propriétés du matériau, comme le module de Young, sur le moteur à réluctance commutée afin de déterminer ses vibrations. (Mechmeche, Hecquet, Tounzi, Gillon & Fritz, 2014) utilisent une approche multi-physique rapide et précise pour prédire le bruit acoustique du moteur à réluctance commutée.

D'un autre côté, l'analyse des vibrations forcées nécessite le calcul des forces d'excitation électromagnétiques. Ces dernières se manifestent dans l'entrefer de l'alternateur, convertissant l'énergie mécanique en énergie électrique à travers l'induction magnétique. Une méthode basée sur la modélisation d'une machine synchrone par éléments finis est développée dans Benbouzid, Reyne, Derou & Foggia (1993) et dans Wei, Pillay & Zhangjun (2002) afin d'étudier son comportement du point de vue vibratoire. Les auteurs déduisent les modes et les fréquences des forces électromagnétiques et les comparent aux fréquences naturelles et aux modes de la structure du stator. Différents cas sont étudiés pour déterminer l'influence de la denture, de la séquence de bobinage et des encoches sur les fréquences naturelles du stator. Des méthodes numériques ont aussi été développées durant la dernière décennie, notamment dans les publications de Garvey et al., (1997) et de Long, Zhu & Howe (2001), elles montrent que les forces tangentielles peuvent contribuer considérablement aux vibrations des machines de grande puissance.

1.6 Résumé

Ce chapitre a fait état des aspects théoriques de l'origine des forces excitatrices des rotors d'alternateurs, de l'expression du flux magnétique dans l'entrefer en tenant compte des différentes excitations, de l'expression des efforts électromagnétiques résultants et, enfin, du calcul des fréquences naturelles de torsion d'origine électromagnétique. Le flux magnétique influe la perméance de l'entrefer, dont la forme de la face polaire, les encoches et les barres d'amortisseur, qui déterminent les modes et les fréquences d'excitation de la machine. D'autres facteurs, comme l'excentricité et les défauts de la forme du stator et du rotor, rendent la distribution de la force électromagnétique non uniforme. Ce chapitre a ensuite présenté une revue de la littérature concernant le calcul des forces électromagnétiques, la modélisation

numérique et analytique, les défauts du rotor des alternateurs hydroélectriques, notamment les excentricités, les défauts de court-circuit entre spires et leurs conséquences sur le fonctionnement de la machine.

Les excentricités, les défauts de forme de la circonférence du stator et du rotor, ainsi que les courts-circuits au rotor ont une grande influence sur la dynamique de la ligne d'arbre et peuvent causer des problèmes de vibrations, des bruits, etc. Il est donc nécessaire de déterminer les fréquences propres et forcées du système et les déformations modales associées, de même que leur impact sur les différentes parties de la structure de l'alternateur, d'où l'importance de calculer les forces électromagnétiques en présence de ces défauts.

CHAPITRE 2

MODÉLISATION PAR ÉLÉMENTS FINIS DES ALTERNATEURS HYDROÉLECTRIQUES

Ce chapitre présente la modélisation de deux alternateurs par éléments finis en deux dimensions. Ensuite, le modèle est validé à l'aide de mesures expérimentales de l'induction magnétique radiale. Les forces électromagnétiques radiales obtenues par simulation et celles calculées à partir des mesures sont comparées entre elles. Enfin, le modèle par éléments finis en trois dimensions est présenté.

L'étude des machines électriques nécessite l'utilisation de modèles mathématiques qui se basent sur les grandeurs du circuit équivalent. Lorsque ces paramètres ne sont pas bien déterminés, particulièrement en présence d'une excentricité qui a pour conséquence une variation de l'entrefer selon la position, on utilise la méthode des éléments finis, qui nécessite l'accès aux données de la machine et aux plans de construction. Bien que la technique basée sur la simulation numérique permette d'obtenir un modèle plus précis et d'analyser les cas d'excentricité ou d'ellipticité, son application est très complexe et allonge considérablement le temps de calcul.

Les simulations numériques sont basées sur la conception interne (forme géométrique) de la machine, ce qui permet d'obtenir toutes ses caractéristiques sous différents modes de fonctionnement en résolvant les équations aux dérivées partielles non linéaires par éléments finis.

Cette approche, qui constitue un outil d'étude fiable, a été utilisée pour le calcul des forces électromagnétiques radiales et tangentielles, dans le cas de la machine modélisée selon la conception et dans le cas des excentricités statique ou dynamique, de l'entrefer réel et de courts-circuits entre spires au rotor.

Dans la présente thèse, la modélisation des alternateurs hydroélectriques par éléments finis est basée sur des études antérieures. Plusieurs thèses et rapports ont porté sur l'étude, le développement, la simulation et la validation des modèles numériques des alternateurs hydroélectriques par éléments finis à l'Institut de recherche d'Hydro-Québec.

Dans cette étude, deux alternateurs sont modélisés : l'alternateur du groupe 7 de la centrale La Grande 1 (LG1) et l'alternateur du groupe 32 de la centrale de Beauharnois (BH-32). L'équipe de recherche s'intéressait initialement au groupe 7 de LG1, mais des problèmes de vibrations importantes du groupe 32 de Beauharnois ayant causé un arrêt non-planifié du groupe et initié des campagnes de mesures expérimentales ont justifié la poursuite des études numériques sur cette seconde machine. Les informations sur les alternateurs BH-32 et LG1 sont illustrées plus loin.

2.1 Modèle par éléments finis des alternateurs de Beauharnois (BH-32) et de La Grande (LG1)

Des simulations électromagnétiques transitoires par éléments finis de l'alternateur hydraulique, réalisées avec le logiciel ANSYS Electromagnetics, ont été utilisées pour le calcul des forces électromagnétiques, du couple et d'autres variables comme les courants du stator et les courants des barres d'amortisseur, afin d'étudier leurs comportements en présence de défauts comme l'excentricité et les courts-circuits entre spires au rotor et de repérer les changements dans leurs spectres.

Les alternateurs des centrales hydrauliques d'Hydro-Québec sont de grandes machines synchrones à pôles saillants caractérisées par un grand diamètre – de l'ordre de 10 mètres – et un petit entrefer – de l'ordre de 10 à 25 millimètres. Les rotors sont formés d'un grand nombre de pôles et les stators d'un grand nombre d'encoches. La figure 2.1 donne une idée de la dimension d'un alternateur hydroélectrique d'Hydro-Québec : on voit que le stator est déjà fixé à sa place, tandis que le rotor est en train d'être installé. Les caractéristiques des deux alternateurs étudiés sont énumérées dans le tableau 2.1.

En premier lieu, à partir des données de la machine et des plans de construction, il faut recueillir les paramètres de l'alternateur qui contribuent à la création du champ magnétique, dont la forme géométrique du rotor et du stator, les enroulements du stator et du rotor, les pôles et les encoches, l'isolation, les canaux de ventilation, les barres d'amortisseur, etc., afin de créer le modèle géométrique le plus réaliste possible. Sachant que les géométries peuvent changer avec

le mode de fonctionnement et le temps, il y a lieu de vérifier les dimensions par des mesures expérimentales lorsque nécessaire.



Figure 2.1 Alternateur hydroélectrique
Source : Hydro-Québec

Tableau 2.1 Caractéristiques électriques des alternateurs BH-32 et LG1

	BH-32	LG1
Puissance apparente nominale (MVA)	74	120
Tension nominale (kV)	13,8	13,8
Facteur de puissance	0,85	0,96
Vitesse de rotation (RPM)	94,7	85,7
Nombre de paires de pôles	38	42
Fréquence (Hz)	60	60
Nombre d'encoches	396	540
Circuits parallèles au stator	4	2

La deuxième étape de la modélisation consiste à présenter les données et les caractéristiques reliées à la machine sur ANSYS RMxprt, un module pour la conception et l'optimisation des machines électriques tournantes qui fournit des résultats analytiques en vue de la création du modèle transitoire par éléments finis.

La définition des paramètres de l'alternateur qui ont servi à construire les géométries provient d'un rapport de simulations numériques multi-disciplines (Hudon, 2010).

Le stator est constitué d'un empilage imbriqué de plusieurs segments de tôles magnétiques isolées et serrées dont la forme dessine un nombre élevé d'encoches. Le tableau 2.2 présente les principales dimensions du stator des alternateurs BH-32 et LG1.

Tableau 2.2 Dimensions du stator des alternateurs BH-32 et LG1

	BH-32	LG1
Diamètre extérieur (mm)	9 670,0	13 030,2
Diamètre intérieur (mm)	9 105,6	12 446
Longueur (mm)	1 446,2	1 219,2
Coefficient de foisonnement	0,96	0,96
Type de tôle du stator	M15	M4707L
Nombre d'encoches	396	540
Nombre de segments en circonférence	33	45

Le bobinage stator est un bobinage à pas imbriqués (« *double layer lap winding* »), c'est-à-dire que dans chaque encoche se trouvent deux barres conductrices, la barre d'entrefer et la barre de fond, pour former trois phases du circuit électrique du stator. Pour l'alternateur LG1, chaque phase est constituée de deux circuits en parallèle reliés suivant la séquence de bobinage donnée par le constructeur, tandis que l'alternateur BH-32 est constitué de quatre circuits.

Le bobinage des alternateurs hydroélectriques comporte généralement un nombre fractionnaire d'encoches par pôle et par phase. Il est décrit par la plus courte séquence qui se répète. Les séquences de bobinage de BH-32 et de LG1 comptent respectivement :

19 termes pour BH-32 : 1 2 2 2 1 2 2 2 1 2 2 2 1 2 2 2 1 2 2

7 termes pour LG1 : 3 2 2 2 2 2 2

Ces nombres représentent le nombre d'encoches successives occupées par la même phase. Ce nombre est répété 4 fois dans le cas de BH-32 et 12 fois dans le cas de LG1. Le nombre indique combien de fois la phase est répétée tout en alternant les phases (+A –C +B –A +C –B). La deuxième couche du bobinage contient les retours des spires de la première couche. Cependant, ANSYS RMxprt produit automatiquement une séquence de bobinage. Il faut donc s'assurer que la séquence par défaut est bien celle donnée par le manufacturier.

La barre conductrice est formée de 40 brins. Les dimensions des encoches du stator et des canaux de ventilation sont saisies dans le logiciel. Les encoches du stator jouent un rôle dans l'efficacité, le courant de magnétisation et le facteur de puissance.

Les principales caractéristiques géométriques des rotors de BH-32 et de LG1 sont présentées au Tableau 2.3.

Tableau 2.3 Caractéristiques géométriques des rotors de BH-32 et de LG1

	BH-32	LG1
Diamètre extérieur (mm)	9081	12 402,3
Diamètre intérieur (mm)	8509	10 839,5
Longueur (mm)	1447,8	1244,6
Type d'acier	M5114	M7301A7
Coefficient de foisonnement	0,96	0,96

La distribution de l'induction magnétique est conditionnée par la forme de la face polaire afin de se rapprocher d'une forme sinusoïdale, en plus de contenir le moins d'harmoniques du champ possible, donc de minimiser les pertes fer du stator. Afin d'obtenir la distribution de l'induction magnétique, il est très important d'introduire les dimensions précises de la face polaire, de l'isolement du rotor et des paramètres de l'enroulement du rotor.

2.1.1 Circuits externes

Afin de réduire le temps de convergence des simulations électromagnétiques transitoires, un mode de simulation avec un courant de charge imposé aux bornes de l'alternateur est utilisé.

Ce mode consiste à représenter la charge de l'alternateur par des impédances équivalentes en série connectées au modèle numérique 2D par un circuit externe.

Les modèles électromagnétiques 2D des alternateurs peuvent donner des résultats précis lorsque la hauteur de la machine est de beaucoup supérieure à son diamètre, ce qui n'est pas le cas des alternateurs hydroélectriques. Par exemple, pour l'alternateur de la centrale LG1, le rapport de la hauteur sur le diamètre est de 1/6. Pour tenir compte de l'effet 3D des têtes de bobines, ces dernières sont représentées par des impédances équivalentes et connectées à l'aide d'un circuit externe créé dans le module « Circuit Editor » du logiciel Ansys Electromagnetics. Ce circuit externe est importé au modèle numérique 2D. Les pertes dans les têtes de bobines et les courants induits dans les extrémités des tôles sont approximées dans le logiciel Ansys Electromagnetics (Rmxprt) par un calcul analytique, représenté par une impédance (Z_{end}), qui est utilisée dans le circuit externe.

Les circuits externes sont également utilisés pour imposer une charge à la machine en utilisant les résistances de phase et les inductances équivalentes. La charge équivalente par phase est calculée à partir de la puissance de sortie, de la tension et du facteur de puissance.

La figure 2.2 donne le diagramme du circuit externe utilisé pour la simulation en mode courant ou charge imposée ; Z_c (R_c et L_c) et Z_{end} (R_{end} et L_{end}) représentent respectivement l'impédance de la charge équivalente et l'impédance équivalente des têtes de bobine.

Les barres d'amortisseur sont réparties uniformément dans chaque pôle dans le cas de LG1. Le modèle numérique 2D ne tient pas compte des connexions des barres d'amortisseur à chaque bout de la machine. Pour tenir compte de ces connexions, un circuit externe est créé dans Circuit Editor du logiciel ANSYS Electromagnetics et il est couplé avec les solutions électromagnétiques transitoires, comme le montre la figure 2.3. Les barres d'amortisseur ne sont pas connectées d'un pôle à l'autre ; autrement dit, elles ne forment pas une cage complète. Cela est représenté par l'insertion d'une résistance presque infinie entre les barres d'amortisseur adjacentes à chaque pôle. Pour l'alternateur LG1, le rotor est formé de 84 pôles, chaque pôle étant formé de six barres d'amortisseur.



Figure 2.2 Circuit externe de la charge couplé au stator



Figure 2.3 Circuit de connexion des barres d'amortisseur de LG1

2.1.2 Maillage

Le maillage est la décomposition des surfaces continues d'un modèle en petits éléments discrets. Sa génération représente une étape complexe qui a un grand impact sur la durée des calculs et la qualité des résultats. Il faut bien choisir le maillage de chaque partie de la machine, pour une bonne distribution du flux magnétique. Par conséquent, un maillage plus raffiné est

conseillé dans l'entrefer et aux limites du stator et du rotor du côté de l'entrefer. Dans notre simulation, le maillage de l'alternateur LG1 comprend 448 757 éléments.

Le logiciel utilisé pour cette étude, ANSYS Electromagnetics, possède un module TAU 2D qui permet la génération d'un maillage initial uniforme entièrement automatisée et de haute qualité. La qualité du maillage, la sensibilité et la précision sont évaluées par raffinement du maillage jusqu'à ce qu'un résultat optimal soit atteint. Cela signifie que la densité du champ magnétique ne change presque plus avec chaque raffinement. En augmentant encore la densité du maillage, la densité du champ magnétique ne changerait plus de façon significative, mais le temps de calcul et la mémoire requis pour la résolution des équations augmenterait rapidement.

Trois maillages ont été générés pour l'alternateur BH-32, contenant respectivement 2 millions, 1,2 million et 3, 647 milliers d'éléments. En comparant les résultats de l'induction magnétique obtenus pour les trois cas, on choisit d'utiliser le maillage à 1,2 million d'éléments pour le reste des simulations. Celui-ci est illustré à la figure 2.4. La figure 2.5 montre de façon beaucoup plus détaillée le maillage de quelques pôles. Le maillage est raffiné à l'intérieur et autour de l'entrefer.

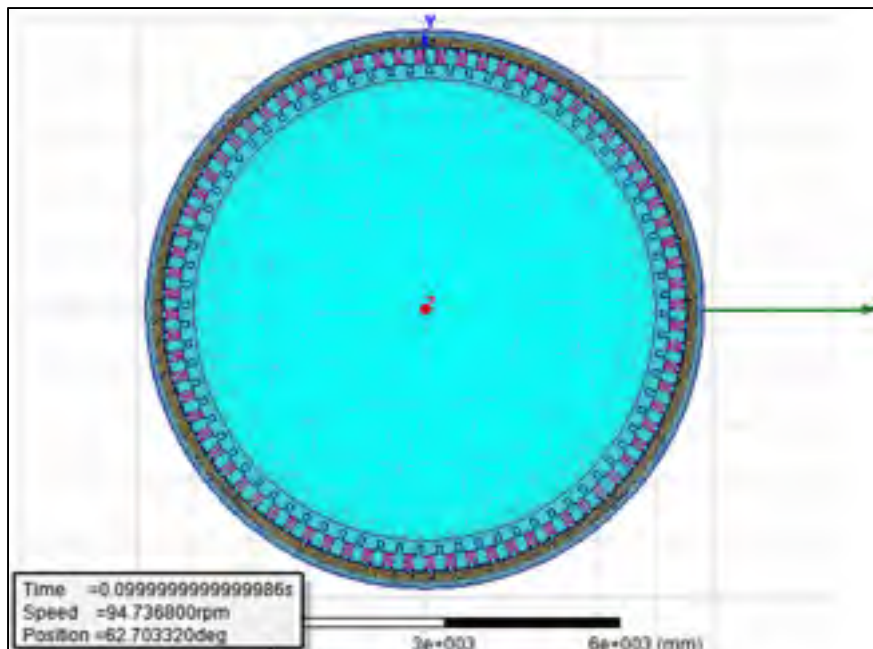


Figure 2.4 Maillage non structuré de l'alternateur BH-32

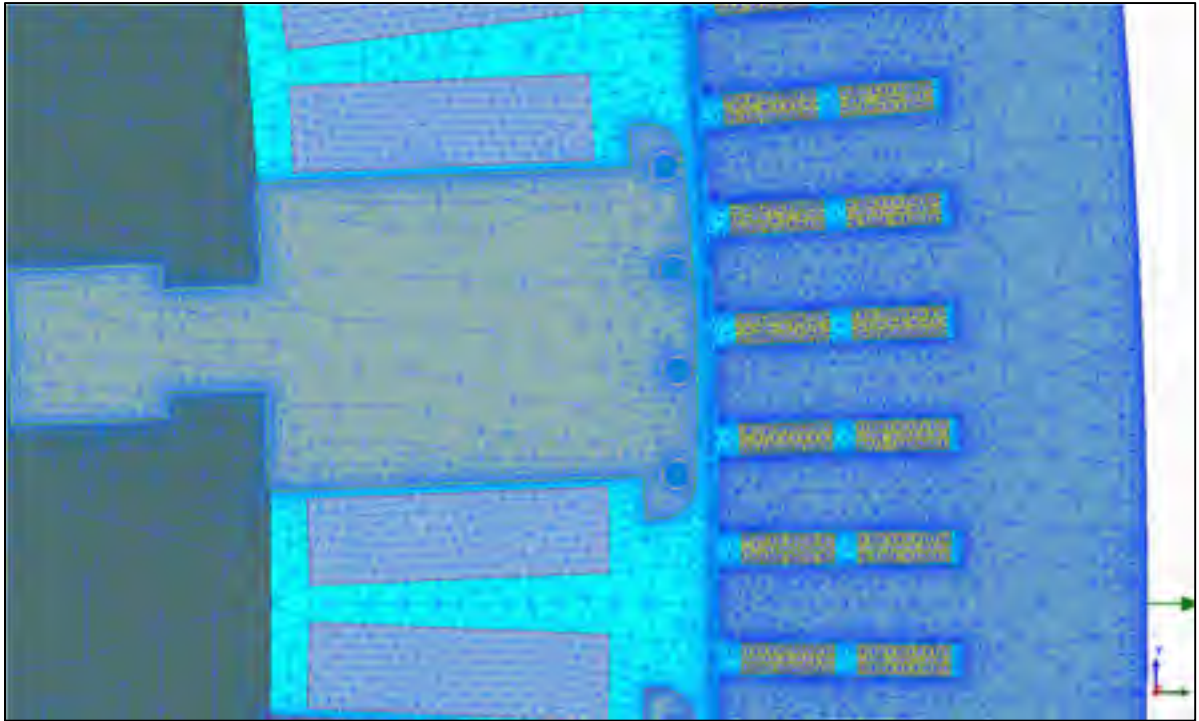


Figure 2.5 Détails du maillage non structuré de l'alternateur BH-32

2.1.3 Pas de temps

Dans une simulation, le pas de temps représente l'intervalle de temps entre chaque calcul d'échantillon (fréquence d'échantillonnage). On peut calculer le pas de temps adéquat à l'aide de la relation suivante (Aguilar, 2014) :

$$\Delta T = \frac{f}{N_{encoche} \cdot \Omega \cdot N_{échantillons}} \quad (2.1)$$

Soit : Ω la vitesse de rotation de la machine, en tours par minute
 f la fréquence du réseau (60 Hz)
 $N_{échantillons}$ le nombre d'échantillons désiré par pas dentaire
 $N_{encoche}$ le nombre d'encoches du stator

D'après la formule, le pas de temps dépend du pas dentaire, du rayon d'alésage du stator, de la vitesse de rotation de la machine et du nombre d'échantillons désirés par pas dentaire.

Pour BH-32, la valeur du pas de temps choisi pour effectuer la simulation électromagnétique est de 0.16 milliseconde et le temps de simulation total correspond à une révolution (0.6333 seconde) après que le régime permanent ait été atteint. Pour LG1, le pas de temps est de 0.1 milliseconde et le temps total de simulation est de 0.7 seconde après que le régime permanent ait été atteint. Ces pas de temps sont sélectionnés en tenant compte du nombre d'éléments dans la bande et de la fréquence de passage des encoches. Le pas de temps et la taille du maillage sont choisis comme solution de compromis pour obtenir un bon résultat, minimiser les erreurs et réduire le temps de simulation. Ce pas de temps permet de calculer l'ensemble de fréquences présentes dans le calcul des forces électromagnétiques par la suite.

2.1.4 Hypothèses simplificatrices

Au cours de cette étude, toutes les simulations sont réalisées en deux dimensions. La symétrie de la forme géométrique de la machine, ainsi que la symétrie du champ magnétique sur la hauteur du rotor, sont présumées. La symétrie des champs magnétiques par rapport à l'axe du rotor est causée par les courants qui sont parallèles à l'axe du rotor ; le champ magnétique créé est donc considéré comme constant selon l'axe de l'alternateur. Le modèle 2D de la machine sur une section radiale est généré par le logiciel Maxwell, où l'on suppose les mêmes propriétés électromagnétiques sur toute la hauteur de l'empilage stator. La densité de flux magnétique dans la direction de l'axe z est posée égale à zéro. Par conséquent, le courant inducteur circule dans la direction de l'axe z , perpendiculairement au plan (x, y) . Les calculs ont été effectués dans le plan (x, y) . Ceci réduit considérablement le temps de calcul.

Les conditions aux limites sont prises par défaut dans le logiciel ANSYS Electromagnetics. La condition de Dirichlet est appliquée à la frontière du modèle qui est la surface externe de la couronne du stator ; c'est pourquoi les fuites du champ magnétique qui sortent de la couronne ne sont pas prises en considération. Comme la carcasse est une cage d'air, elle n'est pas incluse dans le modèle. Le vecteur potentiel A (A_z) est forcé à zéro sur les conditions limites. Cela est équivalent à dire que la normale de l'induction magnétique est égale à zéro sur la frontière. Les frontières, nommées « maître » et « esclave », sont appliquées à la modélisation d'une section

de la machine sans défaut lorsqu'il y a une symétrie où le champ magnétique dans la frontière maître est dupliqué à la frontière esclave.

Il faut tenir compte en 2D de la hauteur effective du modèle, puisque le stator et le rotor n'ont pas la même hauteur. Celle-ci est calculée à partir de la longueur du noyau du stator et du rotor, des conduits d'air et des espaces de blocs, comme indiqué ci-dessous :

$$L_m = \min(L_R - L_S) - n_v b_v k_{bv} \quad (2.2)$$

Où L_R et L_S sont respectivement les longueurs du rotor et du stator, n_v est le nombre de conduits radiaux alignés, b_v est la largeur du conduit et k_{bv} est le coefficient de largeur de perte de conduit (« *duct loss width coefficient* ») basé sur le flux d'entrefer.

En général, les alternateurs hydroélectriques sont des machines fractionnelles. Cela veut dire qu'elles présentent une symétrie magnétique. Dans le cas de la machine sans défaut, la symétrie du champ électromagnétique se répète après 7 pôles pour l'alternateur LG1. Le nombre 7 se calcule à partir du dénominateur de la fraction de nombre d'encoches par pôle et par phase, qui est dans ce cas équivalent à $2+1/7$. Il faut vérifier que la symétrie du champ magnétique correspond à la symétrie de la séquence de bobinage. Cette symétrie permet de réduire le temps de calcul. En ce qui concerne l'alternateur BH-32, la symétrie magnétique se répète tous les 19 pôles, ce qui équivaut au quart de la machine.

Les simulations numériques prennent en considération l'effet non-linéaire des matériaux ferromagnétiques. Cette caractéristique des matériaux est très importante pour calculer les champs magnétiques (B). La courbe est obtenue par essais Epstein ; c'est une mesure expérimentale effectuée sur un échantillon du matériau.

Les matériaux utilisés pour le stator et le rotor sont des matériaux ferromagnétiques doux ayant une excellente perméabilité. L'acier en tôles feuilletées de type M15, d'une épaisseur de 0,5 mm est utilisé dans la conception du noyau magnétique du stator de l'alternateur BH-32. La courbe d'aimantation B-H, mesurée à l'aide des essais Epstein, est illustrée à la figure 2.6.

Chaque norme des matériaux magnétiques a sa propre nomenclature. Par exemple, dans la nomenclature M15 de l'ancienne norme AISI, 15 représente la perte maximale dans le noyau en W/lb à 1,5 T et 60 Hz : cela donne 1,5 W/lb (AISI apud Znidarich, 2008b). Dans la nomenclature 47F145 de la norme ASTM A677-05, 47 représente l'épaisseur du matériau (0,47 mm), F désigne un matériau à grains non orientés et 145 représente la perte maximale dans le noyau en W/lb à 1,5 T et 60 Hz, ce qui donne 1,45 W/lb (ASTM A677-05 apud Znidarich, 2008b).

Le matériau M5114 est utilisé pour le rotor de l'alternateur BH-32. C'est un acier en tôles feuilletées d'une épaisseur de 1,8 mm (aussi nommé 47F145 et très proche de M250-50A). Sa courbe caractéristique, mesurée à l'aide des essais Epstein, est représentée à la figure 2.7.

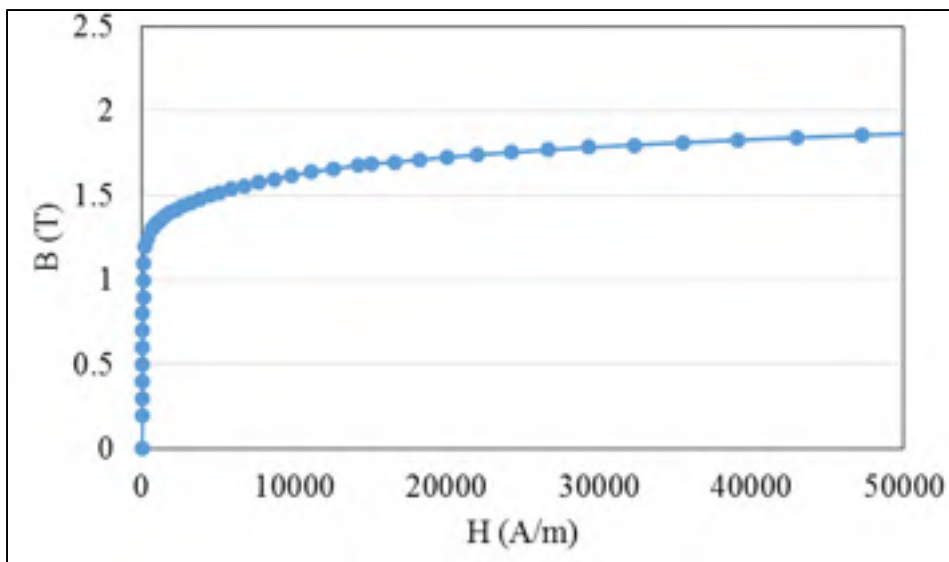


Figure 2.6 Courbe de magnétisation du matériau magnétique M15

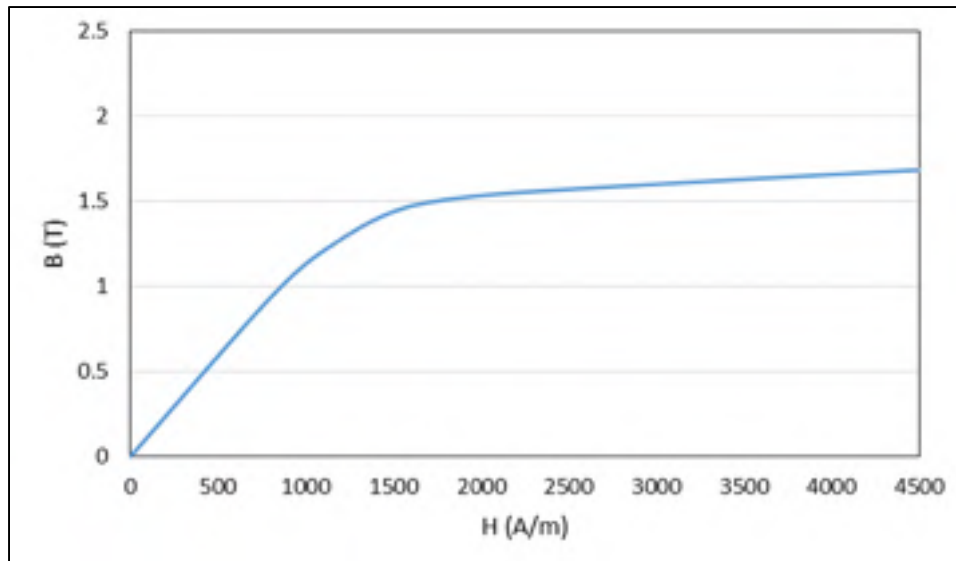


Figure 2.7 Courbe de magnétisation du matériau magnétique du rotor M5114

La résolution des équations du logiciel Maxwell se fait en formulation magnétodynamique en potentiel vecteur-scalaire A-φ.

Le potentiel du vecteur magnétique bidimensionnel s'exprime en termes de potentiel vecteur magnétique $\vec{A}$ et de densité de courant $\vec{J}_s$ dans les enroulements de l'induit et de l'inducteur de l'alternateur par l'équation suivante :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\vartheta \frac{\delta}{\delta x} \vec{A} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\vartheta \frac{\delta}{\delta y} \vec{A} \right) = -\vec{J}_s \quad (2.3)$$

où ϑ est la réluctance du matériau.

Le logiciel Maxwell utilise la méthode de Newton-Raphson pour résoudre de façon itérative le problème non-linéaire.

Le traitement des résultats permet d'obtenir les tensions induites et les courants des bobinages du stator, les courants des barres d'amortisseur, le couple, et des résultats avancés comme la distribution de l'induction et des lignes de flux magnétiques, ainsi que les forces

électromagnétiques radiales et tangentielles. Le modèle 2D de LG1 généré par ANSYS Electromagnetics est illustré à la figure 2.8.

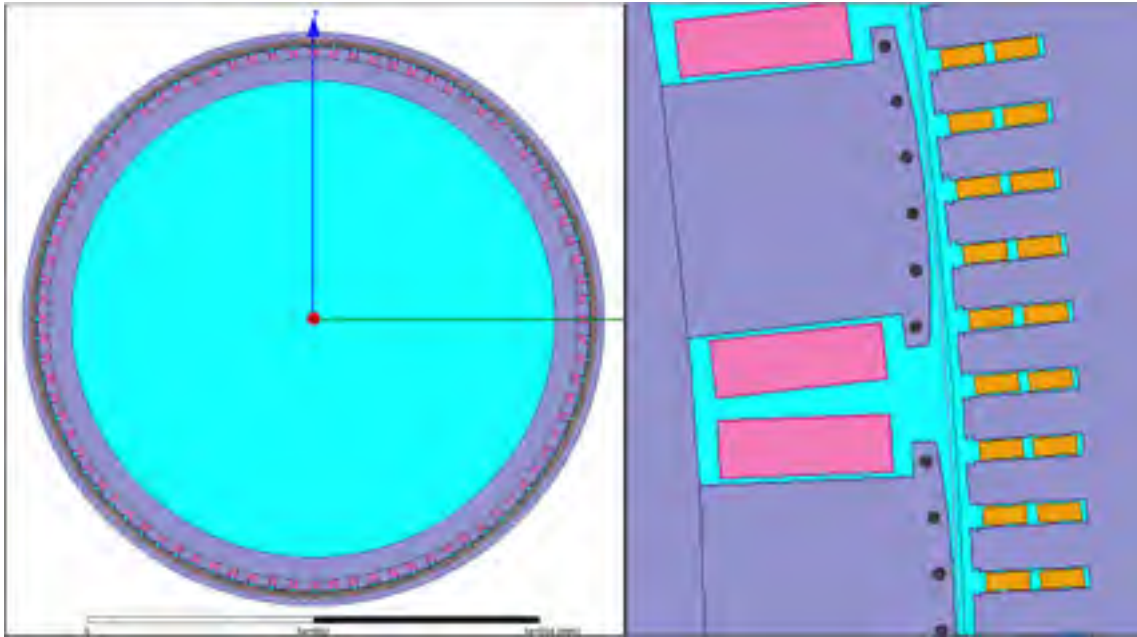


Figure 2.8 Forme géométrique complète de l'alternateur LG1 (à gauche) et détails sur deux pôles (à droite)

2.2 Simulation électromagnétique de l'alternateur avec l'entrefer de conception et validation du modèle

Plusieurs simulations électromagnétiques transitoires sont effectuées en mode courant imposé pour l'alternateur BH-32. Les points d'opérations à 60, 85 et 100 % de la charge nominale, ainsi qu'à vide, sont simulés avec l'entrefer théorique de la machine donné à la conception, soit 12,7 mm. La section qui suit fait état de la validation du modèle et de résultats tels que la distribution de la densité de flux et les efforts électrodynamiques.

2.2.1 Résultats de la tension, des courants du stator, et du couple électromagnétique

La première étape de la validation de ce modèle numérique par éléments finis consiste à observer et à comparer les tensions et les courants des phases du stator. La figure 2.9 (a) montre

la tension des trois phases du stator. La valeur efficace est de 11,74 kV, ce qui correspond à une différence de 4 % (1,041 9 p.u.) par rapport à la valeur nominale de la tension de l'alternateur.

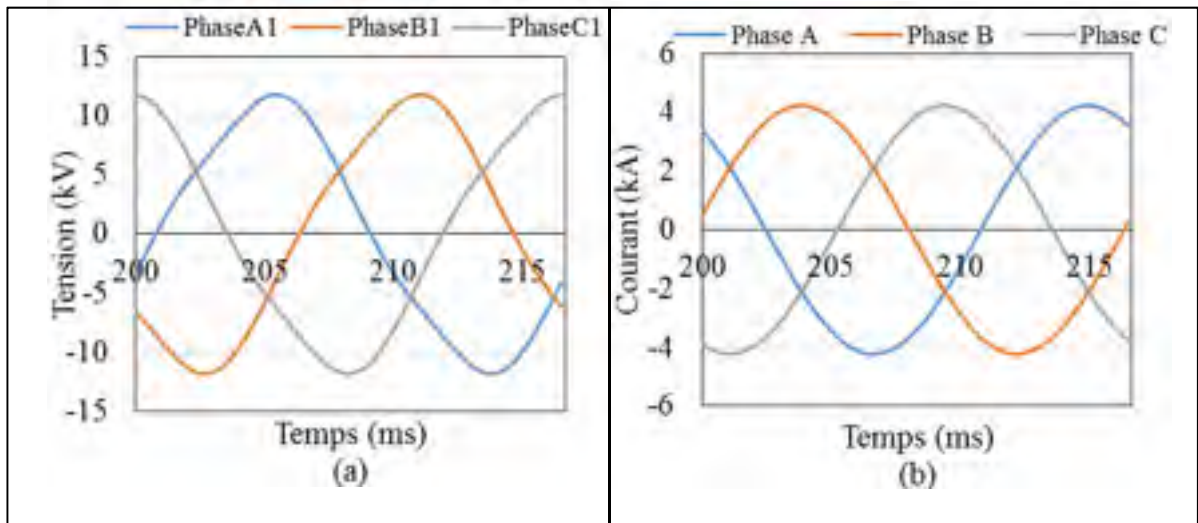


Figure 2.9 (a) Tension des trois phases A, B et C du stator (85 % de la charge), BH-32 ;
(b) Courants du stator des trois phases A, B, et C (85 % de la charge), BH-32

L'alternateur BH-32 est conçu avec quatre circuits en parallèle pour le bobinage du stator. La figure 2.9 (b) montre les courants du stator des trois phases A, B et C (à 85 % de la charge). La phase A, dans cette figure, est la somme des quatre courants des quatre circuits parallèles de cette phase. La valeur efficace des courants de phase est de 2988 A, ce qui correspond à une différence de 6 % (0,955 p.u.) par rapport à la valeur nominale du courant (3127 A) de l'alternateur.

Le couple électromagnétique pour une période électrique est représenté dans la figure 2.10. Le couple présente une oscillation à une fréquence de 360 Hz. Le couple calculé est égal à 6,4 MN·m d'après la formule théorique :

$$C_{em} = \frac{P \cdot 60}{2\pi \cdot RPM} \quad (2.4)$$

où P est la puissance active, et RPM est la vitesse de rotation (en tours par minute). Cela donne une déviation de 4,65 % entre la valeur numérique et la valeur théorique.

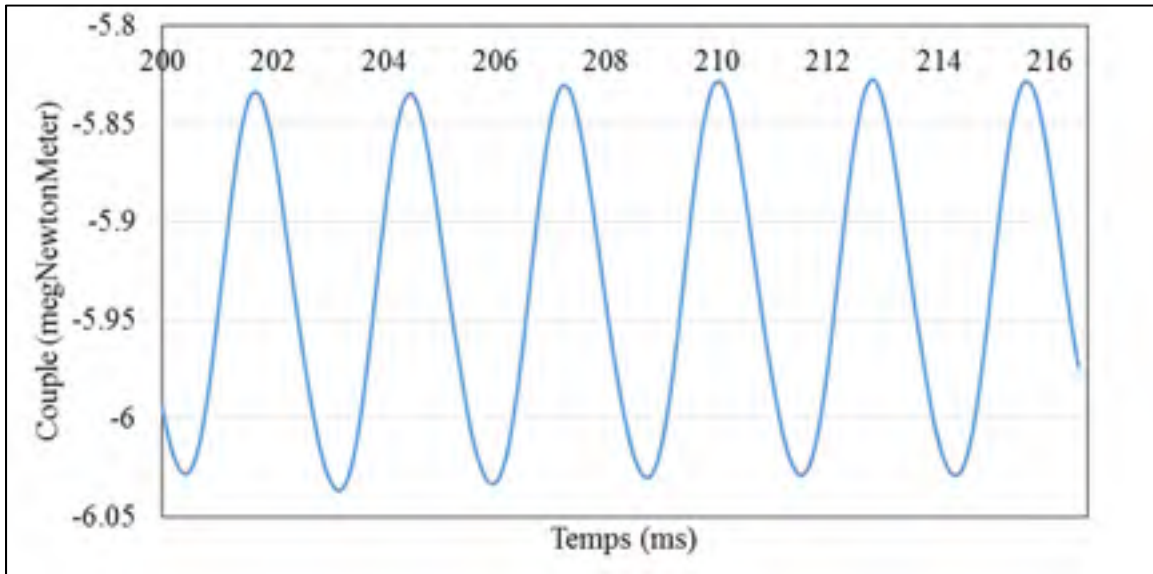


Figure 2.10 Couple électromagnétique, 85 % de la charge, BH-32

2.2.2 Calcul et mesure des flux magnétiques

La deuxième étape consiste à valider l'induction magnétique radiale. Les flux magnétiques calculés dans l'entrefer sont comparés à ceux mesurés à l'aide des capteurs installés dans l'entrefer. Les simulations numériques donnent la distribution temporelle de l'induction magnétique B . Il est alors possible de la comparer avec l'induction mesurée obtenue par intégration de la tension induite dans le capteur, ou bien de recréer la tension induite correspondante pour les résultats de simulation afin de la comparer à celle donnée directement par le capteur. Comme il y a possibilité de perdre certaines informations pendant la phase d'intégration de la tension induite dans le capteur du fait que l'intégrale numérique peut agir comme un filtre, les deux approches doivent normalement être adoptées. En d'autres termes, il est nécessaire d'effectuer une comparaison avec les résultats de simulation numérique avant et après l'intégration du signal mesuré par le capteur de flux.

La figure 2.11 montre la distribution des lignes de flux ainsi que l'induction magnétique obtenue par simulation électromagnétique transitoire pour une condition de fonctionnement de la machine à 85 % de la charge nominale. On peut observer sur cette figure que l'induction magnétique est plus importante dans les deux extrémités de chaque pôle, où elle atteint presque 1,8 Tesla.

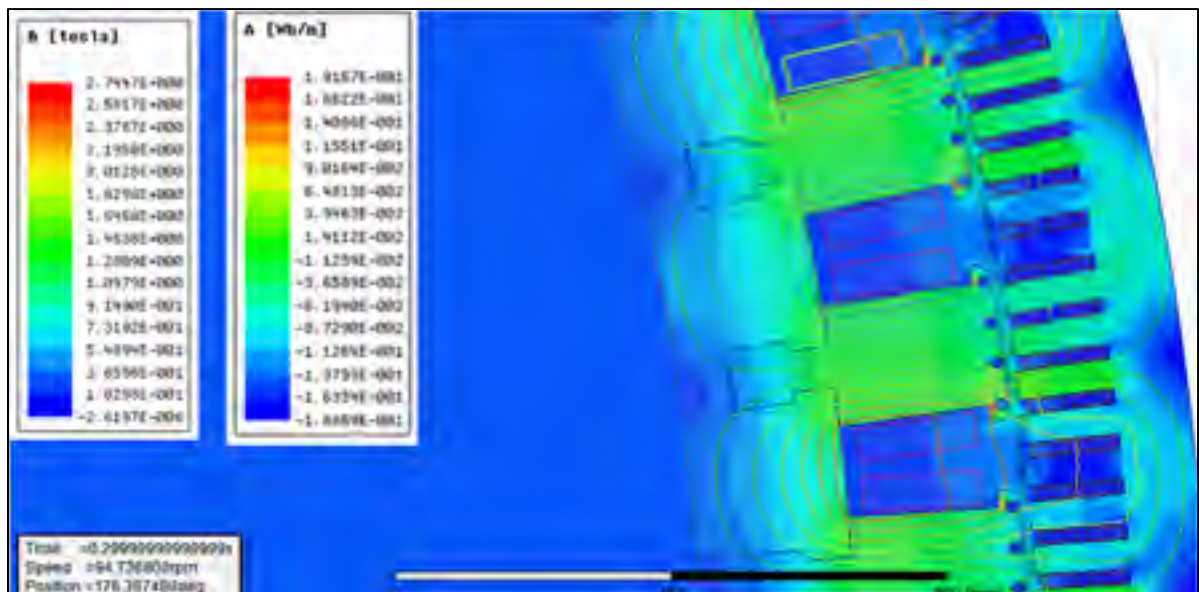


Figure 2.11 Induction magnétique et ligne de flux à 85 % de la charge, BH-32

La figure 2.12 illustre la distribution spatiale de l'induction magnétique radiale dans l'entrefer obtenue par simulation pour une condition de fonctionnement de la machine à 60 % de la charge nominale. La valeur efficace de l'induction radiale dans l'entrefer ne dépasse pas 0,75 Tesla. L'influence des encoches et des barres d'amortisseur sur la distribution de l'induction magnétique dans l'entrefer se traduit par une ondulation d'une amplitude de l'ordre de 0,45 Tesla.

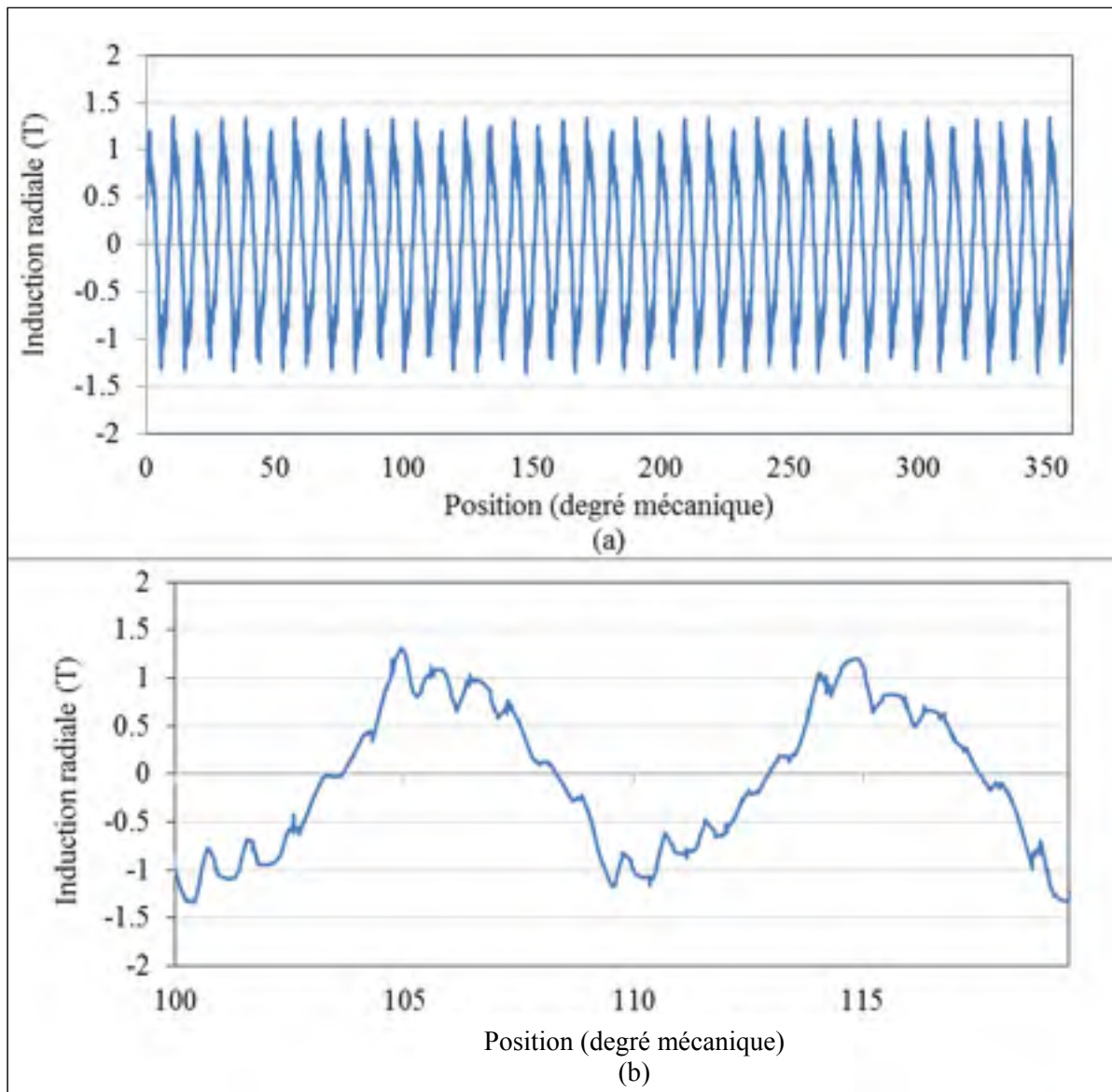


Figure 2.12 Distribution spatiale de l'induction magnétique radiale dans l'entrefer à un instant donné, à 60 % de la charge nominale, BH-32 (a) tout l'entrefer (b) Zoom entre 100° et 120°

2.2.3 Mesure de l'induction radiale

Deux capteurs de flux ont été installés à des endroits diamétralement opposés à 180° sur la face intérieure du stator. Le capteur installé est constitué d'une bobine circulaire composée de 10 tours, dont le diamètre est de 25,4 mm et la surface effective de 506,7 mm². La figure 2.13 illustre l'installation de ce capteur dans l'entrefer d'un alternateur hydroélectrique.



Figure 2.13 Capteur de flux circulaire installé dans l'entrefer

Le principe est basé sur la mesure de la variation du flux magnétique dans l'entrefer pendant le fonctionnement à vide ou en charge. Cette variation du flux induit une tension $e(t)$ aux bornes de la bobine qui peut s'exprimer par l'équation suivante :

$$e(t) = -d\phi/dt \quad (2.5)$$

L'induction magnétique B , qui résulte de l'intégration de la tension mesurée aux bornes de la bobine, est obtenue à l'aide de l'équation de base suivante :

$$B(t) = -\frac{1}{N \cdot A} \int e(t)dt - C \quad (2.6)$$

La constante C est la moyenne du signal $\frac{1}{N \cdot A} \int e(t)dt$ afin de centrer le signal, et $N \cdot A$ correspond au nombre de tours de bobinage (N) multiplié par la surface effective du capteur (A).

2.2.3.1 Mesure de l'induction radiale à BH-32 à différentes charges

À partir des deux sondes installées sur la circonférence du stator de l'alternateur BH-32, une à 3 h (désignée capteur C1) et l'autre à 9 h (capteur C2), les signaux bruts sont récupérés sous forme de tensions. De manière générale, les deux capteurs installés dans l'entrefer de BH-32

ont un comportement très semblable. La figure 2.14 illustre la tension mesurée par les capteurs C1 et C2 pendant le fonctionnement de l'alternateur pour une condition de fonctionnement de la machine à 60 % de sa charge nominale (38,8 MW) et compare la tension mesurée aux bornes des deux capteurs à la tension intégrée à partir de l'induction magnétique simulée par éléments finis ; on remarque que ces résultats concordent plutôt bien. Les différences observées pourraient être expliquées en grande partie par le pas de temps choisi pour les simulations qui ne permet pas assez de résolution pour bien capter les phénomènes à très haute fréquences. On peut également constater que la tension mesurée aux bornes du capteur de flux contient plusieurs harmoniques et subharmoniques. L'analyse spectrale du signal mesuré est traitée dans la section suivante. On remarque aussi, à la figure 2.14, que la tension mesurée présente des ondulations reliées aux barres d'amortisseur, de même pour l'induction magnétique sur la figure 2.15.

Pour calculer la densité de flux à partir des tensions induites mesurées par les capteurs, il est nécessaire d'intégrer la tension mesurée à partir des équations obtenues dans la section précédente. La fabrication manuelle de ces capteurs fait que la surface effective de chacun d'eux est différente. La surface effective est mesurée pour chaque capteur à l'aide d'un banc de test fait à l'IREQ qui est basé principalement sur la mesure d'un champ magnétique connu. C'est la valeur effective moyenne ($N \cdot A$) de 155,14 qui a été utilisée pour intégrer les tensions mesurées par les capteurs C1 et C2.

La densité de flux ainsi mesurée pour une condition de fonctionnement de la machine à 60 % de la charge pour BH-32 est illustrée à la figure 2.15 (a). Celle obtenue à 85 % de la charge avec les deux capteurs est quant à elle illustrée à la figure 2.15 (b). On peut facilement constater d'après ces deux figures que le flux magnétique dans l'entrefer est fonction de la charge. En effet, l'amplitude de la densité de flux magnétique passe de 1,1 à 1,4 Tesla lorsque la charge passe de 60 % à 85 % de la charge nominale.

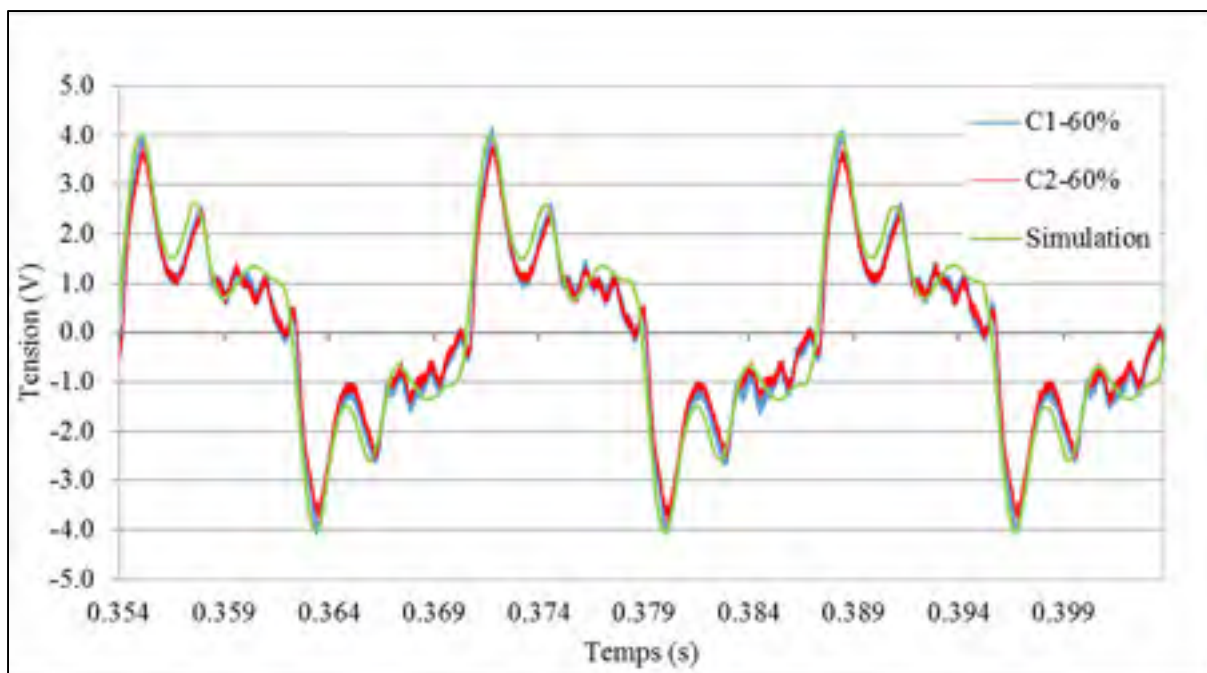


Figure 2.14 Comparaison entre la tension mesurée aux bornes des capteurs C1 et C2 et la tension à partir de la simulation numérique, BH-32, 60 % de charge (38,8 MW)

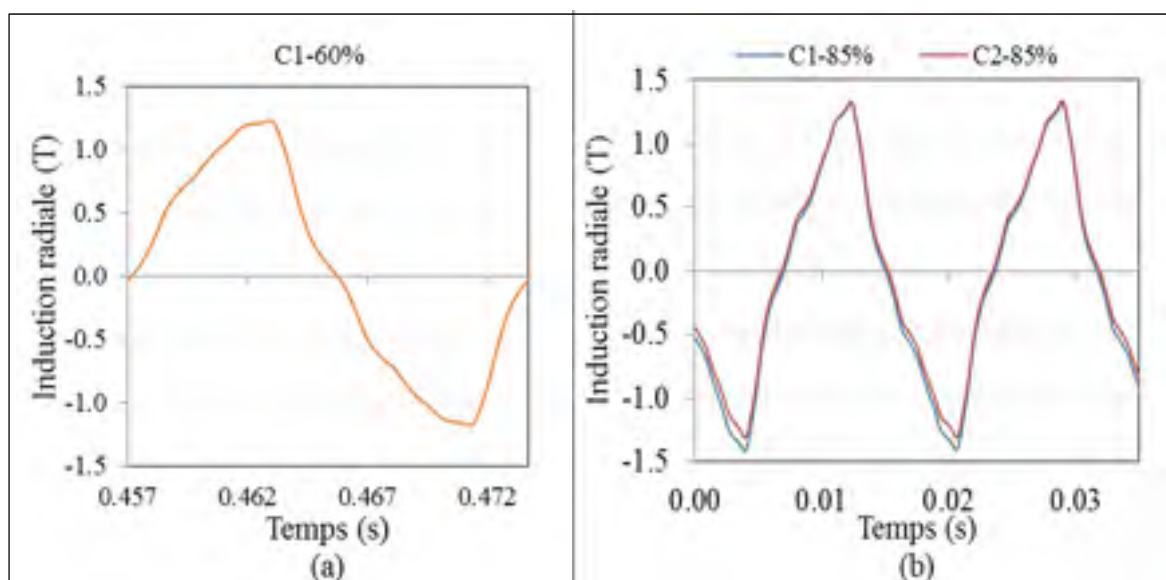


Figure 2.15 Induction magnétique mesurée dans l'entrefer : (a) 60 % de la charge par le capteur C2, (b) 85 % de la charge par les capteurs C1 et C2, BH-32

En observant l'induction magnétique radiale mesurée à 60 % de la charge sur plusieurs périodes, on remarque qu'il y a une variation des sommets entre 1,1 Tesla et 1,25 Tesla. Cela peut être expliqué d'une part par la variation de l'entrefer (excentricité, position des pôles plus ou moins éloignés, forme non circulaire du stator ou du rotor) et d'autre part par la précision des capteurs ainsi que par la présence de vibrations importantes sur le stator.

Une analyse spectrale a été effectuée sur l'onde de densité de flux magnétique mesurée à 60 % de la charge nominale. La figure 2.16 montre les fréquences obtenues par cette analyse spectrale ; on constate que la fondamentale à 60 Hz a une amplitude de 1,12 Tesla, suivie par des harmoniques de rang supérieur (3, 5, 7, 9...) de faible amplitude. Par exemple, le troisième harmonique a une amplitude de 0,12 Tesla.

Cette analyse spectrale montre aussi la présence de sous-harmoniques ayant des amplitudes non négligeables. La plus importante est la fréquence de rotation (1,58 Hz) observée dans le spectre, qui a une amplitude de 0,11 Tesla. D'autres fréquences sont observées qui peuvent être reliées aux excitations d'origine mécanique transmises par l'arbre aux champs magnétiques.

Dans le rapport de Labbé, Merkhouf, Giroux & Dirani (2016), on observe notamment que le centre du rotor de BH-32 prend environ trois tours pour compléter une orbite et que le déplacement maximal est d'environ 200 microns. En ce qui concerne les résultats expérimentaux de l'induction magnétique radiale, la durée mesurée est de trois tours, ce qui a permis d'observer une fréquence de 0,526 3 Hz dans le spectre de l'induction. Ce phénomène n'est pas pris en considération dans le modèle numérique par éléments finis dans la présente thèse.

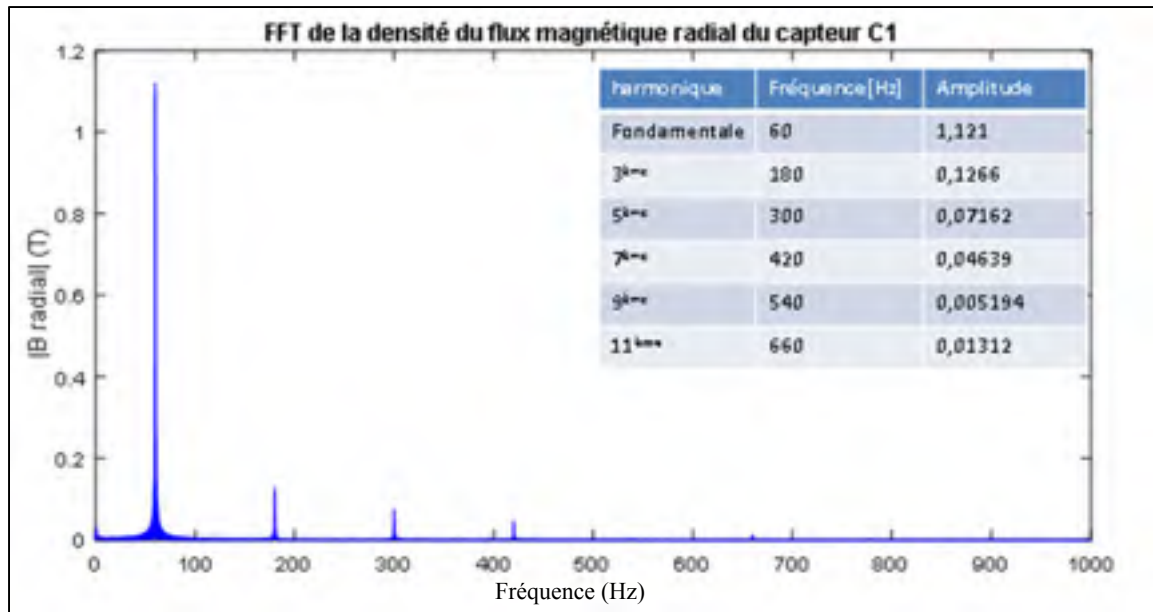


Figure 2.16 Spectre du flux dans l'entrefer à 60 % de la charge, BH-32

Les figures 2.17, 2.18(a) et 2.18(b) montrent la comparaison de l'induction mesurée en fonction du temps avec celle obtenue par simulation dans les mêmes conditions de fonctionnement de l'alternateur à 85 % et 60 % de la charge nominale, et à vide.

On peut constater que les inductions (mesurée et simulée) sont globalement comparables, même si l'amplitude de l'induction mesurée est légèrement plus élevée que celle simulée. Cette différence, de l'ordre de 0,1 Tesla, est certainement due à l'entrefer utilisé pour la simulation électromagnétique. En effet, l'entrefer de conception est plus grand que l'entrefer mesuré moyen, et pour retrouver la même induction dans l'entrefer en simulation, il faudrait utiliser un courant d'excitation plus élevé que celui mesuré.

Des simulations avec un entrefer mesuré (chapitre 5) ou une correction du courant d'excitation pour compenser la variation d'entrefer doivent être envisagées pour diminuer le faible écart entre les résultats de simulation et les mesures.

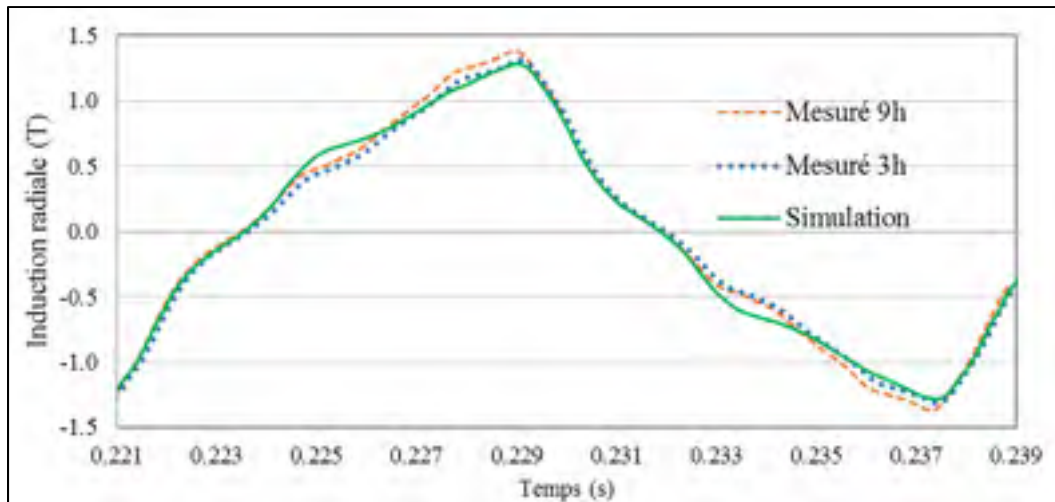


Figure 2.17 Induction magnétique mesurée (orange et bleu) et simulée (vert) à 85 % de la charge nominale, BH-32

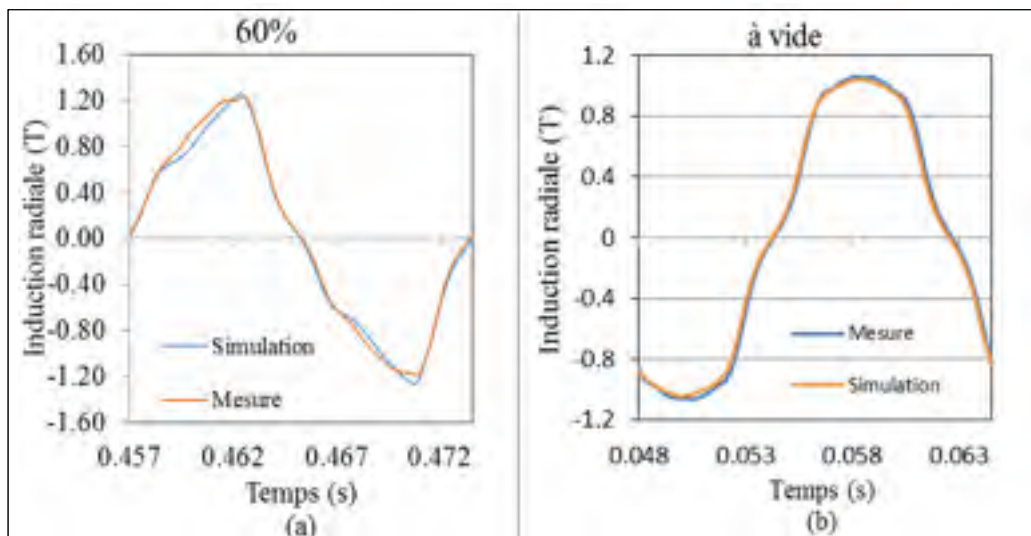


Figure 2.18 Induction magnétique mesurée (rouge) et simulée (bleu) : (a) 60 % de la charge nominale, (b) à vide, BH-32

2.2.4 Forces électromagnétiques en charge avec l'entrefers de conception

Les forces électromagnétiques sont calculées à l'aide de la méthode du tenseur de Maxwell. Cette méthode consiste à calculer les forces sur un contour tracé dans l'entrefers pour intégrer les équations de Maxwell. Le contour d'intégration est choisi au milieu de l'entrefers, c'est-à-

dire qu'il est maintenu le plus loin possible des matériaux magnétiques de la surface du rotor et du stator. De plus, le contour d'intégration doit passer par le centre des éléments pour donner une valeur plus précise de la densité de flux magnétique. Afin d'obtenir les forces électromagnétiques pendant le post-traitement, les deux composantes, radiale et tangentielle, de la densité de flux magnétique doivent être calculées au préalable.

La densité des forces électromagnétiques tangentielle et radiale agissant dans l'entrefer est calculée à l'aide du tenseur de Maxwell décrit dans le chapitre précédent comme suit :

$$\sigma_n = \frac{1}{2\mu_0} (B_n^2 - B_t^2) \quad (2.7)$$

$$\sigma_t = \frac{1}{\mu_0} B_n B_t \quad (2.8)$$

où μ_0 est la perméabilité de l'air, et B_n et B_t sont respectivement les composantes radiale et tangentielle de l'induction magnétique.

La composante tangentielle de la densité de force est proportionnelle au produit scalaire des deux composantes, radiale et tangentielle, de l'induction magnétique dans l'entrefer. La densité de force radiale est fondamentalement proportionnelle au carré de la densité de flux magnétique radiale, car le deuxième terme de l'équation (2.7) est souvent négligeable.

Afin de déduire la densité de force radiale en se basant uniquement sur les mesures de l'induction magnétique radiale, il suffit de négliger le deuxième terme de l'équation 2.7, parce que la sonde actuelle ne permet pas de mesurer la composante tangentielle. L'équation de la densité de force radiale calculée à partir des mesures de l'induction dans l'entrefer est simplifiée comme suit :

$$\sigma_n = \frac{1}{2\mu_0} B_n^2 \quad (2.9)$$

La figure 2.19 montre en bleu la densité de force calculée par simulation numérique, et en rouge la densité de force calculée à partir des mesures du capteur de flux dans l'entrefer à partir

de l'équation (2.9). À première vue, les valeurs maximales calculées et mesurées sont de l'ordre de 600 KN/m^2 . On peut aussi constater que les formes des variations des densités de force calculée et mesurée concordent en général. Toutefois, l'amplitude est plus importante dans le cas des forces calculées par simulation. Il faut noter que l'amplitude de la densité de force mesurée n'est pas constante d'un cycle à l'autre, ce qui peut vraisemblablement être relié à la forme de l'entrefer en service. En effet, les simulations présentées dans cette section ne tiennent pas compte de la variation de l'entrefer, qui pourrait être due à une excentricité ou à une ellipticité du rotor ou du stator, ou encore à l'augmentation de l'entrefer par dilatation thermique.

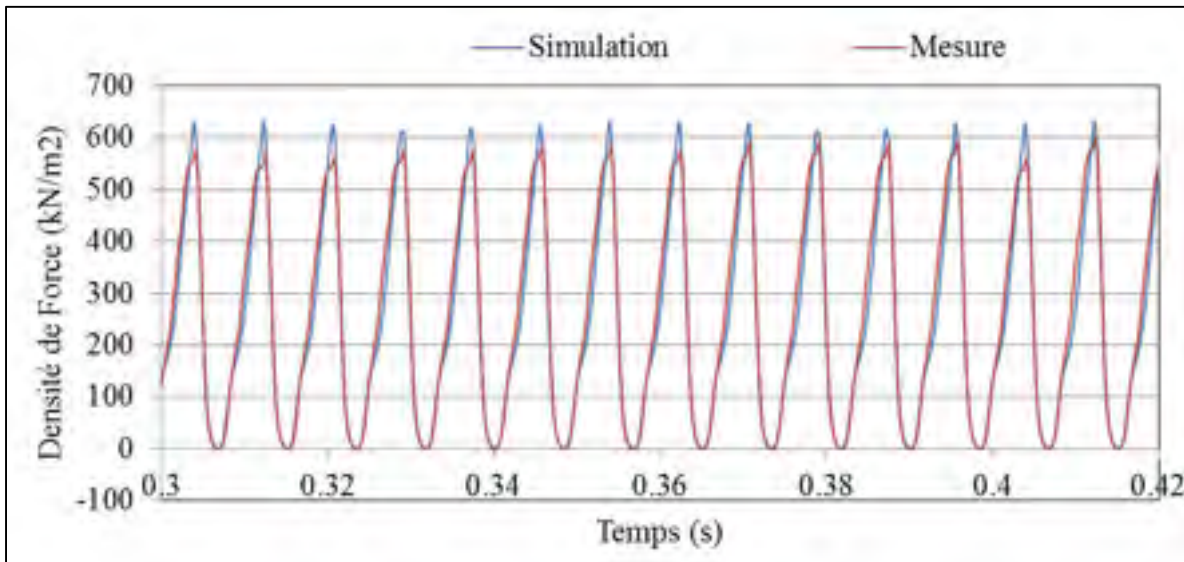


Figure 2.19 Densité de force radiale calculée et mesurée à 60 % de la charge nominale, BH-32

La figure 2.20 montre l'induction magnétique radiale et tangentielle dans l'entrefer, en fonction de l'espace (à gauche) et du temps (à droite). La figure 2.21 montre la comparaison entre B_n^2 et $B_n^2 - B_\theta^2$. On remarque qu'il y a une différence de 3 % entre les sommets et une variation maximale de 6 % qui apparaît dans la partie négative de $B_n^2 - B_\theta^2$. Par conséquent, la composante tangentielle n'a pas une influence importante sur le calcul de la densité de force radiale et peut être négligée là où ça facilite le calcul. La composante tangentielle sera dorénavant négligée dans le calcul analytique.

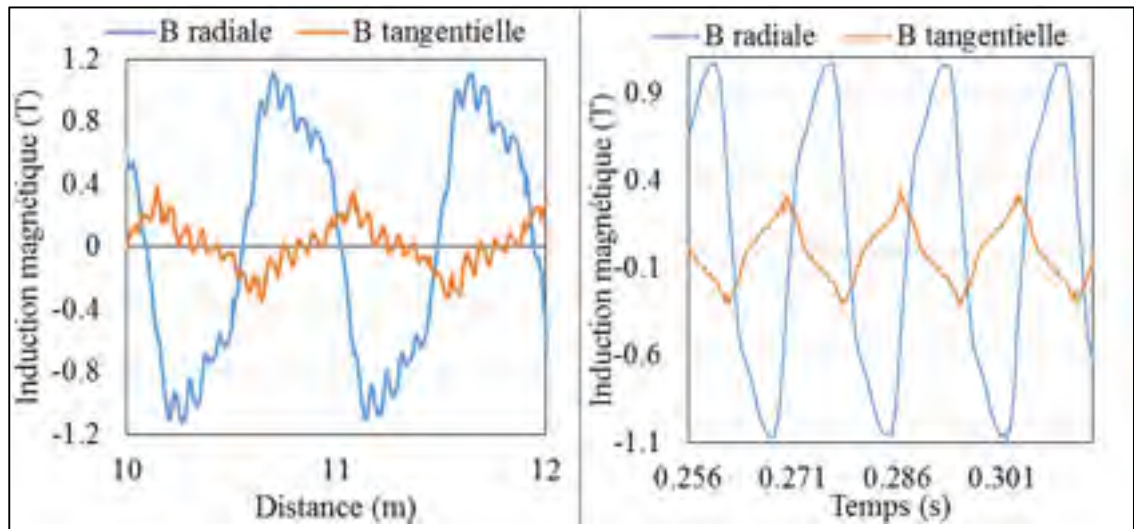


Figure 2.20 Induction magnétique radiale et tangentielle : spatiale (à gauche), temporelle (à droite)

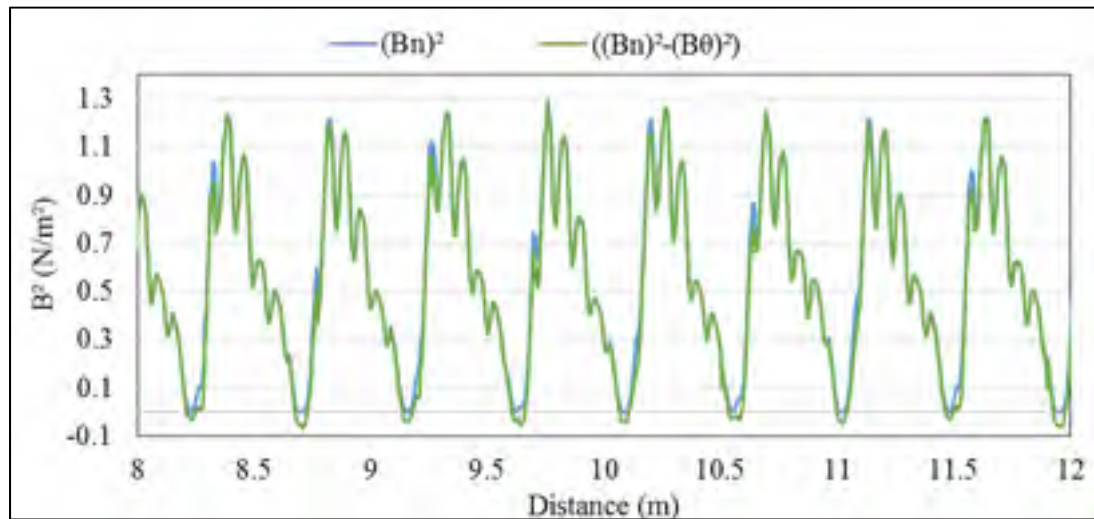


Figure 2.21 Comparaison entre B_n^2 et $B_n^2 - B_\theta^2$

2.3 Modélisation 3D

Un modèle 3D de l'alternateur BH-32 a été généré. Aucune analyse 3D par éléments finis d'alternateur hydroélectrique n'a été trouvée dans la littérature, dû au coût exorbitant des ressources informatiques requises pour la résolution des équations de Maxwell. Cependant, l'évolution très rapide de la technologie dans le domaine des ordinateurs rend les analyses 3D

de plus en plus accessibles. Celles-ci permettraient entre autres une analyse des variations axiales. Les résultats devraient aussi être améliorés, parce que, tel qu'expliqué à la section 2.1, la hauteur de l'alternateur hydroélectrique est relativement petite par rapport à son diamètre. Ceci limite l'utilisation de modèles 2D.

Cette section traite du modèle de l'alternateur BH-32 en trois dimensions avec symétrie parfaite, sans défaut et à la charge nominale. Le modèle est construit dans le logiciel ANSYS Electromagnetics. La figure 2.22 représente le modèle de l'alternateur en 3D ; on observe sur la même figure les têtes de bobinage de l'enroulement du stator et celles des barres d'amortisseur. La symétrie magnétique en 3D est le huitième de celle de la machine. Le maillage est raffiné afin d'obtenir des résultats acceptables pour les modèles 3D. Le maillage est constitué de 2,38 millions d'éléments. La figure 2.23 représente le maillage non structuré et ciblé de la géométrie complète de l'alternateur à gauche, et des conducteurs du rotor et des barres du stator à droite. La figure 2.24 permet de voir beaucoup mieux les détails du maillage de l'entrefer. La valeur du pas de temps pour ces simulations électromagnétiques est de 2 microsecondes. Le pas de temps choisi représente un compromis permettant d'obtenir un bon résultat, de minimiser les erreurs et de réduire le temps de simulation.

Pour l'analyse en 3D, la densité de flux magnétique dans la direction de l'axe z n'est plus considérée comme égale à zéro. Il faut imposer les directions des courants dans les barres du stator suivant la direction de l'axe z perpendiculaire au plan (x, y) dans le modèle 3D. Les répartitions de la densité de flux magnétique et des courants du stator ne sont plus supposées identiques dans chaque plan sur toute la longueur de la machine. Ceci augmente considérablement le temps de calcul.

Un mode de simulation avec un courant de charge imposé aux bornes de l'alternateur est utilisé afin de réduire le temps de convergence des simulations électromagnétiques transitoires. Ce mode équivaut à remplacer la charge de l'alternateur par une résistance et une inductance équivalente en série.

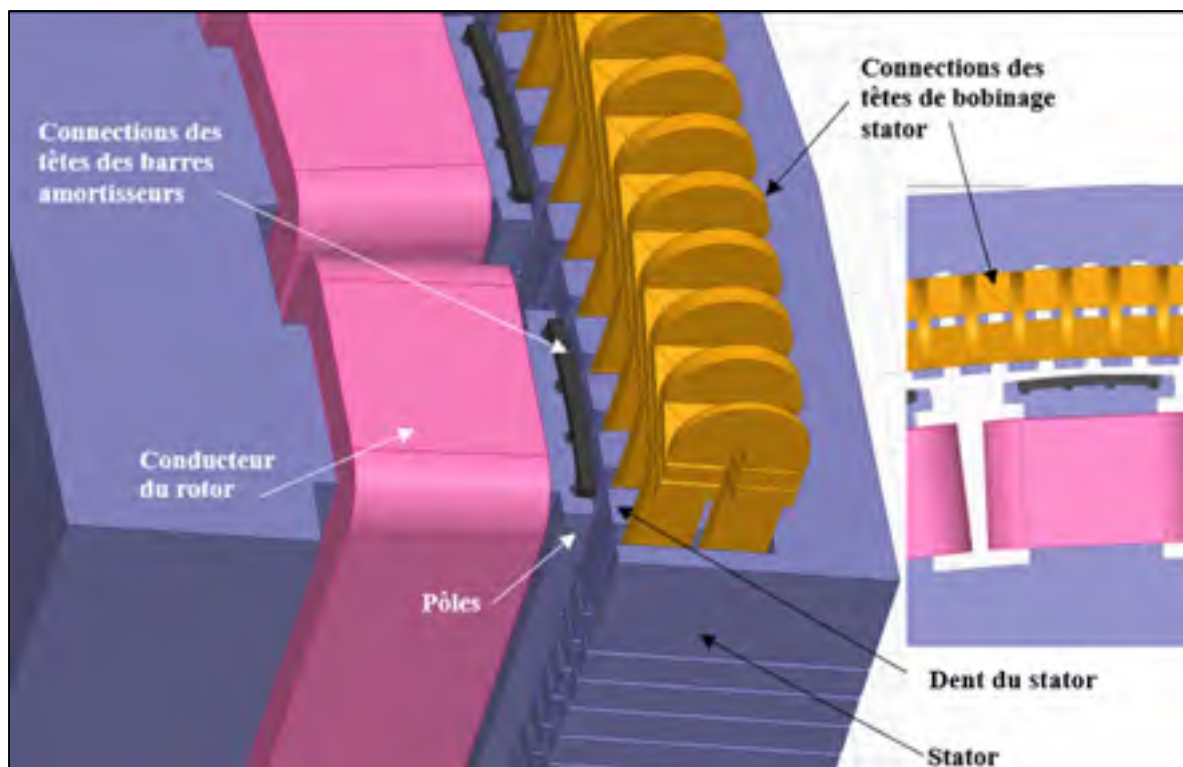


Figure 2.22 Modèle par éléments finis 3D de l'alternateur hydroélectrique, BH-32

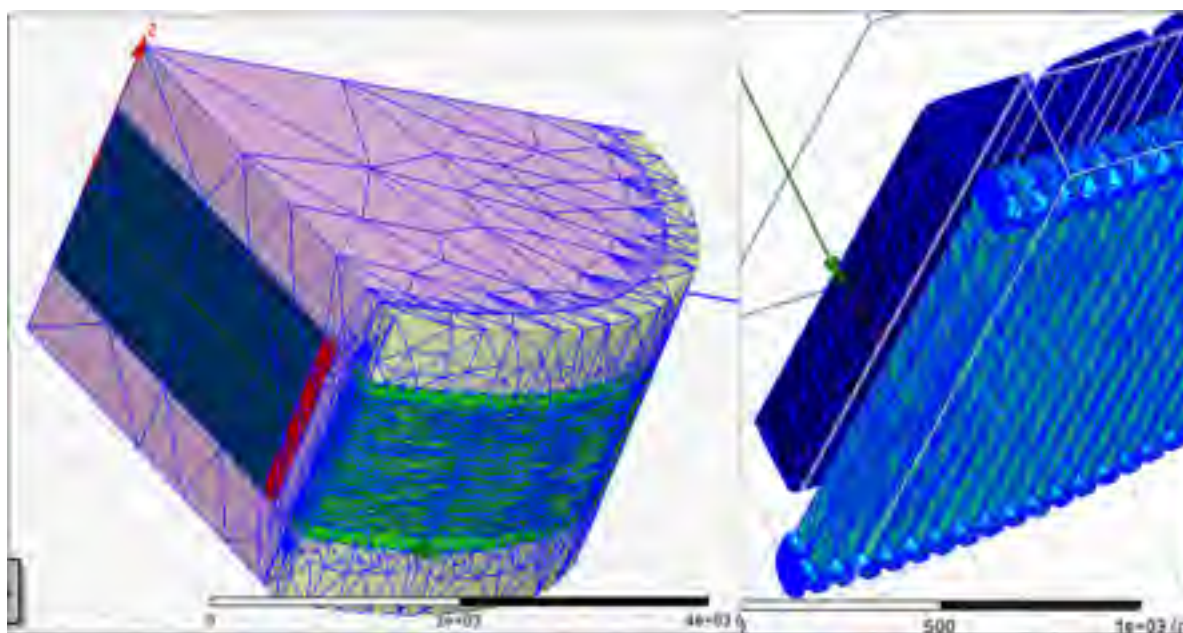


Figure 2.23 Maillage 3D pour la simulation par éléments finis ; à gauche, modèle complet ; à droite, conducteurs du rotor et bobinages de l'enroulement du stator, BH-32

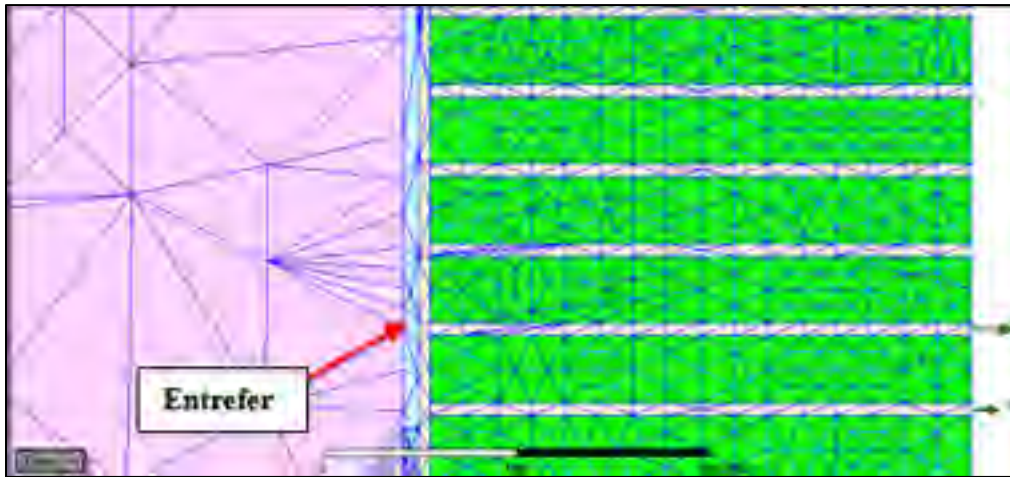


Figure 2.24 Maillage 3D de l'entrefer, BH-32

Des simulations du modèle électromagnétique transitoire ont été réalisées pour l'alternateur BH-32 avec l'entrefer théorique de la machine fourni à la conception.

Étant donné que l'alternateur BH-32 présente une symétrie magnétique de 19 pôles, cela rend la simulation plus longue à effectuer. Les simulations en 3D sont plus accessibles pour un alternateur de plus petites dimensions et une section de symétrie magnétique avec un petit nombre de pôles comme celui de LG1 (7 pôles).

La figure 2.25 montre une comparaison entre les couples électromagnétiques pour les simulations en 2D et en 3D. On observe une similitude dans les résultats. La figure 2.26 montre la densité de force magnétique. La comparaison n'est pas faite pour les forces électromagnétiques, parce que le régime permanent n'est pas atteint.

Le modèle 3D nous a permis de valider le modèle 2D d'une part, et d'autre part les simulations avec une excentricité en 3D statique ou dynamique pourront être envisagées dans les travaux futurs.

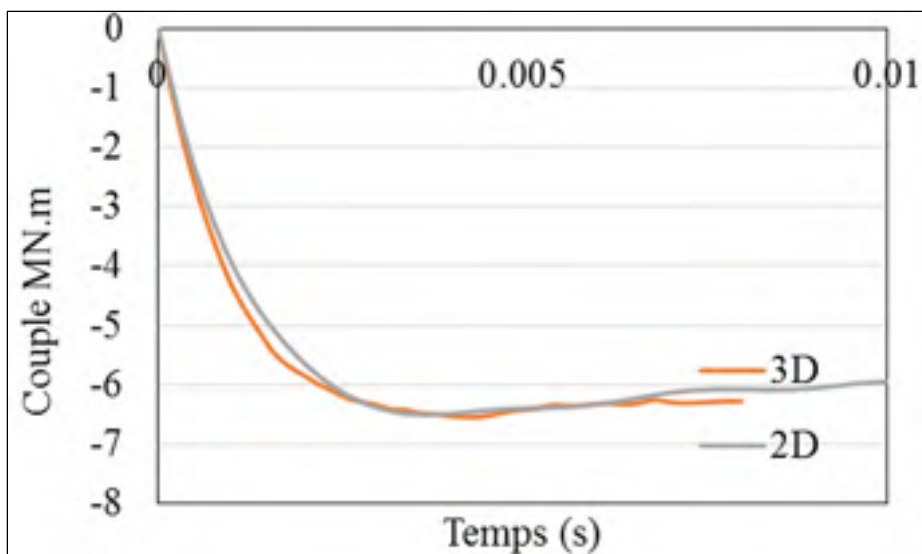


Figure 2.25 Comparaison entre les couples électromagnétiques pour les simulations en 2D et en 3D, BH-32

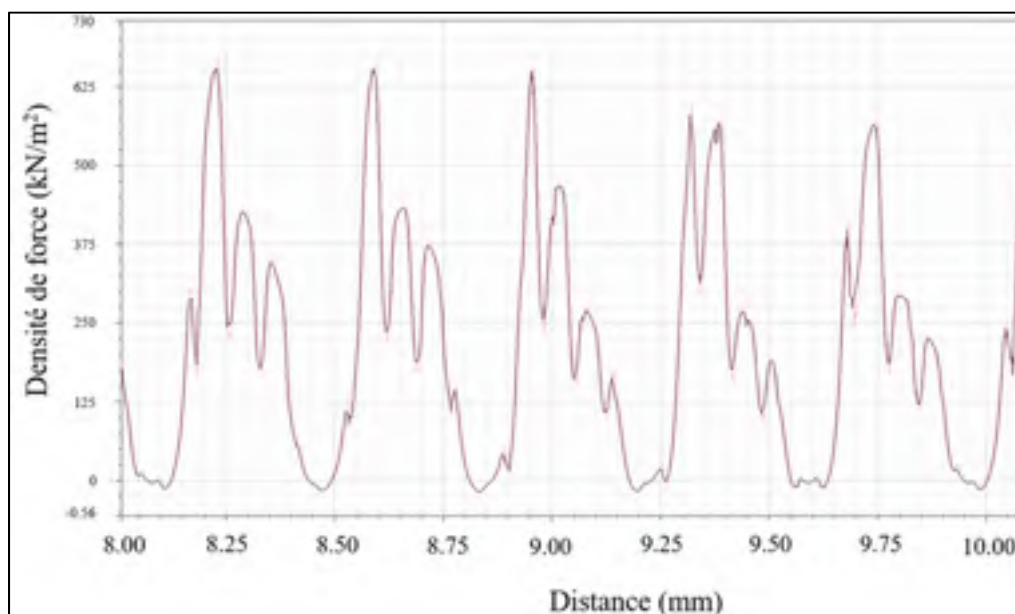


Figure 2.26 Densité de force radiale obtenue par éléments finis à la charge nominale, BH-32

2.4 Résumé

En premier lieu, ce chapitre a traité de la modélisation électromagnétique transitoire des alternateurs hydroélectriques en 2D. Les caractéristiques des deux alternateurs étudiés ont été présentées, de même que les détails de la modélisation par éléments finis ainsi que ses hypothèses et ses simplifications. Des simulations électromagnétiques des alternateurs LG1 et BH-32 ont été effectuées pour un fonctionnement à la charge nominale, dans des conditions de symétrie parfaite de la machine, et avec l'entrefer de conception.

Les inductions magnétiques mesurée et simulée concordent, ce qui a permis de valider les modèles par éléments finis. De plus, l'induction magnétique radiale mesurée à 60 % et 85 % de la charge sur plusieurs périodes présente une variation des sommets ce qui peut être expliquée d'une part par la variation de l'entrefer (excentricité, pôles plus ou moins éloignés, forme non circulaire du rotor) et d'autre part par la précision des capteurs ainsi que par la présence de vibrations importantes sur le stator. L'analyse spectrale effectuée sur l'induction magnétique a montré la présence d'harmoniques de rangs supérieurs de faible amplitude, ainsi que de sous-harmoniques causés par la force magnétomotrice.

Les densités de forces électromagnétiques calculées d'après les mesures de l'induction magnétique et celles de la simulation concordent en général. Les amplitudes sont supérieures dans le cas des forces calculées par simulation. De plus, l'amplitude de la densité de force mesurée n'est pas constante d'un cycle à l'autre, ce qui est vraisemblablement lié à la forme réelle de l'entrefer.

Pour les alternateurs hydroélectriques de grandes dimensions, la composante tangentielle pourrait être négligée dans le calcul de la densité de force radiale lorsqu'on cherche à identifier les fréquences et les harmoniques des quantités électromagnétiques, comme dans le cas des méthodes analytiques présentées dans cette thèse.

Des simulations électromagnétiques transitoires en 3D de l'alternateur BH-32 en fonctionnement à la charge nominale ont été réalisées dans des conditions de symétrie parfaite de la machine. Les résultats préliminaires du couple électromagnétique concordent avec le

modèle 2D, ce qui permet de valider ce dernier. Le calcul de la densité de force dans l'entrefer est présenté. Ce dernier n'a pas été comparé avec le modèle 2D puisque la simulation n'a pas atteint le régime permanent. Des simulations avec une excentricité en 3D statique ou dynamique pourront être envisagées dans le futur.

CHAPITRE 3

CALCUL DES FORCES ÉLECTROMAGNÉTIQUES EN PRESENCE D'EXCENTRICITÉS

3.1 Introduction

Le flux d'entrefer dans une machine électrique engendre des forces radiales et tangentielles électromagnétiques importantes entre le stator et le rotor. Un entrefer asymétrique produit une distribution de champ magnétique non uniforme et entraîne l'augmentation des forces radiales et tangentielles non équilibrées. Des forces asymétriques appliquées au rotor peuvent provoquer des vibrations de torsion et de flexion de l'arbre et des oscillations du système. Dans de nombreux cas, les exploitants choisissent de restreindre le fonctionnement des groupes hydroélectriques en interdisant les zones où les vibrations dépassent les limites acceptables.

Ce chapitre présente un modèle numérique pour calculer les forces électromagnétiques en présence d'excentricité statique et dynamique dans un grand alternateur hydroélectrique. Le modèle présenté utilise une analyse numérique par éléments finis pour calculer les forces électromagnétiques à l'aide du tenseur de Maxwell. Les forces électromagnétiques obtenues sont utilisées comme entrées pour étudier et simuler le comportement dynamique de la ligne d'arbre du groupe turbine-alternateur. Les forces électromagnétiques, les courants de l'enroulement du stator, ainsi que les courants des barres d'amortisseur sont calculés dans le cas de l'excentricité statique et dynamique afin de détecter toutes les signatures possibles.

Deux types d'excentricités sont étudiés dans ce chapitre. On suppose d'abord une excentricité statique de 30 % de la largeur de l'entrefer, c'est-à-dire que le stator est déplacé de 30 % de la valeur de la largeur d'entrefer par rapport à l'axe de rotation et que le rotor tourne autour de son axe géométrique, mais reste stationnaire dans l'espace par rapport au stator. Par la suite, on suppose une excentricité dynamique de 30 % de la largeur de l'entrefer : l'axe du rotor est écarté de l'axe du stator et le rotor tourne autour du centre géométrique du stator (axe du stator).

3.2 Modèle numérique par éléments finis à deux dimensions

Selon sa plaque signalétique, l'alternateur LG1 a les caractéristiques suivantes : 120 MVA ; 13,8 kV ; 60 Hz avec 84 pôles ; 540 encoches ; 85,7 rpm ; 5026 A ; facteur de puissance de 0,95.

Les dessins du manufacturier ont permis d'élaborer une géométrie détaillée de l'alternateur. Les caractéristiques non linéaires des matériaux sont incluses dans le modèle. Les simulations sont menées avec la formulation $A-\varphi$, qui permet de tenir en compte des courants dans les barres d'amortisseur. La simulation dure une révolution complète de la machine pour tenir compte des fréquences et des harmoniques des signaux qui ne sont plus périodiques en présence d'une excentricité. Un maillage d'environ 450 000 éléments est créé avec raffinement dans l'entrefer et à proximité des frontières, comme le montre la figure 3.1.

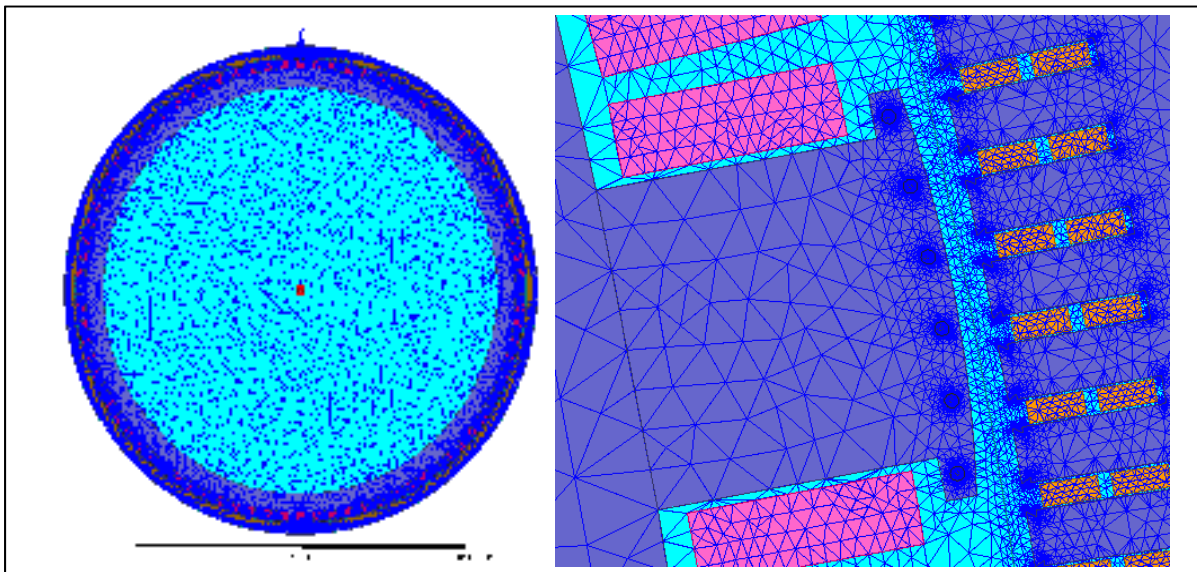


Figure 3.1 Maillage par éléments finis de l'alternateur : à gauche, la géométrie complète de l'alternateur ; à droite, le maillage du pôle, des dents et de l'entrefer

Les deux circuits externes qui connectent la charge et les barres d'amortisseur au modèle de la machine de LG1 sont réalisés dans le logiciel. Dans le cas de LG1, le bobinage du stator est modélisé avec deux circuits parallèles dans chaque phase. Les conducteurs de chaque circuit sont regroupés suivant les plans du manufacturier. Ainsi, dans le circuit externe qui connecte

les bobines du stator à la charge, il y a deux bobines pour chaque phase et chacune représente l'un des deux circuits de la phase, comme le montre la figure 3.2.

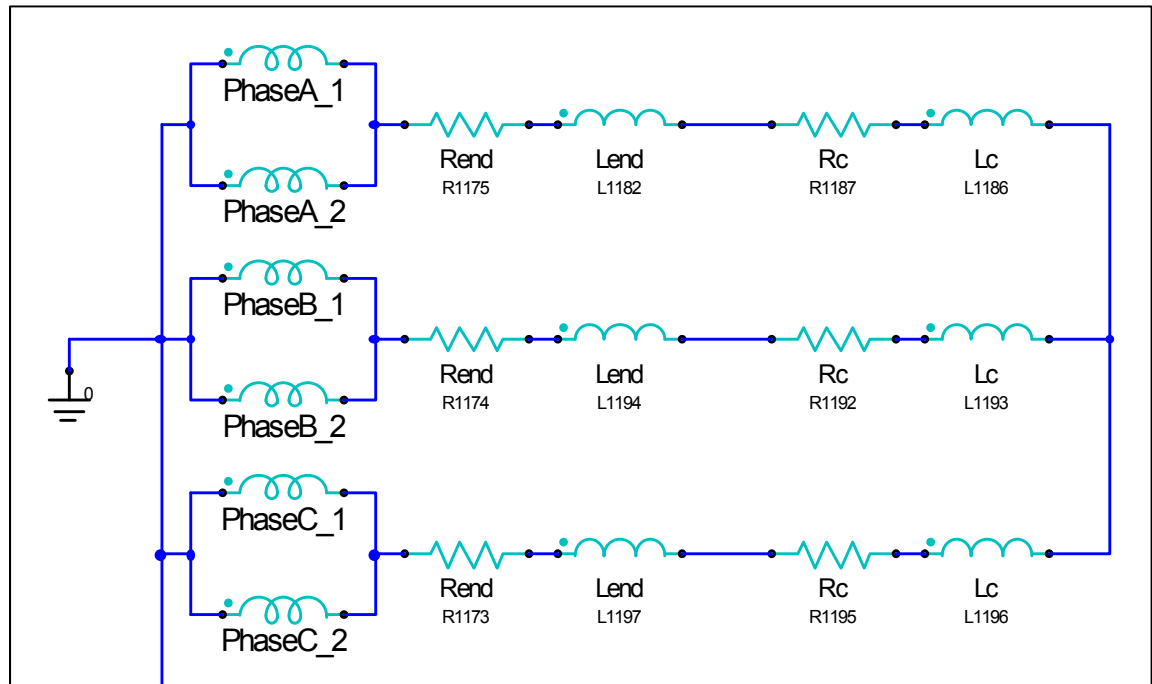


Figure 3.2 Circuit externe créé dans le module Circuit Editor du logiciel Maxwell pour connecter les bobines du stator à la charge

Le modèle numérique par éléments finis de l'alternateur avec excentricité statique et dynamique est réalisé à partir du modèle sans défaut, parce que les géométries du stator et du rotor ne sont pas modifiées par l'excentricité, à l'exception de la largeur de l'entrefer qui doit être modifiée pour en tenir compte.

Le modèle par éléments finis comprend une bande qui est aspirée (ou sans matériau), située au milieu de l'entrefer et contient le rotor, le croisillon et l'arbre. Cette bande glisse et permet de faire tourner tout l'ensemble qui est à l'intérieur. Alors, pour le modèle avec excentricité statique, la bande et tout ce qui est à l'intérieur sont déplacés de 30 % de la largeur de l'entrefer (21,85 mm), soit de 6,555 mm à droite suivant l'axe des abscisses. Ce déplacement tient compte du déplacement de l'axe de rotation. Ainsi, le rotor se déplace toujours autour de son centre.

Pour le modèle avec excentricité dynamique, tout ce qui est dans la bande est déplacé d'une valeur de 6,555 mm (30 % d'excentricité) sans la bande et l'axe de rotation. Le centre du rotor tourne alors autour de l'axe de rotation, qui est le centre du stator.

Les densités des forces radiales et tangentielles sont calculées à partir du tenseur de Maxwell. Dans le modèle 2D, la surface d'intégration est réduite à un contour d'intégration tracé dans l'entrefer en son milieu, passant par les centres des éléments du maillage. Les forces totales résultantes radiales et tangentielles s'exerçant sur le rotor et le stator s'obtiennent en intégrant les équations du tenseur de Maxwell :

$$F_n = \frac{L}{2\mu_0} \int_S (B_n^2 - B_t^2) dS \quad (3.1)$$

$$F_\theta = \frac{L}{\mu_0} \int_S B_n B_t dS \quad (3.2)$$

où F_n est la force résultante radiale et F_θ est la force résultante tangentielle. L est la largeur du rotor.

Les équations (2.7), (2.8), (3.1) et (3.2) sont saisies dans le modèle créé dans le logiciel ANSYS Electromagnetics pour calculer les forces électromagnétiques.

3.3 Résultats des simulations numériques

Des simulations électromagnétiques sont effectuées pour une machine parfaite et en présence d'excentricités statiques et dynamiques en fonctionnement de l'alternateur à la charge nominale. Les paramètres électromagnétiques suivants sont calculés : l'induction et le flux magnétique, la densité des forces électromagnétiques radiales et tangentielles, les forces électromagnétiques résultantes radiales et tangentielles, les courants dans les phases du stator et les courants dans les barres d'amortisseur.

3.3.1 Induction radiale

Afin d'obtenir les forces électromagnétiques, les deux composantes, radiale et tangentielle, de l'induction magnétique sont calculées. La figure 3.3 montre la répartition de l'induction et des lignes du flux magnétique à un instant donné. Comme on pouvait s'y attendre, la répartition du champ magnétique en cas d'excentricité est asymétrique et l'induction augmente avec la réduction de la largeur de l'entrefer.

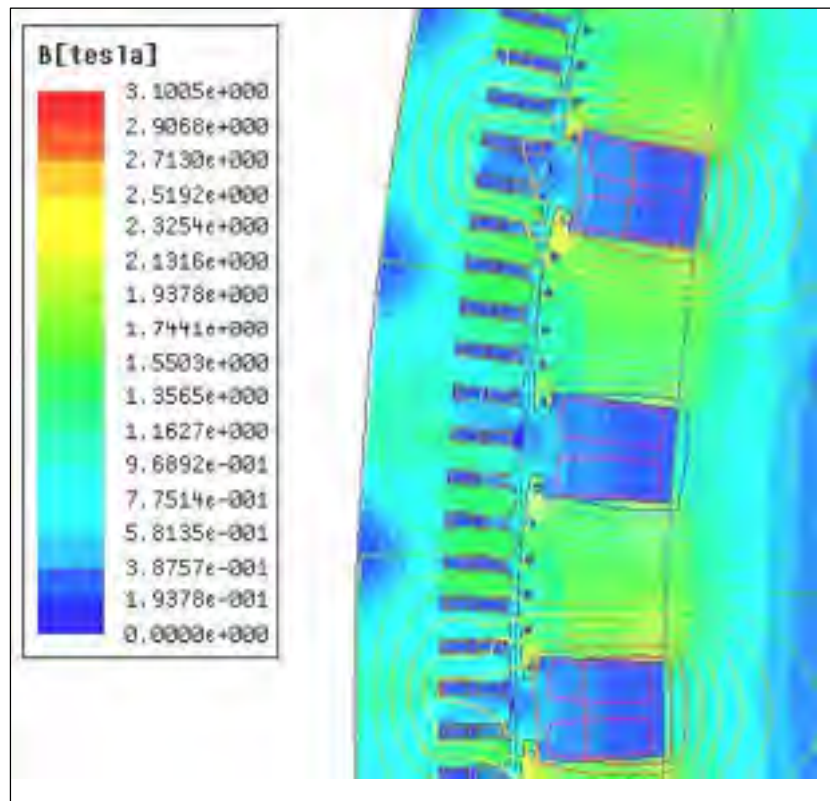


Figure 3.3 Distribution du champ magnétique dans l'entrefer minimal avec une excentricité de 30 %, à la charge nominale

La simulation par éléments finis de l'alternateur fournit l'induction magnétique spatiale répartie sur toute la section modélisée, ainsi que l'induction temporelle durant un certain temps, dans ce cas le temps d'une révolution complète. Les résultats de l'induction calculée sur un arc dans l'entrefer sont présentés dans la figure 3.4 pour une machine sans défaut, ainsi qu'avec une excentricité statique et dynamique.

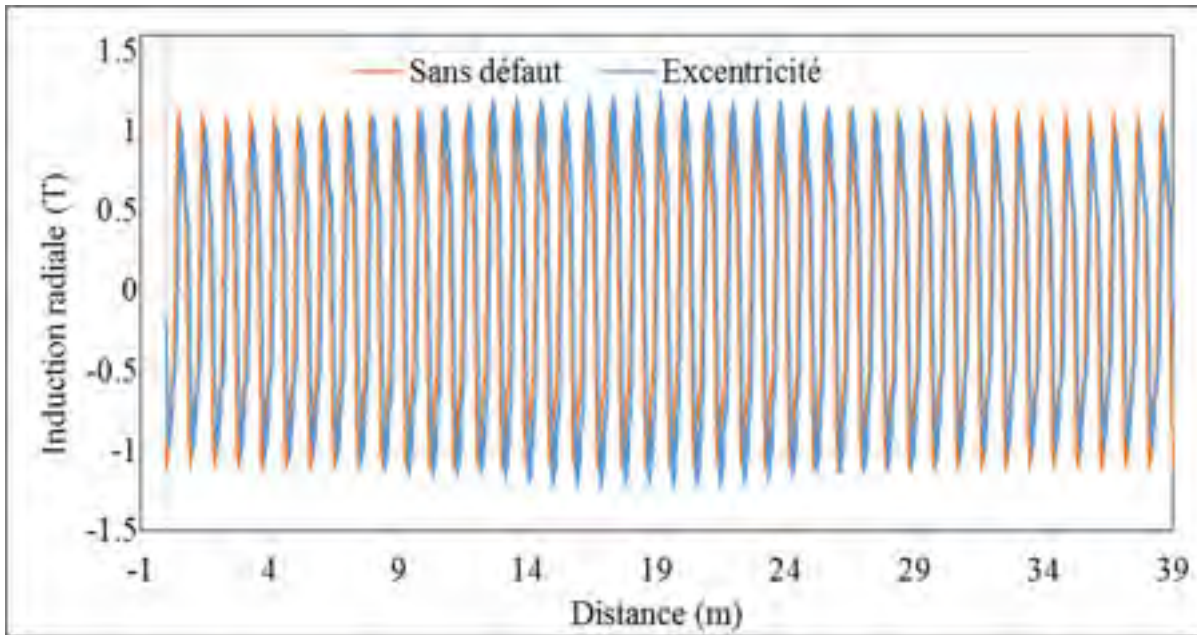


Figure 3.4 Induction magnétique radiale dans l'entrefer ; sans défaut, et avec une excentricité dynamique et statique

D'après la figure 3.4, dans le cas idéal, il y a une symétrie de l'induction magnétique tous les 7 pôles ($1/12$ de la machine). En présence d'excentricité, on constate qu'il y a une déformation des pics et des creux suivant la largeur de l'entrefer. Une diminution de 30 % de la largeur de l'entrefer mène à une augmentation de l'induction de 14 % (cas sans défaut = 1,09 T et cas excentricité = 1,25 T), et une augmentation de 30 % de la largeur de l'entrefer mène à une diminution de l'induction de 17 % (cas sans défaut = 1,13 T et cas excentricité = 0,96 T).

On voit apparaître de nouveaux harmoniques dus à la forme non uniforme de l'entrefer. Les figures 3.5 et 3.6 montrent le spectre de l'induction radiale de l'entrefer pour la machine sans défaut et en présence de l'excentricité.

Les harmoniques d'espace suivants sont observés :

- La composante fondamentale est égale au nombre de paires de pôles. Elle est à 42 ($p = 42$) et ses multiples sont à 126, 210, 294 et ainsi de suite.

- De plus, on observe les harmoniques d'espace de passage d'encoches qui se calculent par la formule :

$$n \cdot N_{Slots} \pm p \quad (3.3)$$

On trouve les harmoniques pour la valeur de $n = 1$, comme 498 et 582, et pour $n = 2$, comme 1,122 et 1,038, et ainsi de suite.

- Les sous-harmoniques d'espace causés par la force magnétomotrice se calculent par la formule :

$$(6n \pm 1) \cdot p/7 \quad (3.4)$$

et sont à 6, 30, 42, 66, 78, etc. Ces harmoniques sont de faible amplitude par rapport à la composante fondamentale de l'induction (60 Hz) et ses harmoniques, ainsi que par rapport aux harmoniques de passage d'encoches.

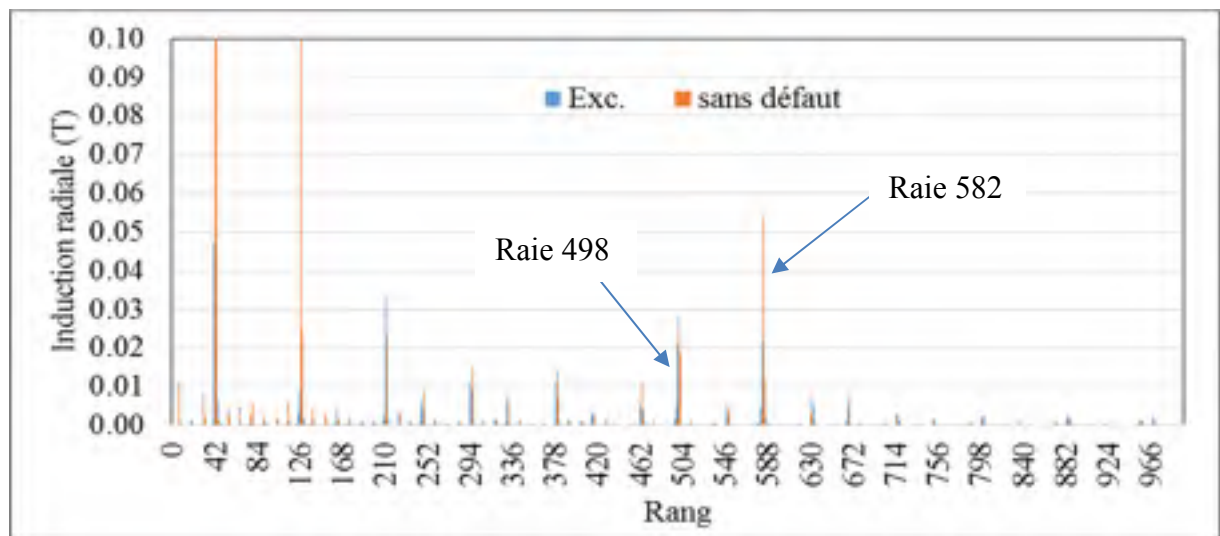


Figure 3.5 Spectre spatial de l'induction magnétique radiale dans l'entrefer ; sans défaut, et avec excentricité dynamique et/ou statique

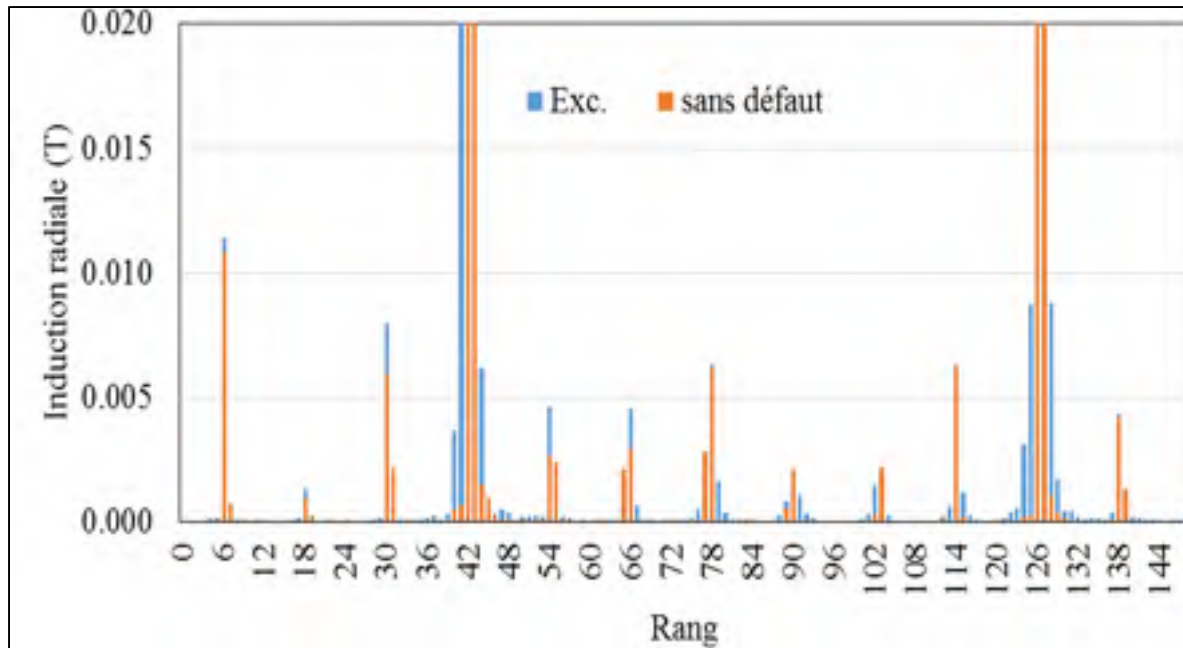


Figure 3.6 Spectre spatial de l'induction magnétique radiale dans l'entrefer ; sans défaut, et avec excentricité dynamique et/ou statique pour les rangs de 0 à 150

La figure 3.7 montre l'induction magnétique radiale et tangentielle en fonction du temps dans l'entrefer. La figure 3.8 montre la comparaison entre les deux termes B_n^2 et $B_n^2 - B_\theta^2$. On remarque qu'il y a une différence de 3 à 8 % entre les sommets et une variation maximale de 6 % qui apparaît dans la partie négative (les fonds) du terme $B_n^2 - B_\theta^2$. On peut en conclure que la composante tangentielle n'a pas d'influence importante sur le calcul de la densité de force radiale, plus précisément sur les fréquences de la force radiale, et peut donc être négligée pour simplifier le calcul. Par conséquent, la composante tangentielle sera négligée dans le calcul analytique dont le but est d'identifier les fréquences et leurs origines.

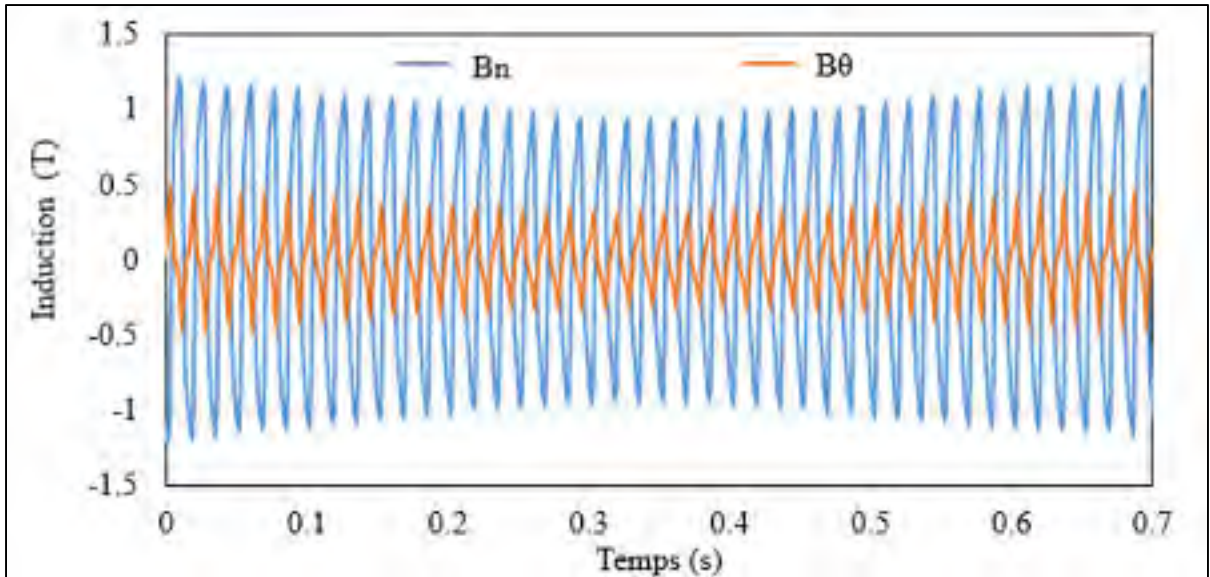


Figure 3.7 Induction magnétique radiale et tangentielle temporelle en présence d'excentricité dynamique

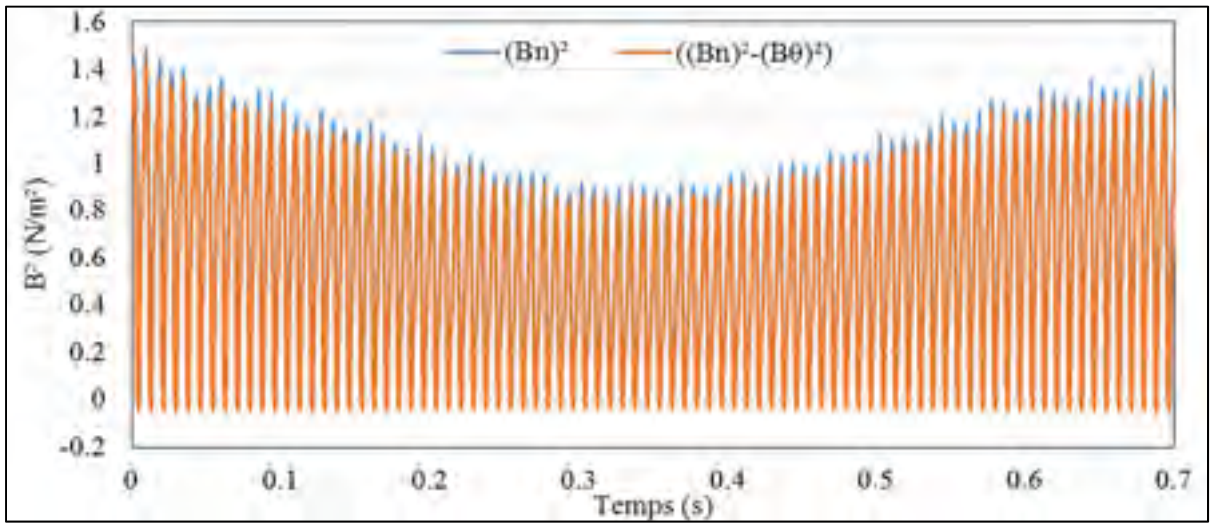


Figure 3.8 Comparaison entre les deux termes B_n^2 et $B_n^2 - B_\theta^2$ en présence d'excentricité dynamique

3.3.2 Forces électromagnétiques

Les forces électromagnétiques sont calculées à l'aide de la méthode du tenseur de Maxwell. Cette méthode dépend du contour d'intégration créé pour intégrer les équations (3.1) et (3.2). Le contour d'intégration est choisi au milieu de l'entrefer, c'est-à-dire qu'il est maintenu le plus loin possible des surfaces des matériaux magnétiques du rotor et du stator.

La distribution temporelle des densités des forces électromagnétiques asymétriques est invariable par rapport au temps dans le cas d'une excentricité statique, tandis que dans le cas d'une excentricité dynamique, où l'entrefer minimum tourne avec la rotation du rotor, l'intensité de ces forces électromagnétiques en fonction du temps suit l'entrefer le plus petit.

3.3.2.1 Forces électromagnétiques radiales

La figure 3.9 montre les densités des forces radiales dans l'entrefer maximal (à gauche) et dans l'entrefer minimal (à droite), pour une machine sans défaut et pour les deux cas avec excentricité statique et dynamique. On peut remarquer que les pics diminuent dans l'entrefer maximal de 25 % en cas d'excentricité par rapport à la valeur du cas sans défaut, tandis que la figure 3.9 à droite montre que la densité de force dans l'entrefer minimal augmente de 25 %. On constate que les densités des forces varient de 100 kN/m^2 lorsque la largeur de l'entrefer est de 6,555 mm, et ce, de façon proportionnelle. Lorsque la largeur d'entrefer augmente, les densités de forces diminuent. Inversement, lorsque la largeur d'entrefer diminue, les densités de forces augmentent.

Les figures 3.10 et 3.11-montrent le spectre de la densité de force radiale dans l'entrefer pour la machine sans défaut et en présence d'excentricité. La composante fondamentale est le nombre de pôles (2 fois la fondamentale de l'induction). Elle est à 84, et ses multiples à 168, 252, 336, et ainsi de suite. La composante à 540, lié au nombre d'encoches du stator, est présent dans les deux cas et a une amplitude supérieure pour le cas d'excentricité. Les multiples de nombre d'encoche à 1080 et 1620. Il existe d'autres harmoniques liés à la fréquence de passage d'encoches qui peuvent être calculés à l'aide de l'expression :

$$n \cdot N_{encoche} \pm 2 \cdot p \quad (3.5)$$

Les harmoniques du premier ordre sont de 456 et 624, les harmoniques du second ordre sont de 996 et 1164, etc.

Les sous-harmoniques d'espace causés par la force magnétomotrice se calculent par la formule :

$$2 \cdot ((6n \pm 1) \cdot \frac{p}{7}) \quad (3.6)$$

et sont à 12, 24, 36, 48, 60, etc. Ces harmoniques sont de faible amplitude par rapport à la composante fondamentale de la densité de force (120 Hz) et ses harmoniques ainsi que par rapport aux harmoniques de passage d'encoches.

L'excentricité cause l'apparition d'harmoniques de faible rang, notamment l'harmonique de rang 1 qui est présent dans le spectre et a une amplitude de 27,8 %.

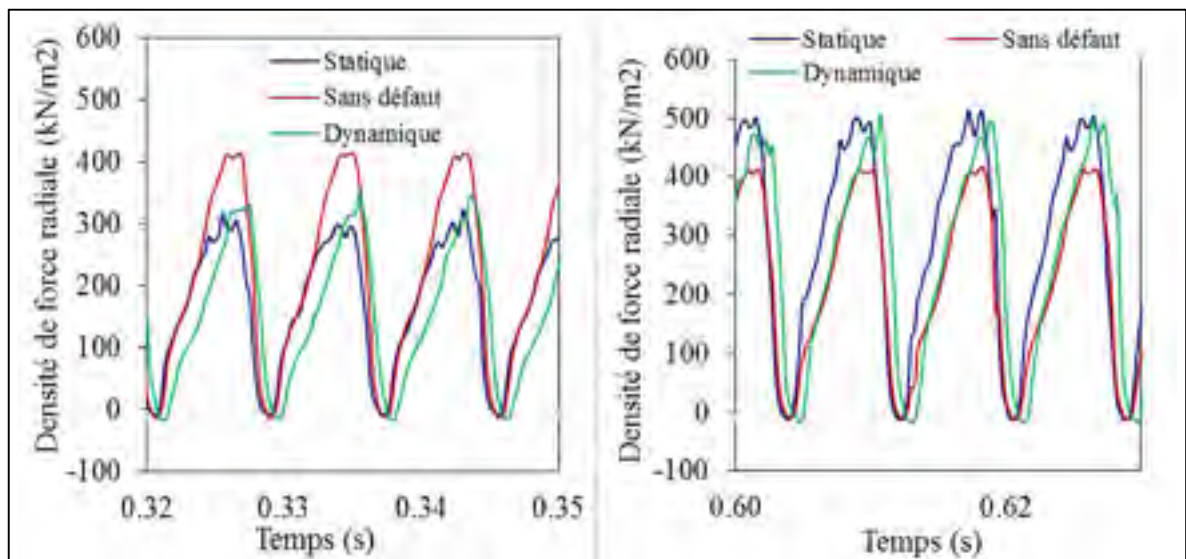


Figure 3.9 Densité des forces électromagnétiques radiales (à gauche dans l'entrefer maximal, à droite dans l'entrefer minimal) pour une machine : sans défaut, avec excentricité statique et avec excentricité dynamique

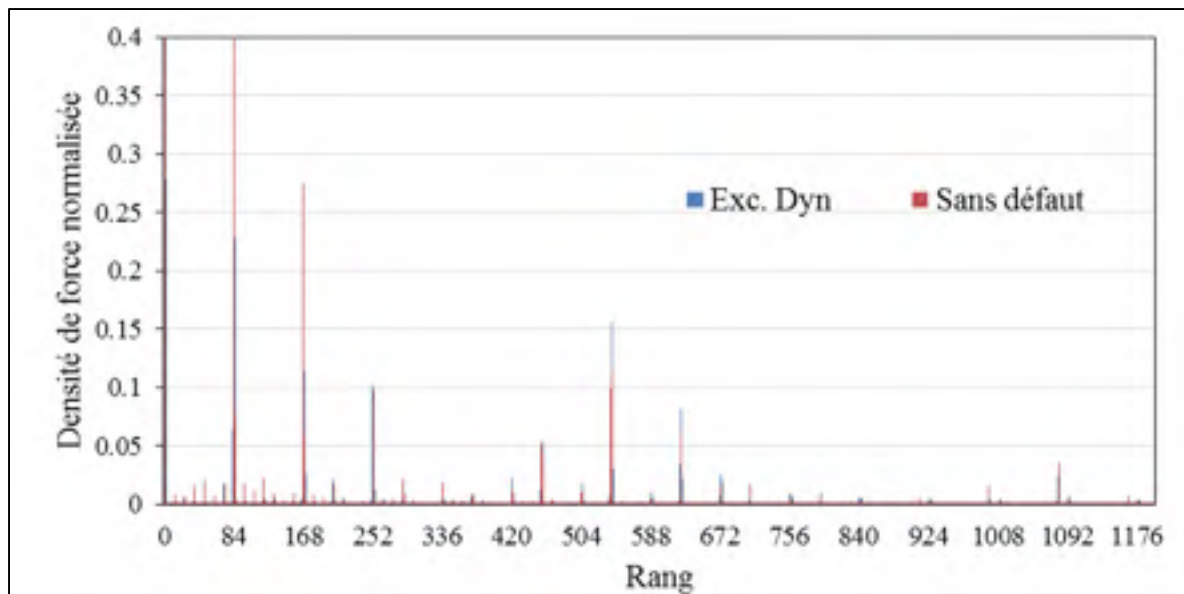


Figure 3.10 Spectre de la densité de force radiale de l'entrefer ; sans défaut, et avec excentricité dynamique

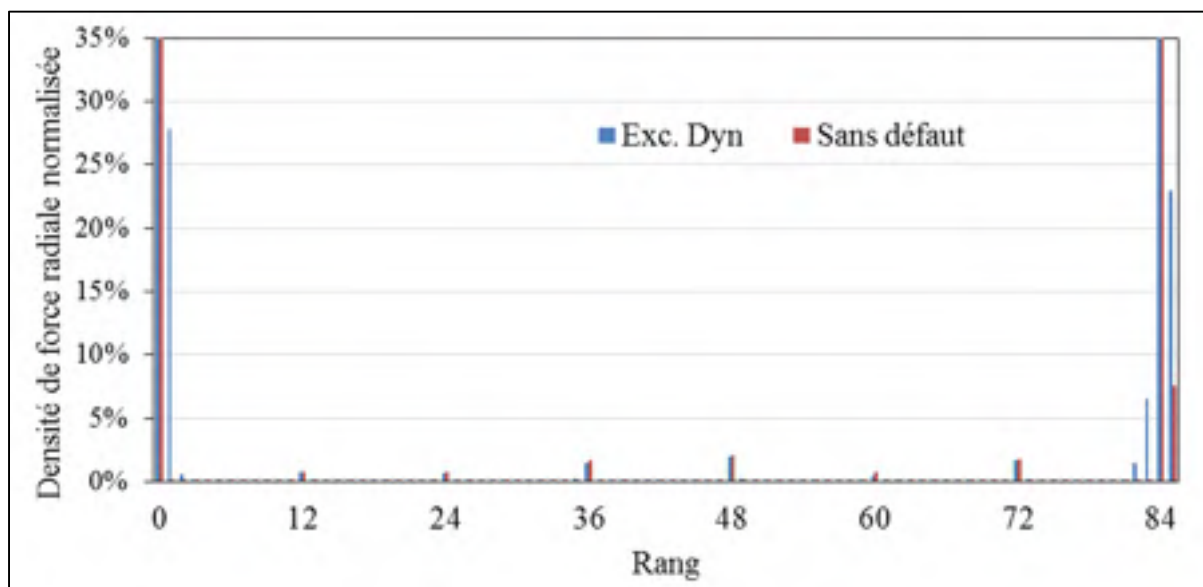


Figure 3.11 Spectre de la densité de force radiale de l'entrefer ; sans défaut, et avec excentricité dynamique pour les valeurs d'harmoniques de 0 à 87

Les composantes x et y de la force totale agissant sur le rotor sont calculées à chaque pas de temps. La force radiale totale est donnée par :

$$F_n = \sqrt{F_{n_x}^2 + F_{n_y}^2} \quad (3.7)$$

Les composantes x et y de la force radiale totale en présence d'excentricité statique et dynamique sont représentées aux figures 3.12 et 3.13 respectivement. Avec 30 % d'excentricité, la moyenne résultante de la force est égale à 1,43 MN pour l'excentricité dynamique et 1,373 MN pour l'excentricité statique.

Dans le cas d'une excentricité statique (figure 3.12), la force agissant sur le rotor est alignée avec la position de l'entrefer minimal, qui est statique dans ce cas. Dans le cas d'une excentricité dynamique (figure 3.13), la force suit la position de l'entrefer minimal, donc, c'est une force qui tourne et qui varie en fonction du temps et de l'espace.

L'excentricité dynamique cause l'apparition de l'harmonique d'espace d'ordre 1, qui est présent dans le spectre de la force résultante. Son amplitude dépend du degré d'excentricité. Les faibles ordres d'harmoniques présentent un intérêt pour l'analyse de la dynamique de l'arbre du groupe turbine-alternateur, puisqu'ils peuvent causer des vibrations importantes dans tout le groupe.

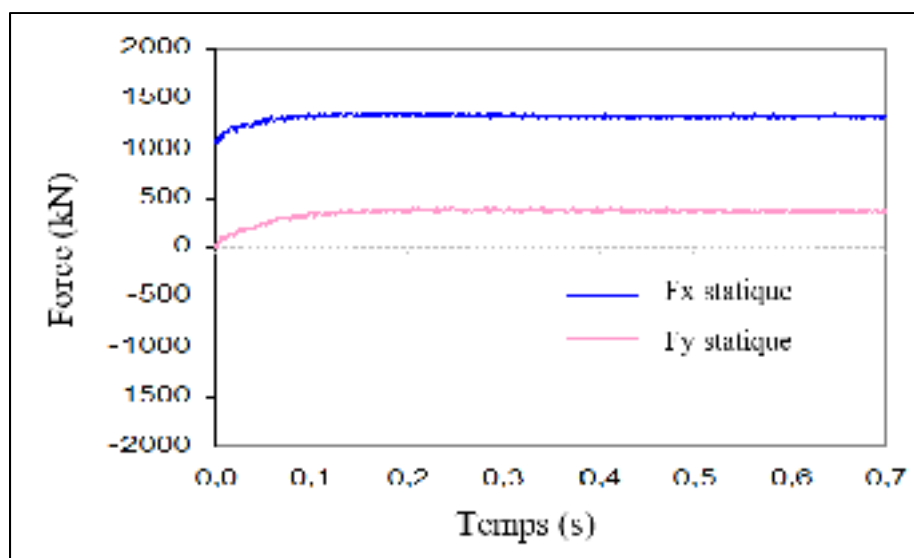


Figure 3.12 Force radiale résultante avec 30 % d'excentricité statique

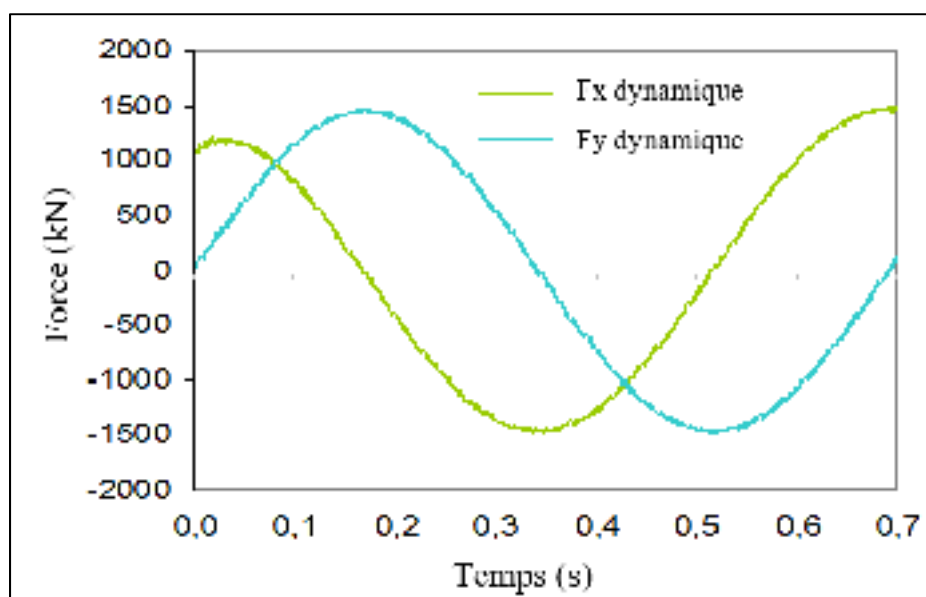


Figure 3.13 Force radiale résultante avec 30 % d'excentricité dynamique

3.3.2.2 Forces électromagnétiques tangentielles

Le deuxième type d'analyse dynamique considéré est l'analyse en torsion. Les composantes tangentielles des forces électromagnétiques créent un couple parasite qui influence le couple électromagnétique. De plus, une variation dynamique du couple hydraulique transmis de la turbine à l'alternateur peut causer des problèmes importants si sa fréquence correspond à une fréquence électromagnétique naturelle de l'alternateur, car elle est alors amplifiée et il en résulte des variations indésirables de la puissance transmise au réseau électrique.

Les figures 3.14 et 3.15 montrent la densité de force tangentielle respectivement pour la machine sans défaut et en présence d'excentricité dynamique. On peut remarquer qu'elle augmente pour la machine avec excentricité par rapport à celle de la machine sans défaut. La valeur crête à crête pour la machine sans défaut est de 181 kN/m^2 tandis qu'en présence d'excentricité, la valeur minimale est de 220 kN/m^2 . Cela veut dire que la force tangentielle ne diminue pas avec l'augmentation de l'entrefer.

La figure 3.16 montre la densité de force tangentielle calculée dans l'entrefer minimal pour les trois cas déjà mentionnés. On constate que la force tangentielle a significativement augmenté lorsqu'il y a excentricité statique et dynamique. Cette augmentation donne lieu à un couple parasite agissant sur l'arbre du rotor.

Dans la figure 3.16, la densité de force tangentielle en cas d'excentricité présente une composante d'espace d'ordre 1 dans le spectre spatial et une fréquence de $1,4285 \text{ Hz}$ dans le spectre temporel ayant une amplitude de 18% par rapport à la composante fondamentale. De plus, on voit apparaître des multiples de la fréquence de rotation à de très faibles amplitudes par rapport à la composante fondamentale. Avec 30% d'excentricité, la moyenne de la résultante de la force tangentielle est égale à $824,5 \text{ kN}$ pour l'excentricité dynamique et $685,78 \text{ kN}$ pour l'excentricité statique.

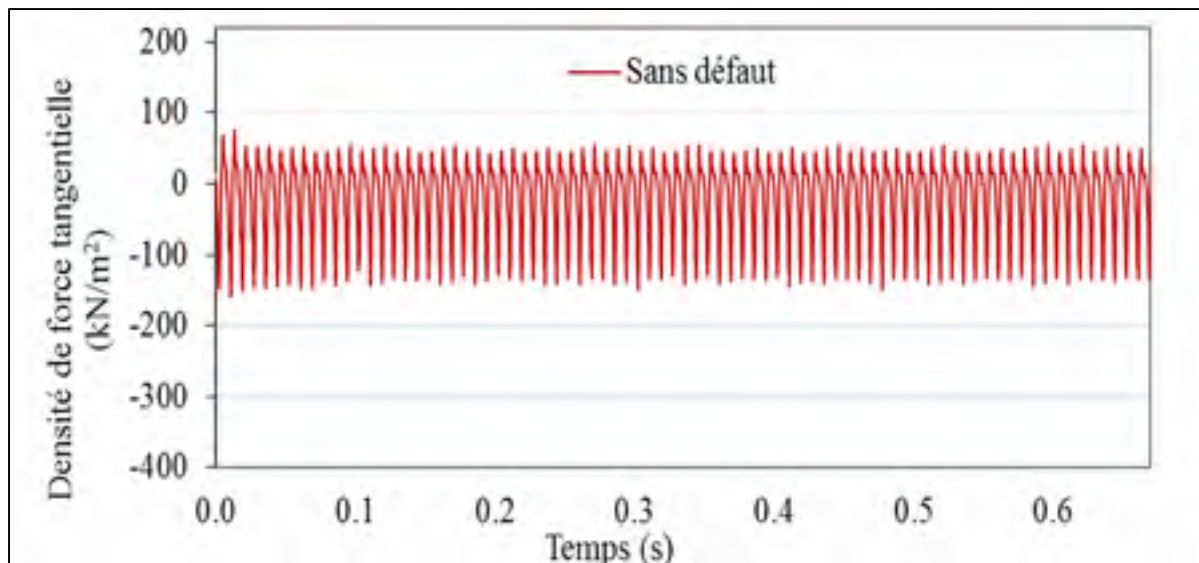


Figure 3.14 Densité de force électromagnétique tangentielle durant une révolution pour l'alternateur LG1 sans défaut

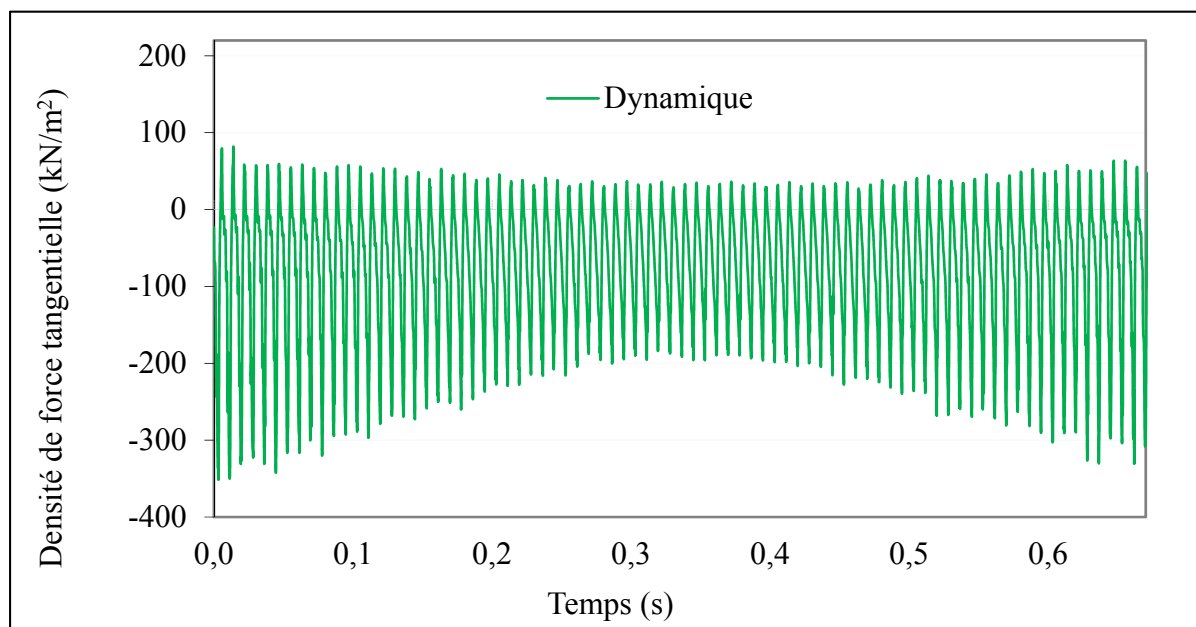


Figure 3.15 Densité de force électromagnétique tangentielle durant une révolution du rotor de l'alternateur LG1 avec excentricité dynamique

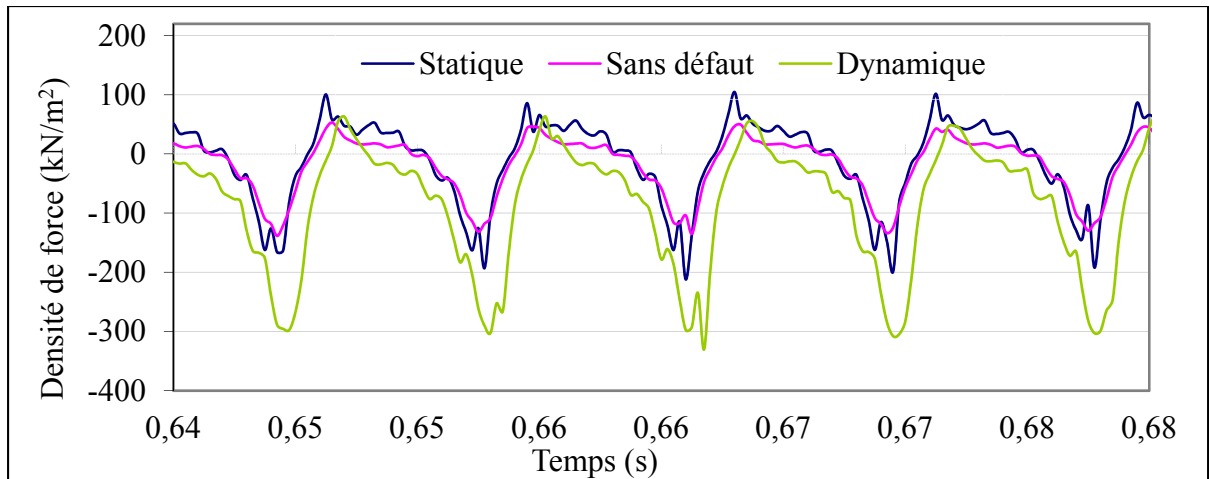


Figure 3.16 Densité des forces électromagnétiques tangentielles dans l'entrefer minimal pour la machine : sans défaut, avec excentricité statique et avec excentricité dynamique

La fréquence naturelle d'origine électromagnétique présentée et calculée dans le chapitre 1, aux équations (1.22) et (1.23), dépend de la charge de l'alternateur et de l'inertie totale du système tournant. Pour les machines étudiées, elle peut être de l'ordre 1 à 2,5 Hz. La figure 3.17 montre la fréquence naturelle qui est fonction du facteur de puissance et de la charge pour l'alternateur LG1 étudié dans ce troisième chapitre.

On remarque que la fréquence naturelle diminue lorsque la charge augmente et que le facteur de puissance diminue. Par exemple, pour un facteur de puissance de 0,9, la fréquence naturelle varie de 1,47 Hz jusqu'à 1,38 Hz lorsqu'on fait varier la charge de 5 % jusqu'à 125 %, alors que pour une charge de 85 %, la fréquence naturelle d'oscillation est très proche de 1,43 Hz, qui est la fréquence de rotation de la machine. Ce mode de fonctionnement est donc à éviter, puisqu'il peut induire d'importantes oscillations dans la puissance électrique, voire même de la résonance si ces deux fréquences coïncident. Les alternateurs des machines hydrauliques nécessitent vraiment une attention particulière, puisque la fréquence de rotation de ces machines est lente et peut être proche de la fréquence naturelle d'oscillation magnétique.

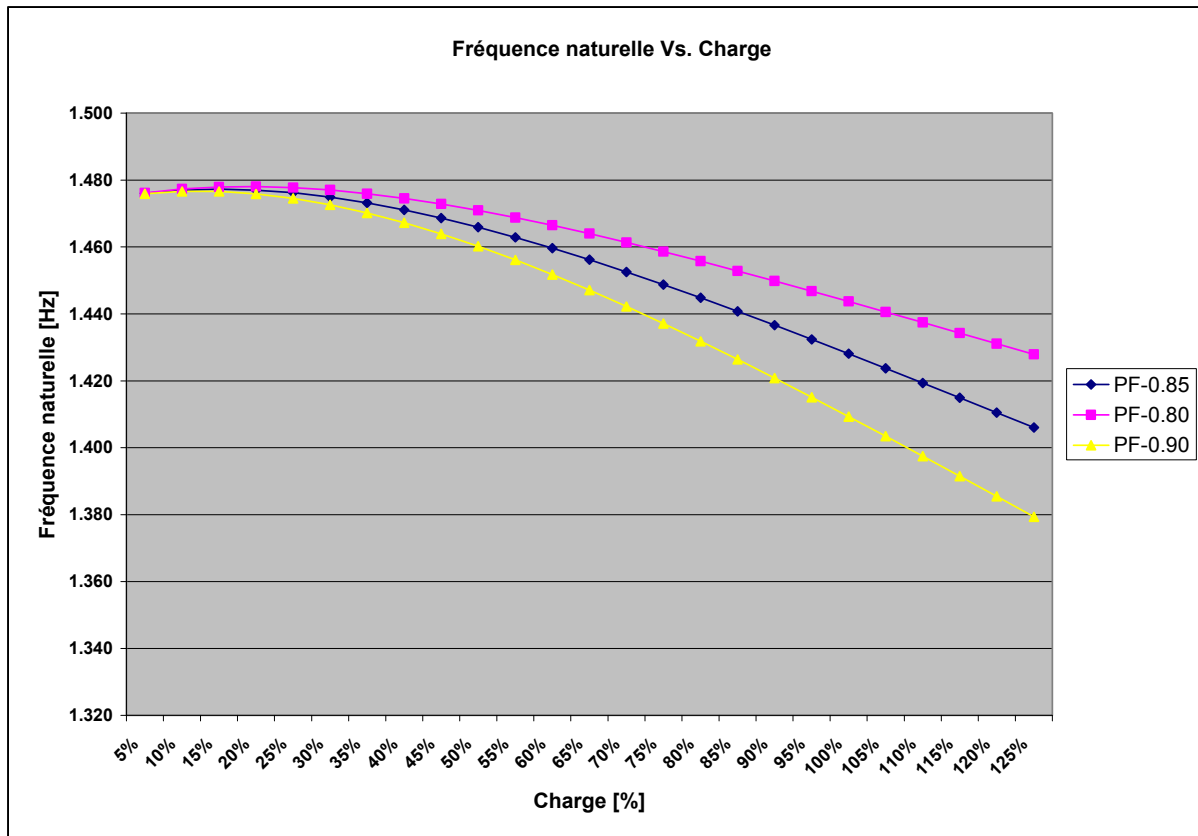


Figure 3.17 Fréquence naturelle d'origine électromagnétique en fonction de la charge et du facteur de puissance pour l'alternateur LG1

3.3.3 Courants du stator

L'alternateur LG1 étudié possède deux circuits parallèles au stator dans chaque phase. La figure 3.18 illustre les circuits parallèles de l'enroulement d'une phase du stator. Dans le modèle éléments finis, chaque enroulement de phase est modélisé en fonction de la séquence exacte des enroulements du stator dans chaque circuit. Une comparaison entre une machine parfaite et une machine avec excentricité statique est réalisée et les courants de l'enroulement du stator et des barres d'amortisseur sont calculés. Trois valeurs d'excentricités sont simulées dans ce cas, soit 10 %, 20 % et 30 % de la largeur de l'entrefer.

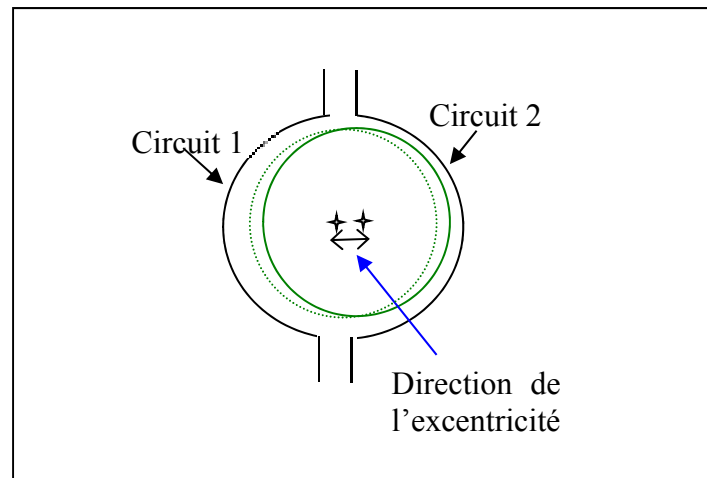


Figure 3.18 Schéma des deux circuits parallèles de l'enroulement du stator

La figure 3.19 montre les courants du stator calculés en présence d'une excentricité statique de 30 %. Les résultats obtenus montrent que le débalancement des courants du stator augmente avec le degré d'excentricité.

Les valeurs efficaces en valeur réduite du stator pour tous les cas sont résumées dans le tableau 3.1.

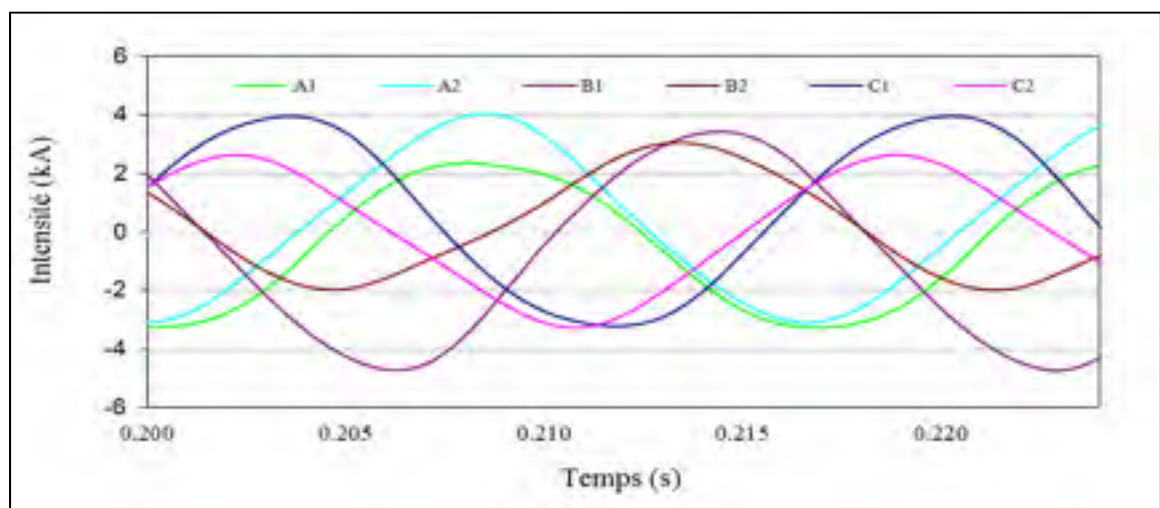


Figure 3.19 Courants dans les circuits parallèles des phases du stator avec une excentricité de 30 %

Tableau 3.1 Intensité des courants dans les circuits parallèles des trois phases du stator en fonction de l'excentricité statique

Excentricité (%)	I_{A1} (p.u.)	I_{A2} (p.u.)	I_{B1} (p.u.)	I_{B2} (p.u.)	I_{C1} (p.u.)	I_{C2} (p.u.)
0	0,478	0,478	0,478	0,478	0,478	0,478
10	0,464	0,493	0,514	0,446	0,494	0,464
20	0,452	0,510	0,551	0,419	0,510	0,453
30	0,442	0,528	0,591	0,397	0,533	0,445

On remarque que la somme des courants du stator dans les deux enroulements parallèles d'une phase est similaire à celles des autres phases. La valeur efficace des courants du stator augmente avec la diminution de la largeur de l'entrefer et vice versa, ce qui permet de compenser l'effet de l'excentricité sur la force électromagnétique. L'amplitude de la force électromagnétique résultante radiale diminue en présence de circuits parallèles dans l'enroulement du stator, comme le montre l'article de Zarko, Ban, Vazdar & Jarica (2012).

3.3.4 Courants des barres d'amortisseur

Les barres d'amortisseur du rotor servent à amortir les oscillations des champs magnétiques, de la vitesse, de l'angle interne et de la puissance de l'alternateur qui se produisent lors de la variation de charge, de fréquence ou d'excitation. Les barres d'amortisseur ne sont pas disposées de manière régulière le long des pôles pour éviter d'induire une perturbation importante à une seule fréquence dans le champ magnétique de l'entrefer.

La figure 3.20 montre les courants induits dans la première barre d'amortisseur située au premier pôle pour différentes excentricités statiques, à savoir 0 %, 10 %, 20 % et 30 % de la largeur de l'entrefer. Le courant dans la première barre d'amortisseur augmente avec l'augmentation du degré d'excentricité. Les amplitudes aux fréquences de 61,42 Hz et 121,42 Hz sont beaucoup plus importantes lorsqu'il y a excentricité, par rapport au cas de la machine parfaite, et augmentent avec le degré d'excentricité. Quant aux fréquences de

51,42 Hz et de 102,85 Hz, elles ne changent pas avec l'augmentation de l'excentricité, parce que ces fréquences sont liées à la force magnétomotrice.

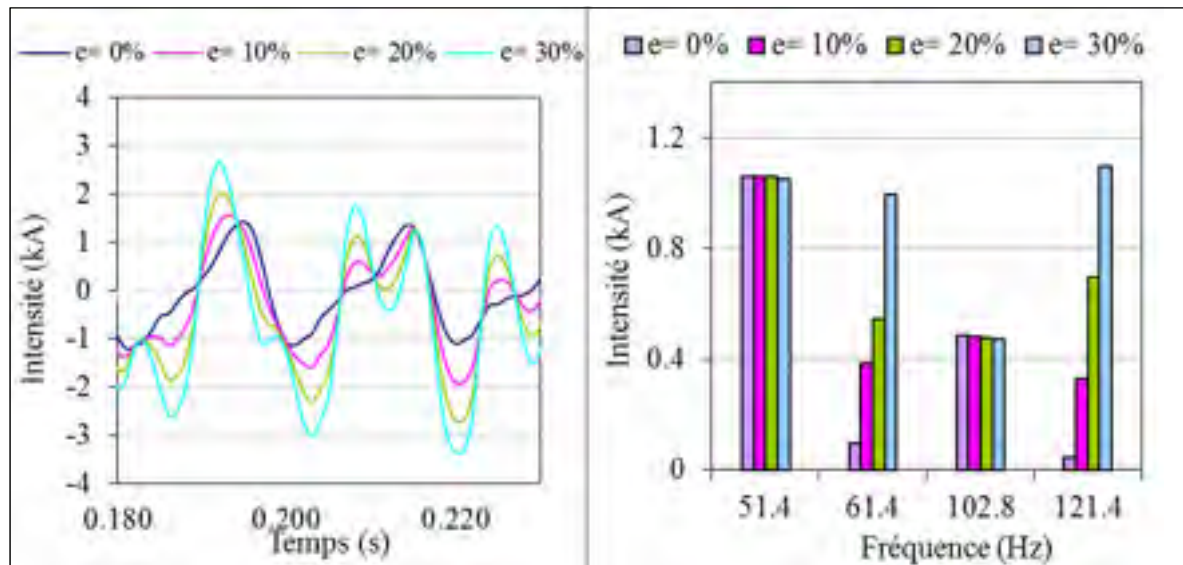


Figure 3.20 À gauche : Courant dans la première barre d'amortisseur pour différentes excentricités statiques ($e = 0, 10, 20, 30\%$) À droite : Comparaison entre les composantes des fréquences de 51,4 Hz, 60 Hz, 102,8 Hz et 120 Hz dans la première barre pour différentes excentricités statiques ($e = 0, 10, 20, 30\%$)

Dans le but de mieux comprendre les fréquences des courants dans les barres d'amortisseur, les courants des trois premières barres d'amortisseur sont étudiés dans pour l'alternateur sans défaut et en présence d'excentricité statique de 10 %. Les résultats sont montrés à la figure 3.21. Pour la première barre, l'intensité du courant est presque identique dans les deux cas. Toutefois, le courant présente plus d'oscillations en présence d'excentricité. Pour les deuxième et troisième barres, l'intensité du courant est plus importante que dans le cas de la machine sans défaut.

Les spectres des courants des trois premières barres d'amortisseur pour un pôle donné sont présentés à la figure 3.22.

Les fréquences des courants induits dans le rotor f_{ir} qui proviennent de la force magnétomotrice se calculent à l'aide de l'expression suivante :

$$f_{ir} = |(p - (i)(\mu)) \cdot f_r| \quad (3.8)$$

où p est le nombre de paires de pôles, μ le rang de l'harmonique d'espace, i le sens de rotation de l'harmonique d'espace correspondant, et f_r la fréquence de rotation (1,43 Hz). Le tableau 3.2 montre l'ensemble des harmoniques d'espace de la force magnétomotrice et les fréquences induites au rotor dans les courants. Ces valeurs analytiques des fréquences correspondent aux fréquences établies par la simulation électromagnétique.

Les fréquences de passage d'encoches sont présentes dans le spectre, et la composante fondamentale se calcule à l'aide de l'expression :

$$(N_{encoches} \cdot f_r) = 771,39 \text{ Hz} \quad (3.9)$$

Cette fréquence de passage d'encoches est plus importante en présence d'excentricité que pour la machine sans défaut.

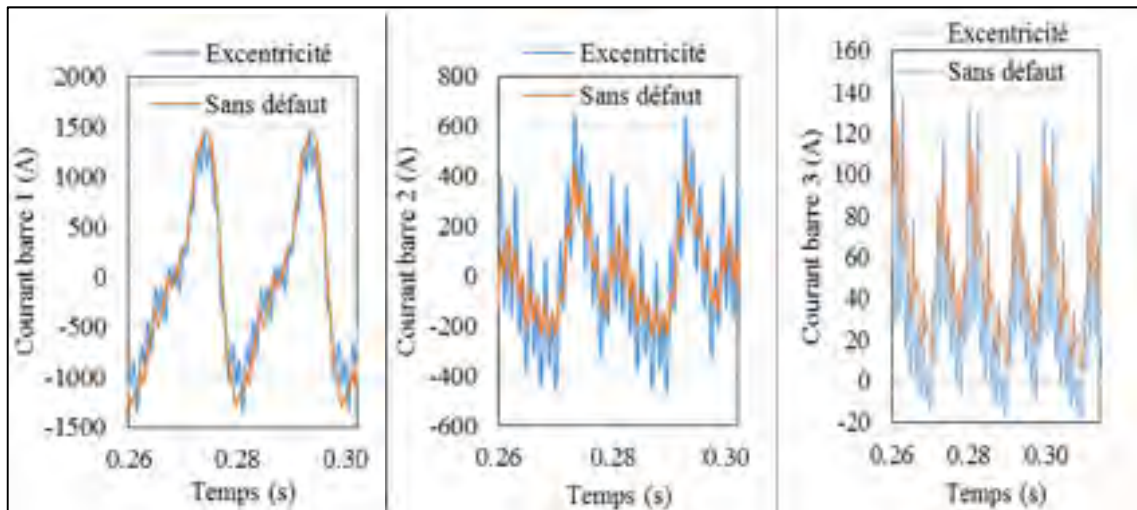


Figure 3.21 Courants dans les trois premières barres d'amortisseur pour un pôle donné pour l'alternateur LG1, sans défaut et en présence d'une excentricité statique de 10 %

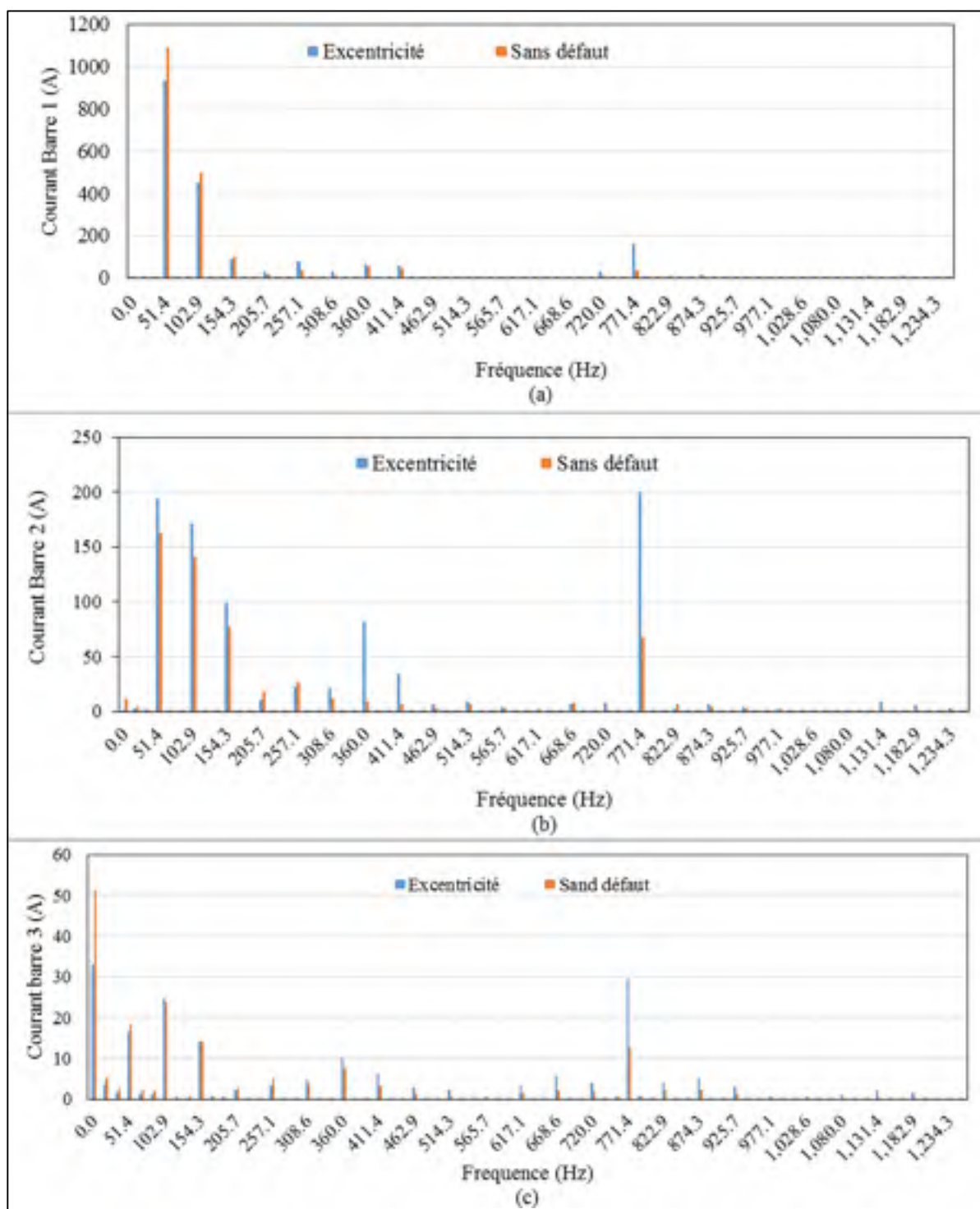


Figure 3.22 Spectre des courants dans les trois premières barres d'amortisseur pour l'alternateur LG1, sans défaut et en présence d'une excentricité statique de 10 % : (a) première barre, (b) deuxième barre, (c) troisième barre

Tableau 3.2 Fréquences induites au rotor des harmoniques d'espace de la force magnétomotrice

Ordre de l'harmonique	sens de rotation	Fréquences induites au rotor (Hz)
6	1	51,429
30	-1	102,857
42	1	0,000
66	-1	154,286
78	1	51,429
102	-1	205,714
114	1	102,857
138	-1	257,143
150	1	154,286
174	-1	308,571
186	1	205,714
222	1	257,143
210	-1	360,000
246	-1	411,429
258	1	308,571
282	-1	462,857
294	1	360,000
318	-1	514,286
330	1	411,429
366	1	462,857
354	-1	565,714
390	-1	617,143
402	1	514,286
426	-1	668,571
438	1	565,714
474	1	617,143
462	-1	720,000

3.4 Résumé

Dans ce chapitre, le calcul des forces électromagnétiques a été effectué pour un grand alternateur hydroélectrique existant à charge nominale. Trois cas de machines ont été considérés pour le calcul : une machine sans excentricité et deux machines avec excentricité, statique et dynamique.

L'augmentation du degré d'excentricité cause une augmentation importante des forces radiales et tangentielles électromagnétiques. Le spectre de la densité des forces électromagnétiques radiales obtenues dans l'entrefer par simulation numérique montre l'existence de plusieurs harmoniques. On constate que l'harmonique d'espace d'ordre 1 apparaît dans le spectre pour les deux cas d'excentricité (statique et dynamique), et que sa valeur est importante pour une excentricité de 30 % ; elle représente 27 % de la force fondamentale totale. On remarque aussi que la fréquence de rotation apparaît dans le spectre du cas d'excentricité dynamique et que sa valeur est importante pour une excentricité de 30 %. Ces harmoniques d'espace et de fréquence d'ordre faible présentent un intérêt pour l'étude de la dynamique du groupe turbine-alternateur. D'autres harmoniques d'ordre élevé, qui présentent aussi un intérêt pour les vibrations et les bruits, sont ceux qui sont liés à la fréquence de passage d'encoches. Ces harmoniques deviennent plus importants en présence d'excentricité. Il est important d'éviter, à l'étape de conception, d'avoir un noyau magnétique dont les fréquences naturelles se rapprochent des fréquences de passage d'encoches pour éviter la vibration du noyau.

Les alternateurs des machines hydrauliques nécessitent une attention particulière, puisque la fréquence de rotation de ces machines est lente et peut être proche de la fréquence naturelle d'oscillation magnétique.

Les courants des circuits parallèles du stator ont été calculés et montrent une augmentation des courants déséquilibrés avec le degré d'excentricité. Une solution pourrait résider dans la réalisation d'un égaliseur entre les circuits parallèles des enroulements du stator, ce qui pourrait aider à réduire les forces supplémentaires dans la machine et le déséquilibre des courants causé par l'excentricité.

Les composantes 61,42 Hz et 121,42 Hz du spectre du courant de la première barre d'amortisseur deviennent visibles et augmentent de manière importante lorsque l'excentricité s'accroît. L'analyse spectrale des courants dans les barres d'amortisseur a montré l'existence des fréquences d'amplitudes importantes, à savoir 51,42 Hz, 102,42 Hz, etc. Ces fréquences se trouvent dans l'induction magnétique et sont liées aux harmoniques d'espace selon la séquence de bobinage. De même, la fréquence de passage d'encoches (771,42 Hz) est présente dans le spectre des courants dans les barres d'amortisseur. Comme la distribution des barres

d'amortisseur n'est pas uniforme et dépend de leur position sur la face polaire, les courants ne sont pas identiques dans toutes les barres.

Finalement, les forces et le couple électromagnétiques résultants de ces modèles ont été utilisés pour calculer la réponse dynamique de l'arbre, ce qui a permis de faire un premier couplage entre les modèles (S. Cupillard et al, 2014).

CHAPITRE 4

ÉTUDE DU COMPORTEMENT VIBRATOIRE DE L'ALTERNATEUR

4.1 Introduction

Les vibrations surviennent dans une machine électrique lorsqu'une partie de la structure est excitée par une force électromagnétique dont la fréquence est proche de la fréquence naturelle de la structure, aux modes de vibration correspondants. Il faut réaliser une analyse mécanique pour déterminer les fréquences naturelles et les modes correspondants du noyau magnétique du stator seul ou de la structure du rotor. Toute fréquence d'excitation proche de la fréquence naturelle qui a le même mode que les forces électromagnétiques mérite une attention particulière.

Il est possible de réduire le risque de vibration dans un alternateur si les amplitudes, les modes et les fréquences correspondants de ces forces électromagnétiques ainsi que les fréquences naturelles de la structure sont bien connus à l'avance pour une conception donnée. Habituellement, les concepteurs évitent de créer une machine dont le noyau magnétique a des fréquences naturelles très proches de la fréquence de rotation, de la fréquence à 120 Hz et de ses multiples ainsi que des fréquences de passage d'encoches, pour éviter tout problème de vibration du noyau.

Le présent chapitre est consacré à la détermination des modes et des fréquences naturelles de la structure du stator et du rotor, ainsi que des modes et des fréquences des forces électromagnétiques de l'alternateur LG1, sans défaut et avec une symétrie parfaite. Dans un premier temps, les fréquences naturelles et les modes du stator et du rotor calculés analytiquement et numériquement sont présentés pour établir les limitations de chaque méthode. Les propriétés des matériaux sont prises en compte et leurs effets sont étudiés grâce à la modélisation par éléments finis. Dans un second temps, les forces électromagnétiques sont calculées en utilisant une modélisation 2D par éléments finis afin de déterminer les modes et les fréquences de la densité de force. Enfin, une comparaison des modes propres et des

fréquences naturelles avec ceux de la densité de force est présentée afin d'établir toute fréquence pouvant engendrer des vibrations importantes.

4.2 Théorie

Deux méthodes sont utilisées pour le calcul des fréquences naturelles du circuit magnétique : par équation analytique et par la méthode des éléments finis. Dans la présente analyse, seuls les modes radiaux sont inclus, sans nœud axial.

4.2.1 Équation analytique des modes et des fréquences naturelles

Dans le modèle analytique permettant la détermination des modes et des fréquences naturelles du stator et du rotor, le noyau magnétique est considéré comme un anneau de rayon moyen R , obtenu à partir des rayons extérieur et intérieur. La masse des dents, celle des bobinages et celle de l'isolant sont ajoutées à celle de l'anneau pour établir la masse totale. Par contre, celle des têtes de bobines n'est pas prise en compte.

Le matériau est considéré comme isotrope pour le calcul analytique. Un facteur permet de diminuer la rigidité du noyau magnétique pour tenir compte de l'empilement de tôles : un facteur de 100 % signifie que l'on utilise les propriétés mécaniques de l'acier, soit un module d'élasticité de 200 GPa ; cette valeur est réduite à 80 % de la valeur nominale de l'acier, afin de tenir compte de l'empilement.

L'équation qui suit permet d'obtenir la fréquence naturelle pour le mode i correspondant au régime libre de vibrations (Timoshenko., 1995) :

$$f_i = \frac{i(i^2 - 1)}{2\pi R^2(i^2 + 1)^{1/2}} \sqrt{\frac{EI_y}{m_L}} \quad (4.1)$$

où I_y représente l'inertie autour de l'axe Y, m_L la masse linéique de l'anneau (kg/m), et E le module d'élasticité (Pa).

R est le rayon de l'axe neutre de l'anneau (m) calculé ainsi $R = (R_0 + R_i)/2$

où R_0 : Rayon extérieur de l'anneau (m), R_i : Rayon intérieur de l'anneau (m)

La carcasse et le croisillon ne sont pas généralement pris en considération dans cette équation.

4.2.2 Modèles numériques par éléments finis des vibrations

La formulation du modèle par éléments finis est basée sur le principe du travail virtuel. Ce principe stipule qu'une variation virtuelle de l'énergie interne doit être égale à la variation du travail extérieur due aux charges appliquées $\delta U = \delta V$, où U est l'énergie de déformation, V est le travail extérieur et δ est l'opérateur virtuel.

L'énergie virtuelle de déformation est donnée par :

$$\delta U_1 = \int_{vol} \{\delta \varepsilon\} \{\sigma\} d(vol)^T \quad (4.2)$$

où $\{\delta \varepsilon\}$ représente le vecteur déformation, $\{\sigma\}$ le vecteur contrainte et (vol) le volume de l'élément.

Donc, la déformation pourra être reliée aux déplacements nodaux par l'équation $\{\varepsilon\} = [B]\{u\}$, où $[B]$ est la matrice contrainte-déformation et $\{u\}$ le vecteur de déplacement nodal.

La contrainte pourra être définie ainsi : $\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\}$, où $[D]$ est la matrice d'élasticité définie pour un matériau orthotrope d'un modèle 2D comme suit :

$$[D] = \begin{bmatrix} \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & \frac{\nu_{12}E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ \frac{\nu_{12}E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ 0 & 0 & 2G_{12} \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

(E_1 , E_2) représente le module de Young en deux dimensions ; ν_{12} et ν_{21} sont les coefficients de Poisson et G_{12} est le coefficient de cisaillement.

Pour un matériau isotrope, la matrice d'élasticité devient :

$$[D] = \begin{bmatrix} \frac{E}{1-\nu^2} & \frac{\nu E}{1-\nu^2} & 0 \\ \frac{\nu E}{1-\nu^2} & \frac{E}{1-\nu^2} & 0 \\ 0 & 0 & G \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

4.2.2.1 Réponse harmonique aux forces d'excitations :

Les déplacements et déformations se calculent sur chaque nœud du maillage, et l'équation du mouvement de la structure d'un système non amorti s'exprime par :

$$([K] - \omega_i^2 [M])\{\phi\}_i = \{F(u, t)\} \quad (4.5)$$

où $\{\phi\}_i$ représente le mode, sa fréquence correspondante étant $f_i = \omega_i/2\pi$. $[K]$ représente la matrice de rigidité, $[M]$ la matrice des masses et $\{F(u, t)\}$ les forces extérieures.

4.2.2.2 Fréquences naturelles et modes propres :

Dans le cas de vibrations libres sans force d'excitation, l'équation devient :

$$([K] - \omega_i^2 [M])\{\phi\}_i = 0 \quad (4.6)$$

La résolution de cette équation donne les modes et les fréquences naturelles de la structure.

La figure 4.1 représente les modes 0 à 5. Le mode 2 présente une forme elliptique, le mode 3 présente une forme à 3 lobes, et le mode 4 présente une forme à 4 lobes. La figure 4.2 représente la forme du mode 4 établie à partir de la simulation numérique par éléments finis du stator, comparée à sa forme initiale.

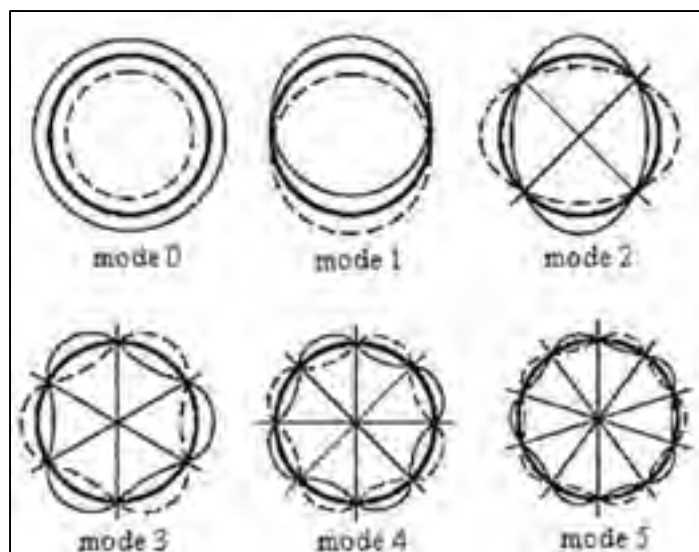


Figure 4.1 Modes radiaux d'un cylindre
(Timoshenko., 1995)

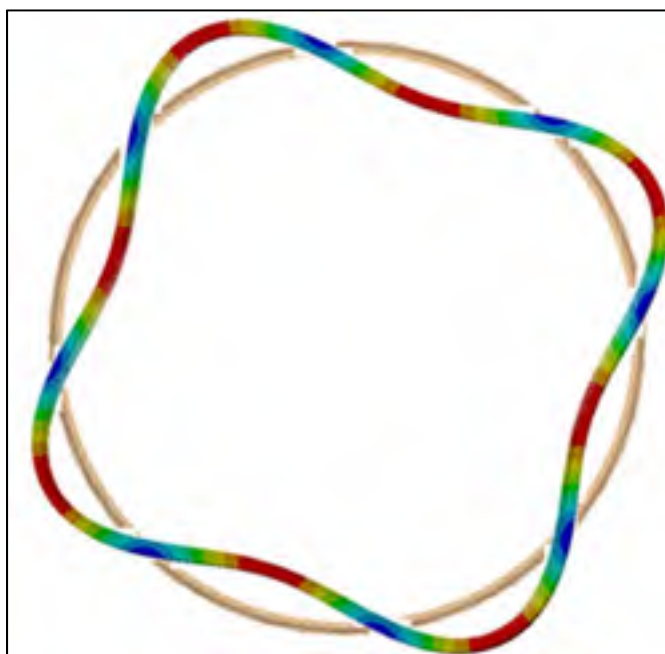


Figure 4.2 Comparaison entre la forme du stator
et sa déformation de mode 4

4.2.3 Calcul des forces électromagnétiques

Les densités de forces électromagnétiques radiales sont calculées à l'aide de la méthode des éléments finis, d'après les équations (2.7) et (2.8), pour le cas de la machine parfait sans défaut. L'équation du tenseur de Maxwell peut être décomposée en série de Fourier pour obtenir les modes et les fréquences correspondantes, comme dans l'équation suivante :

$$\sigma(t, \alpha_s) = \sum_{n,r} \hat{\sigma}_{nr} \cos(r\alpha_s + 2\pi n f_s t + \phi_{nr}) = \sum_{n,r} \{r, n f_s\} \quad (4.7)$$

où $A_{m,n}$ est l'amplitude de la densité de force, α_s est l'angle mécanique dans l'entrefer, n est l'ordre de l'harmonique d'espace, $n f_n$ est la fréquence qui se déplace dans l'entrefer.

4.3 Étude de cas

Les résultats qui suivent ont été obtenus pour l'alternateur LG1. Les modes et les fréquences naturelles sont calculés d'abord pour le stator, puis pour le rotor, ainsi que les modes et les fréquences de la force excitatrice. Une comparaison entre les modes et les fréquences naturelles des structures et ceux des forces électromagnétiques est ensuite réalisée.

4.3.1 Fréquences naturelles et modes du stator

Une analyse modale basée sur la modélisation 2D par éléments finis avec le logiciel ANSYS Mechanical est réalisée pour le stator. Ce dernier est considéré comme un anneau rigide et une seule encoche est modélisée pour atteindre les modes supérieurs. Le module de Young, difficile à calculer ou à mesurer, a été estimé conformément à la référence (Beckley, 2002). La carcasse n'est pas incluse dans l'analyse puisque le contact est non linéaire, et les modes de vibration sont libres-libres, aucune condition limite n'est imposée. La figure 4.3 montre le maillage d'une encoche et de la dent du stator.

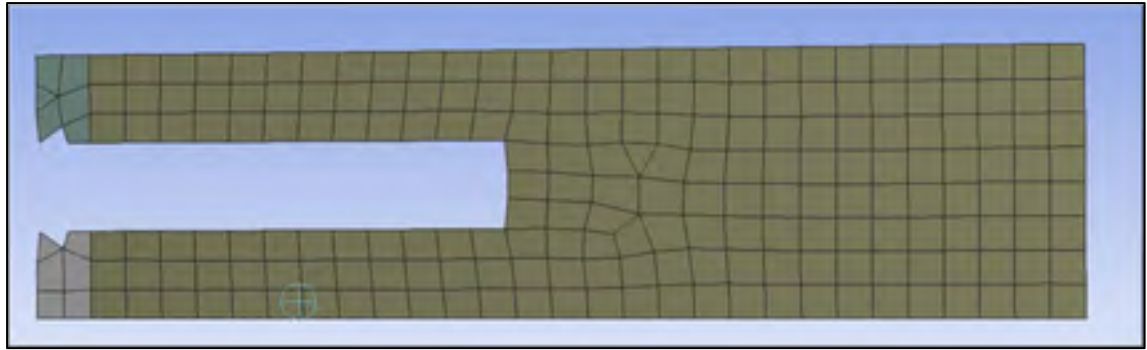


Figure 4.3 Maillage d'une encoche et d'une dent du stator en utilisant le logiciel ANSYS Mechanical

Les fréquences naturelles calculées sont directement reliées aux propriétés des matériaux. Cependant, il existe peu de données sur des empilements de tôles pour des alternateurs hydroélectriques. Il faut donc utiliser des données expérimentales obtenues pour des tôles composant des moteurs électriques de puissance inférieure, donc de diamètre inférieur. Il faut également tenir compte des événements dans le circuit magnétique (Merkhouf & Belanger, 2009).

Le module de Young utilisé dans les simulations pour un matériau orthotrope est : $E_x = E_y = 185 \text{ GPa}$, $E_z = 200 \text{ GPa}$. Les coefficients de cisaillement sont : $G_{xy} = 55 \text{ GPa}$, $G_{yz} = G_{xz} = 8 \text{ GPa}$. Le coefficient de Poisson est de 0,29.

Dans les équations analytiques et les simulations numériques pour un matériau isotrope, le module de Young considéré est de 185 GPa.

Le tableau 4.1 résume les caractéristiques des matériaux du stator et du rotor utilisées pour les analyses numérique et analytique.

Les bobinages du stator et les matériaux isolants sont pris en compte dans les modélisations. Comme ils ne possèdent aucune rigidité, seule leur masse est considérée dans les deux types de modélisation.

Tableau 4.1 Propriétés des matériaux utilisées pour les modèles numérique et analytique

	Stator (IET standard)	Rotor - Cas 1	Rotor - Cas 2
Orthotrope	$E_x = E_y = 185 \text{ GPa}$ $E_z = 200 \text{ GPa}$ $G_{xy} = 55 \text{ GPa}$ $G_{yz} = G_{xz} = 8 \text{ GPa}$ $\nu = 0,29$	$E_x = E_y = 175 \text{ GPa}$ $E_z = 189 \text{ GPa}$ $G_{xy} = 55 \text{ GPa}$ $G_{yz}, G_{xz} = 8 \text{ GPa}$ $\nu = 0,29$	$E_x = E_y = 210 \text{ GPa}$ $E_z = 220 \text{ GPa}$ $G_{xy} = 55 \text{ GPa}$ $G_{yz}, G_{xz} = 8 \text{ GPa}$ $\nu = 0,29$
Isotrope et analytique	$E = 185 \text{ GPa}$	$E = 175 \text{ GPa}$	$E = 210 \text{ GPa}$

Les figures 4.4 et 4.5 présentent les modes et les fréquences naturelles du stator obtenus par les méthodes analytique et numérique pour des matériaux isotropes et orthotropes.

On constate que les trois courbes sont quasiment similaires pour les modes inférieurs à 32 (600 Hz). Une différence apparaît quand on compare les deux approches pour des fréquences de 600 à 1000 Hz. Il faut noter que c'est la courbe d'un matériau orthotrope qui se rapproche le plus du modèle réel.

Pour les modes supérieurs à 32, les courbes obtenues par éléments finis ne suivent plus la forme parabolique des courbes obtenues par la méthode analytique. La flexion des courbes des résultats numériques se situe au mode 32 et tend vers une asymptote horizontale à une fréquence proche de 1600 Hz (au mode 140). Le fait que le stator possède 540 encoches affecte ses modes et fréquences naturelles comparativement à une structure purement annulaire.

Ces comparaisons montrent que les résultats analytiques constituent une bonne approximation pour les modes inférieurs à 32. Au-delà de cette valeur, l'équation analytique ne donne pas un bon résultat pour ce cas d'étude.

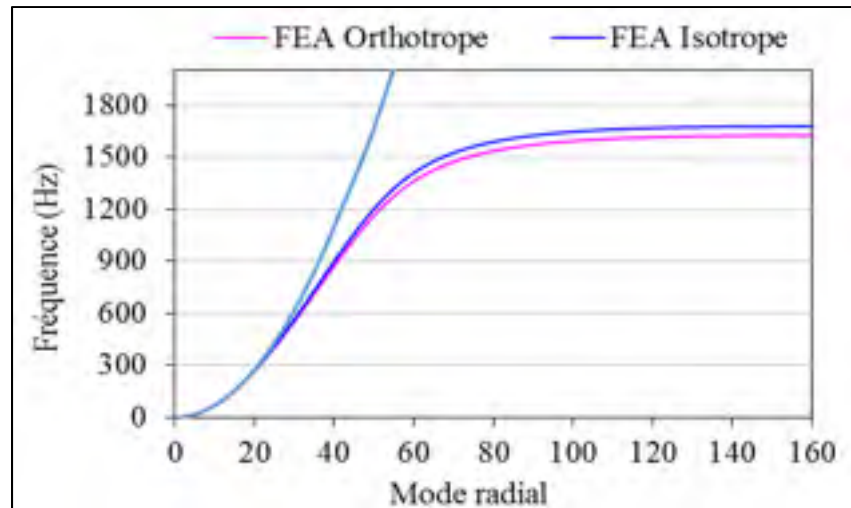


Figure 4.4 Fréquences naturelles du stator obtenues par les deux méthodes, numérique et analytique (modes 0 à 160)

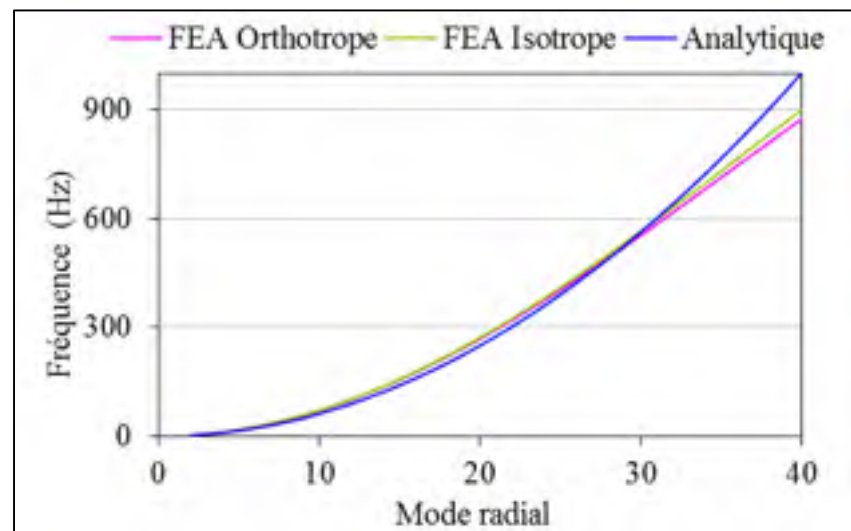


Figure 4.5 Fréquences naturelles du stator obtenues par les deux méthodes, numérique et analytique (modes 0 à 40)

4.3.2 Fréquences naturelles et modes du rotor

Dans le modèle du rotor, les pôles et la jante sont pris en considération ; par contre, le croisillon ne l'est pas, car il est en contact non linéaire avec la jante. Le rotor constituant une structure plus rigide que le stator, son module de Young est supérieur. La figure 4.6 montre le maillage

complet du rotor à gauche, et à droite le maillage d'un pôle du rotor. Le maillage est constitué de 21 milliers d'éléments.

Deux valeurs du module de Young pour un matériau orthotrope sont utilisées pour les simulations par éléments finis du rotor (Merkhouf & Belanger, 2009) :

Cas 1 : $E_x = E_y = 175 \text{ GPa}$, $E_z = 189 \text{ GPa}$

Cas 2 : $E_x = E_y = 210 \text{ GPa}$, $E_z = 220 \text{ GPa}$

Les coefficients de cisaillement sont : ($G_{xy} = 55 \text{ GPa}$, G_{yz} et $G_{xz} = 8 \text{ GPa}$). Le coefficient de Poisson est de 0,29.

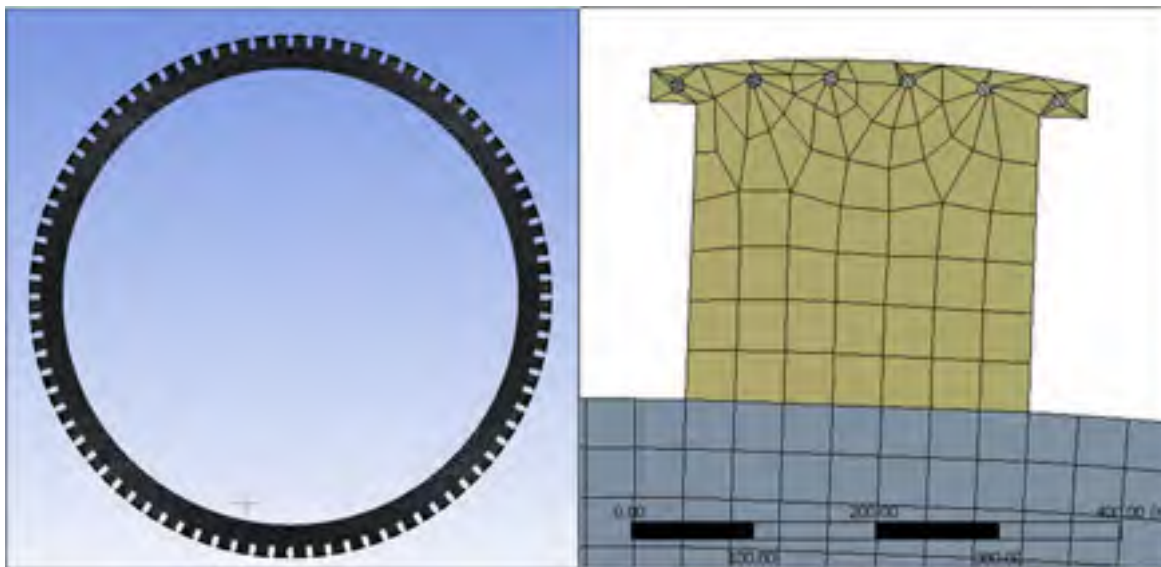


Figure 4.6 Maillage du rotor (à gauche) et d'un pôle du rotor (à droite) à l'aide du logiciel ANSYS Mechanical

Les deux cas sont étudiés afin d'illustrer l'importance de la valeur du module de Young dans les résultats obtenus. Dans l'équation analytique ainsi que dans les simulations par éléments finis, le module de Young pour un matériau isotrope est de 175 GPa pour le cas 1 et de 201 GPa pour le cas 2.

La figure 4.7 montre les fréquences naturelles du rotor obtenues par les deux méthodes, numérique et analytique, alors que la figure 4.8 montre un agrandissement sur les modes 0 à 12. On constate que la nature du matériau (isotrope ou orthotrope) a un grand impact sur les résultats obtenus, surtout pour les modes supérieurs au mode 12, où la différence est de plus de 25 Hz.

Les courbes obtenues par éléments finis tendent vers une asymptote horizontale autour du mode 40, alors que la courbe analytique a une forme parabolique. Pour les modes inférieurs, la différence entre les deux approches est plus prononcée que pour le stator (autour de 14 % d'écart pour le mode 2). C'est principalement dû, d'une part, à la masse et à la rigidité du rotor qui ont une grande influence sur les résultats et qui ont été simplifiées dans le modèle analytique, et d'autre part, au fait que le rotor possède 84 pôles, ce qui influence ses modes et fréquences naturelles comparativement à une structure purement annulaire avec un rayon moyen.

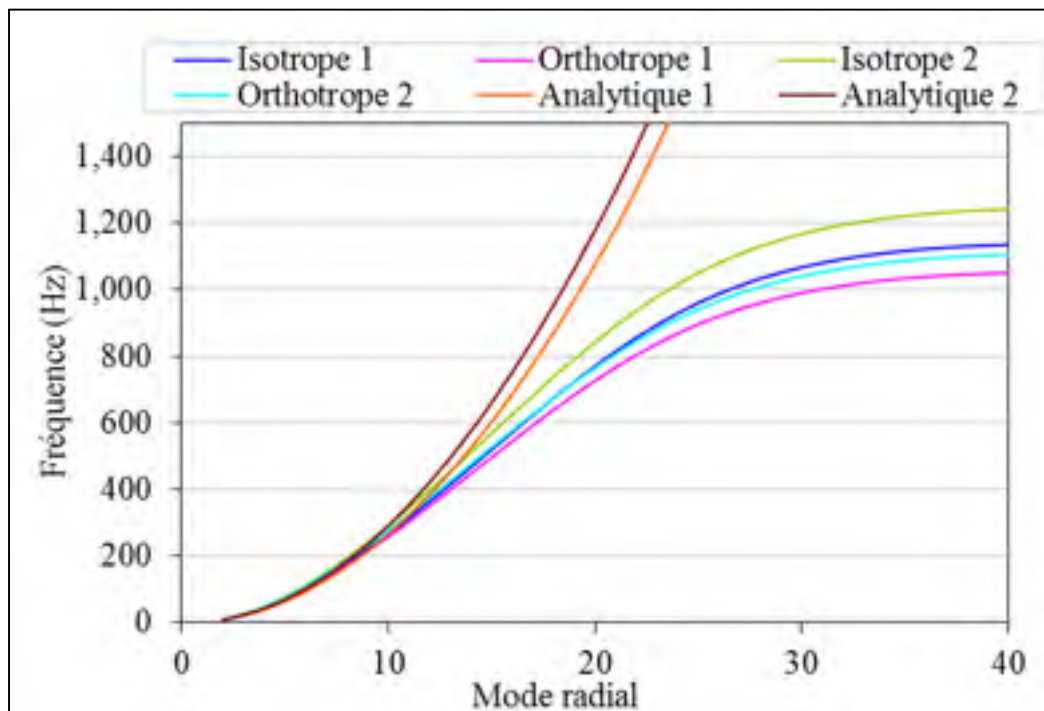


Figure 4.7 Fréquences naturelles du rotor obtenues par les deux méthodes, des éléments finis et analytique (modes : 0 à 40)

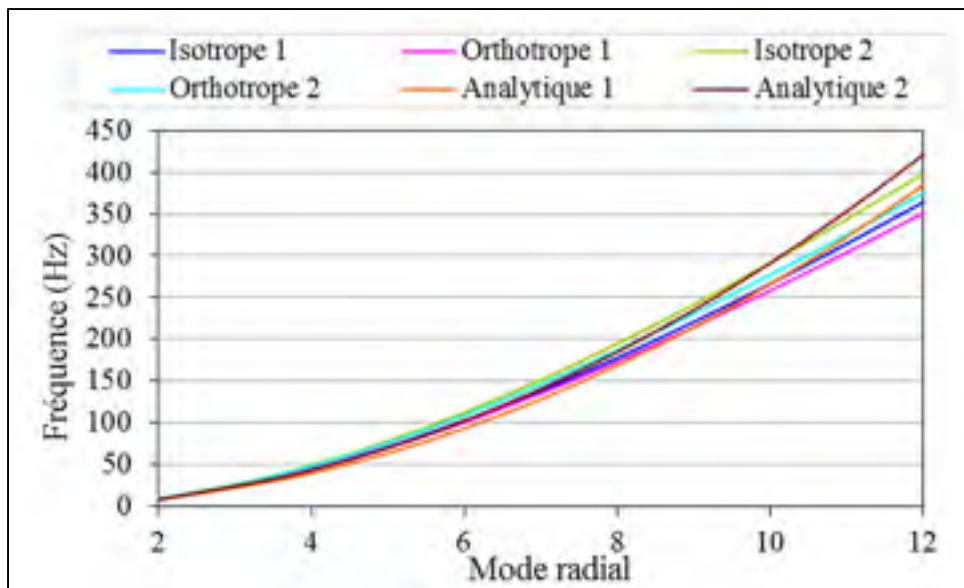


Figure 4.8 Fréquences naturelles du rotor obtenues par les deux méthodes, des éléments finis et analytique (modes : 0 à 12)

La figure 4.9 montre les modes 4 du stator et du rotor, obtenus par la simulation par éléments finis. À gauche, le mode 4 du stator correspond à la fréquence 10,5 Hz et à droite, le mode 4 du rotor correspond à la fréquence 45,7 Hz. Chaque couleur indique une amplitude de déformation : pour le mode 4 du stator, le bleu indique une déformation minimale de 0,9 mm, alors que le rouge indique une déformation maximale de 4,47 mm.

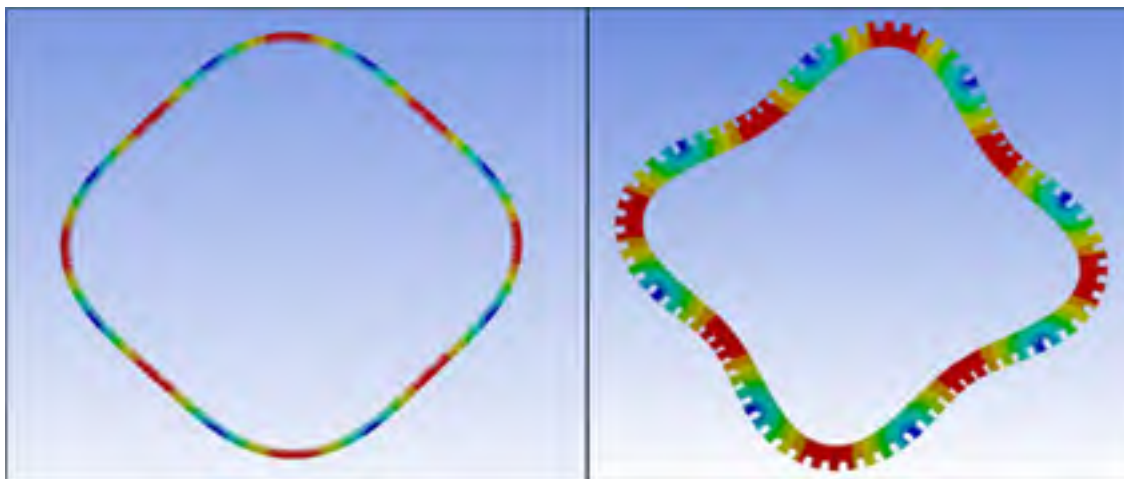


Figure 4.9 Gauche : Mode 4 (10,5 Hz) du stator. Droite : Mode 4 (45,7 Hz) du rotor (méthode des éléments finis)

4.3.3 Densité des forces électromagnétiques

Dans le cadre de l'analyse vibratoire envisagée sur l'alternateur LG1, seules les forces électromagnétiques radiales présentent un intérêt. Les densités de forces électromagnétiques à différentes fréquences et différents modes sont calculées pour un fonctionnement de l'alternateur à la charge nominale.

Une simulation électromagnétique 2D par éléments finis permet de calculer les forces électromagnétiques qui peuvent exciter le stator ou le rotor. La largeur de l'entrefer est la largeur de conception. Les bobines du stator sont reliées à la charge par un circuit externe constitué de résistances et d'inductances représentant les connexions d'extrémité. Les barres d'amortisseur de chaque pôle sont également reliées entre elles à l'aide d'un circuit externe utilisant les paramètres de conception de la machine. De plus, le rotor et le stator sont considérés comme parfaitement circulaires dans le cas étudié.

La machine présente une symétrie magnétique, et seule une section de 1/12 est modélisée. La figure 4.10 montre le maillage, qui contient environ 347 milliers d'éléments. Un pas de temps de $6,47 \cdot 10^{-5}$ second est utilisé pour les simulations électromagnétiques transitoires avec une période électrique qui dure 0,01666 s après que le régime permanent ait été atteint. Le chapitre 2 donne davantage de détails sur la modélisation.

La figure 4.11 montre la répartition de l'induction magnétique et les lignes de champ à travers un pôle.

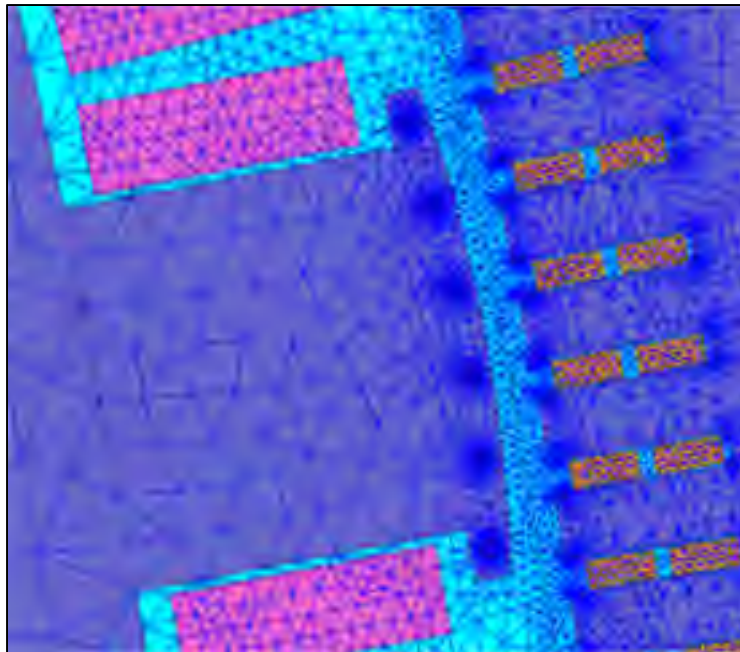


Figure 4.10 Détail du maillage à l'intérieur et autour d'un pôle pour le modèle électromagnétique par éléments finis de l'alternateur LG1

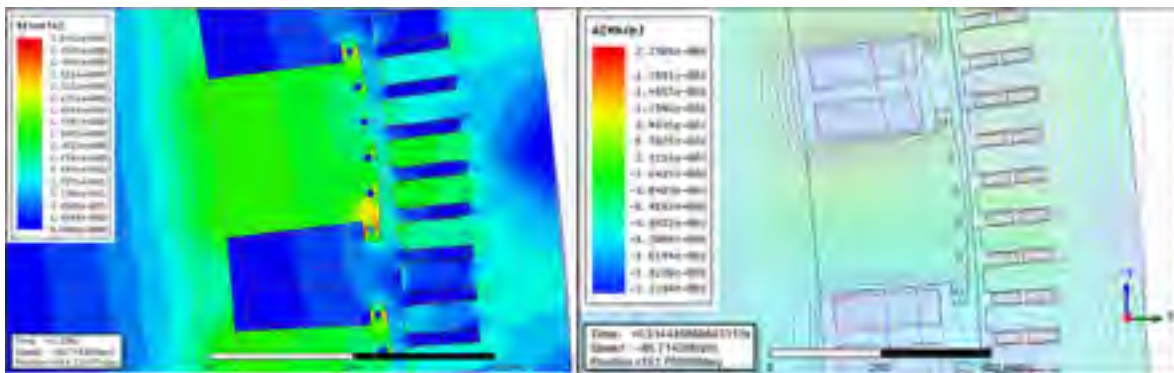


Figure 4.11 Induction magnétique (à gauche) et lignes de champ (à droite) obtenues à l'aide de la modélisation par éléments finis, charge nominale, LG1

La densité de force électromagnétique radiale se calcule à l'aide du tenseur de Maxwell et en supposant une forme d'entrefer parfaite. La figure 4.12 montre la densité de force en fonction du temps en un point donné de l'entrefer à charge nominale durant une période électrique. Plusieurs fréquences forcées multiples de 120 Hz sont observées, comme le montre la

figure 4.13 (composante fondamentale à 120 Hz et multiples à 240, 360 et 480 Hz...). La fréquence 120 Hz est le double de la fréquence du réseau (60 Hz), car la force est proportionnelle au carré de l'induction magnétique. La densité de force à 120 Hz est la force la plus importante au mode 84 (fondamentale égale au nombre de pôles) ; d'autre part, cette densité à 120 Hz existe encore à différents modes, avec une plus petite amplitude. Peu importe l'amplitude du mode de la densité de force, elle peut exciter la structure en créant une vibration ou une résonance, pourvu que le mode et la fréquence de la densité de force coïncident avec ceux de la structure.

La figure 4.14 montre la distribution de la densité de force électromagnétique radiale (de 0 à 30 degrés mécaniques). Plusieurs modes multiples de 84 sont observés et rapportés dans le tableau 4.2 (composante fondamentale à 84 et harmoniques à 168, 252...), ainsi que le mode 540, qui est la fréquence d'encoches.

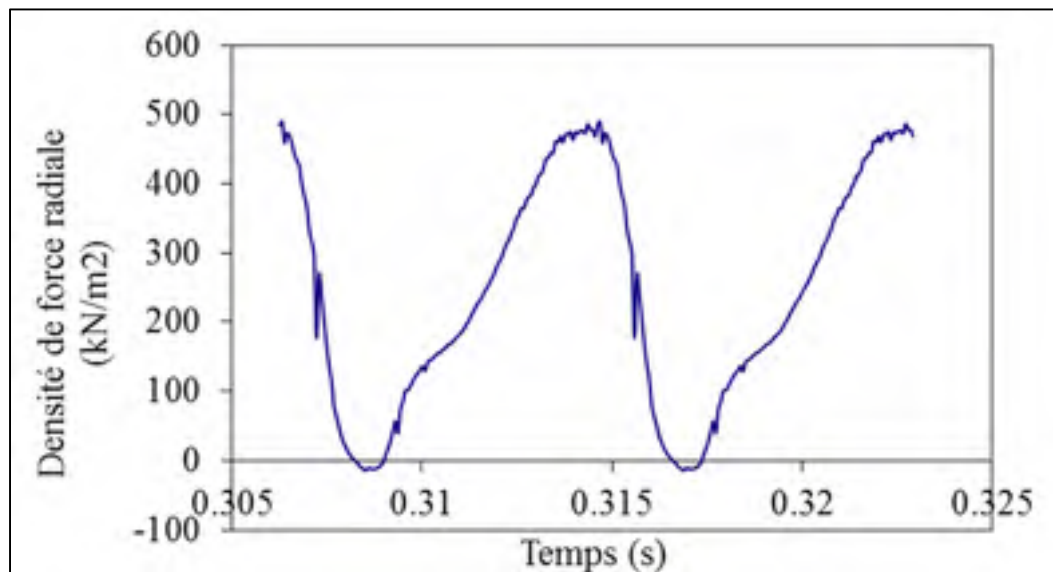


Figure 4.12 Densité de force électromagnétique temporelle de l'entrefer, charge nominale, LG1

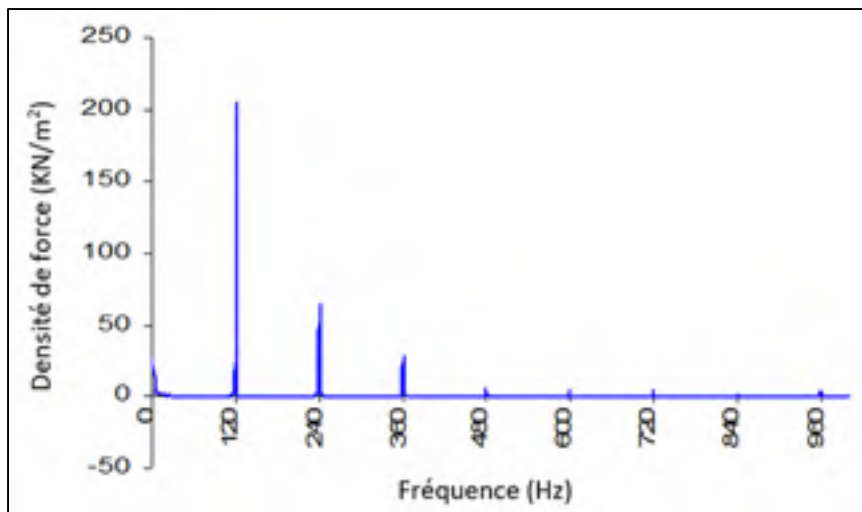


Figure 4.13 Spectre de la densité de force électromagnétique temporelle, charge nominale, LG1

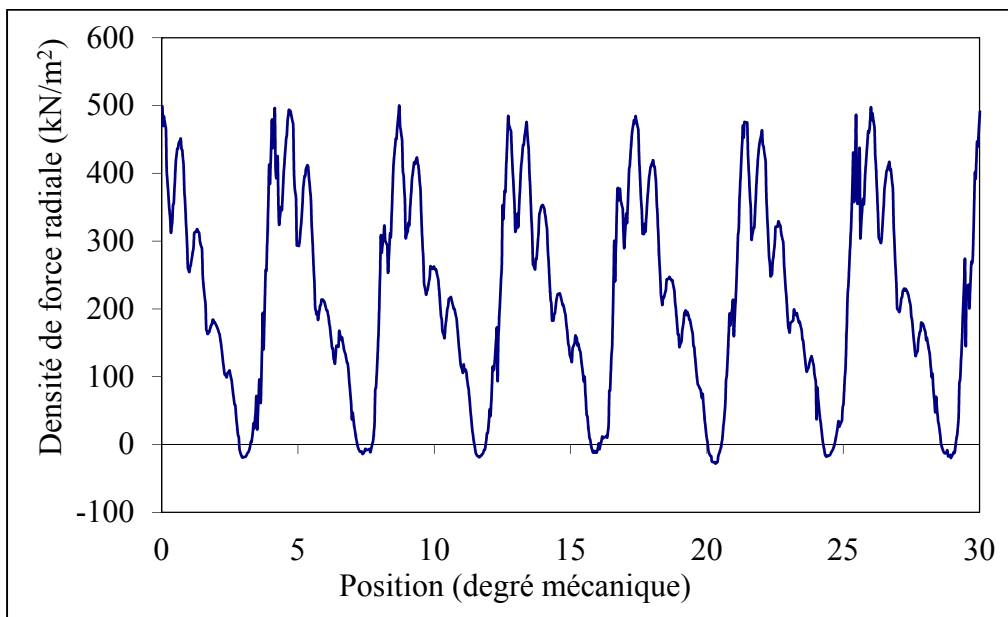


Figure 4.14 Distribution de la densité de force radiale dans l'entrefer, charge nominale, LG1

De plus, il y a des sous-multiples de 84 (12, 24, 36, et 48...) ayant une faible amplitude de densité de force. Les sous-harmoniques d'espace sont causés par la force magnétomotrice et se calculent à l'aide de la formule :

$$2 \cdot ((6n \pm 1) \cdot p/7) \quad (4.8)$$

ce qui donne 12, 60, 132, 156, etc.

D'autres densités de force à d'autres fréquences sont encore présentes dans le spectre, comme 240, 360 et 480 Hz à différents modes. C'est l'analyse mécanique qui confirme si elles présentent ou non un intérêt.

Tableau 4.2 Amplitudes des modes de la densité de force électromagnétique

Mode	Amplitude
12	1,00 %
24	0,78 %
36	1,78 %
48	2,49 %
60	0,65 %
72	2,26 %
84	100,00 %
168	34,31 %
252	17,70 %
288	3,87 %
456	10,24 %
540	26,22 %
624	12,10 %

Pour comparer les modes et les fréquences naturelles avec ceux des forces électromagnétiques, il faut calculer la densité des forces en fonction du temps et de l'espace.

La figure 4.15 montre la distribution de la densité de force radiale dans l'entrefer à la charge nominale en fonction du temps et de l'espace. Sur l'axe de l'espace (fonction de l'angle mécanique dans l'entrefer), on observe le passage de 7 pôles qui représentent 1/12 de la machine (symétrie magnétique), alors que sur l'axe du temps on observe le passage d'un pôle du rotor.

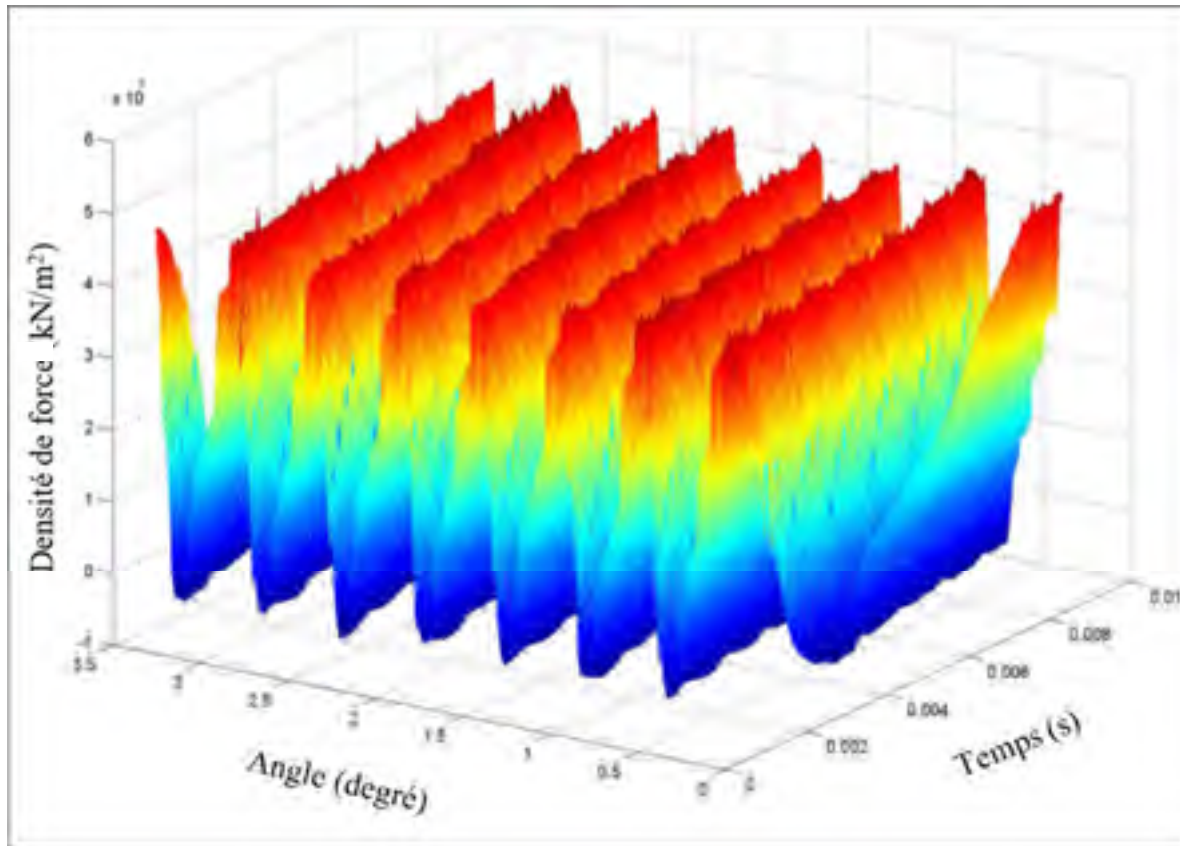


Figure 4.15 Distribution 3D de la densité de force radiale dans l'entrefer, charge nominale, LG1

La figure 4.16 présente l'analyse bidimensionnelle du contenu spectral (FFT 2D) en amplitude de la densité de force radiale dans l'entrefer. Ce graphique représente le lien entre les périodicités spatiale et temporelle. Plusieurs modes multiples de 84 sont observés (composante fondamentale à 84 et harmoniques à 168, 252...), et le mode 540, qui est le nombre d'encoches, a l'amplitude la plus importante. De plus, il y a des sous-multiples de 84 (12, 24, 36, et 48...). Dans la figure 4.16, on observe également qu'à chaque mode on peut associer plusieurs fréquences multiples de 120 Hz (double de la fréquence du réseau) et multiples de la fréquence de rotation (1,428 Hz).

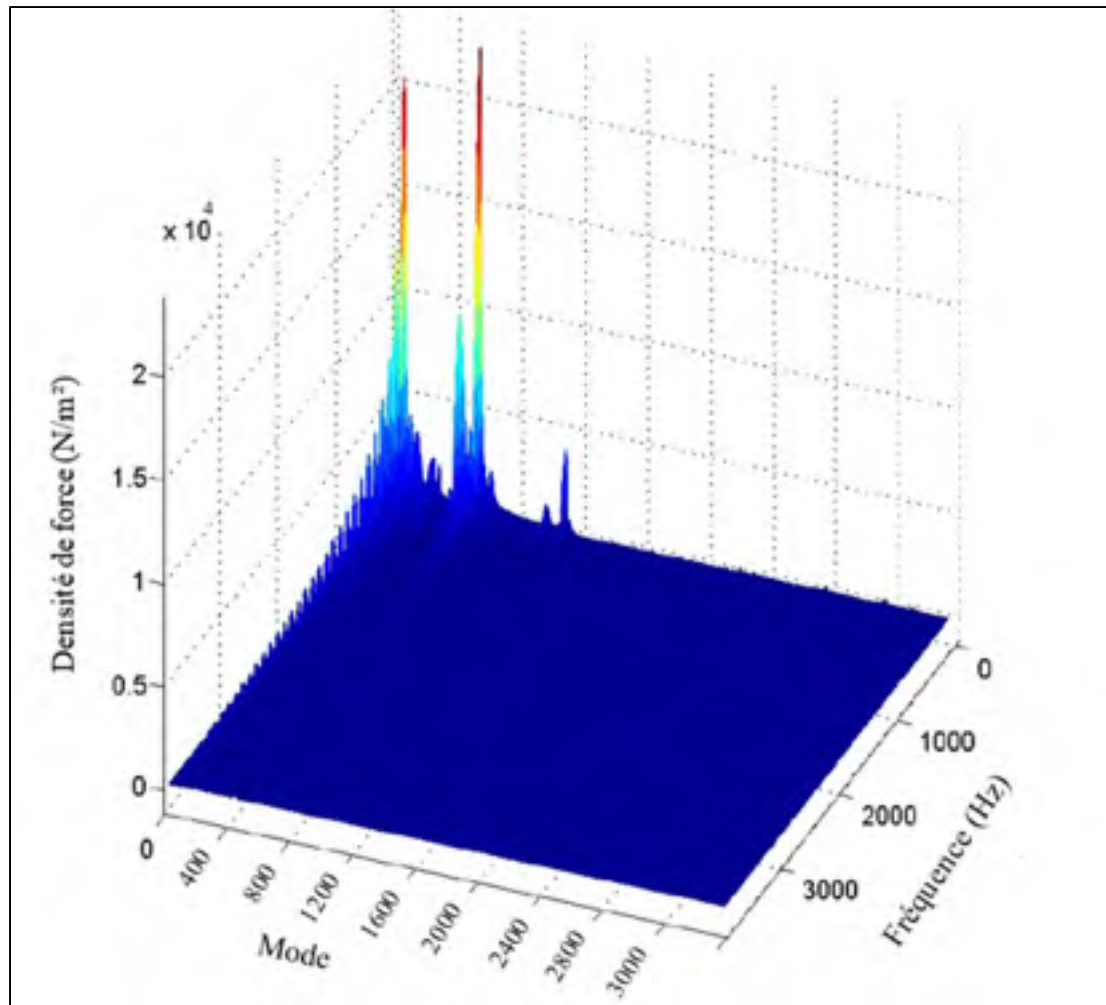


Figure 4.16 FFT en 2D de la densité de force radiale dans l'entrefer, charge nominale, LG1

4.3.4 Analyse

Tous les modes et toutes les fréquences des forces électromagnétiques radiales peuvent produire des vibrations plus ou moins importantes. La résonance se produit lorsque les modes et les fréquences de la force excitatrice coïncident avec les modes et les fréquences naturelles de la structure. Nous avons donc effectué une comparaison entre les modes et les fréquences naturelles et ceux des forces électromagnétiques radiales qui excitent la structure du rotor et du stator pour l'alternateur LG1.

D'importantes vibrations peuvent survenir à une fréquence voisine de 360 Hz du mode 24, parce qu'à ce mode correspond une fréquence naturelle de 375 Hz très proche de 360 Hz. Une observation similaire peut être faite pour le mode 36 excité à une fréquence de 720 Hz, car la fréquence naturelle de la structure pour le même mode est de 745 Hz.

Les forces électromagnétiques sont produites dans l'entrefer et agissent sur le stator et le rotor. Ces forces sont également distribuées sur la circonférence dans le cas d'une machine parfaite. Dans le cas d'une machine avec un défaut tel qu'une excentricité ou une non-circularité, des forces non symétriques sont produites. Ces défauts géométriques influencent cependant peu les fréquences naturelles ou les modes de la structure.

La figure 4.17 montre le comportement d'un stator circulaire par rapport à celui d'un stator elliptique (30 % d'ellipticité par rapport à la taille de l'entrefer) ; on voit que la déformation du stator n'introduit presque aucune différence.

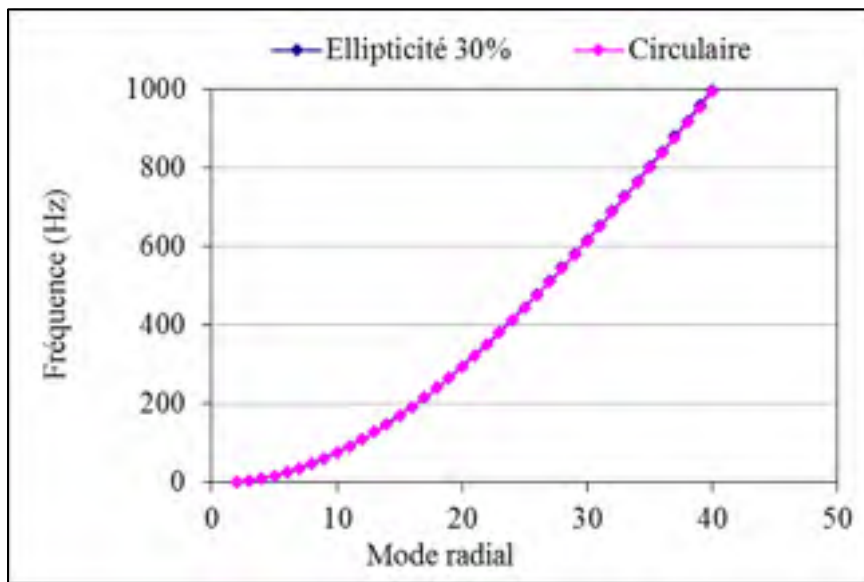


Figure 4.17 Comparaison des modes et des fréquences d'un stator circulaire à ceux d'un stator elliptique, LG1

4.4 Résumé

Les modes et les fréquences naturelles du stator et du rotor de l'alternateur LG1 ont été calculés à l'aide d'une méthode analytique et de simulations par éléments finis, en considérant des matériaux magnétiques isotrope et orthotrope. On peut en conclure que les équations analytiques constituent une bonne approximation pour les modes faibles du stator.

La comparaison des modes et des fréquences des forces d'excitation avec ceux de la structure de l'alternateur permet de prédire les principales composantes causant des vibrations pour l'alternateur LG1. L'analyse montre que l'harmonique de force à 360 Hz, avec un mode propre de 48 nœuds (mode 24), possède l'intensité la plus élevée et se situe assez près du mode 24 à 375 Hz du noyau magnétique. De même, l'harmonique de force à 720 Hz avec un mode propre de 72 nœuds (mode 36) se place assez proche du mode 36 à 745 Hz du noyau magnétique. La superposition des fréquences des forces électromagnétiques ayant les mêmes fréquences naturelles et le même mode mécanique que la structure risque d'amplifier la vibration du noyau magnétique si l'on ne prend pas les moyens nécessaires pour l'éviter.

Dans les travaux futurs, une co-simulation du modèle électromagnétique avec un modèle de la structure de l'alternateur LG1 permettra d'analyser la réponse forcée de la structure. De plus, il faudra ajouter la carcasse du stator et le croisillon du rotor au modèle d'éléments finis pour étudier leur influence sur les fréquences naturelles.

Le comportement d'un stator circulaire ou elliptique (30 % d'ellipticité par rapport à la taille de l'entrefer) n'introduit pas de différence pour les modes et les fréquences naturelles de la structure. Par contre, une forme elliptique du stator peut changer considérablement les modes et les fréquences des forces excitatrices d'origine électromagnétique.

CHAPITRE 5

ÉTUDE DE L'ENTREFER RÉEL

Le but de cette étude est de prendre en compte la géométrie de l'entrefer telle que mesurée en centrale dans le modèle éléments finis afin d'étudier l'impact de petites variations sur les forces électromagnétiques susceptibles d'exciter sa structure. Comme l'entrefer est modifié par la dilatation thermique, par la forme du stator et du rotor et par le mouvement du rotor, cette modélisation numérique est nécessaire pour représenter le comportement de l'alternateur de façon réaliste. Cette étude mène à explorer une stratégie de modélisation de l'entrefer réel à partir de mesures expérimentales. Pour ce faire, les mesures d'entrefer disponibles pour l'alternateur du groupe 32 de la centrale de Beauharnois (BH-32) ont été analysées afin de déterminer la forme géométrique du rotor et du stator. De plus, un capteur de flux magnétique a été installé dans l'entrefer pour obtenir l'induction magnétique et calculer les forces électromagnétiques correspondantes. Ces analyses et ces mesures ont servi à construire et à valider le modèle numérique de l'alternateur.

Dans le présent chapitre, on s'intéresse à la validation du modèle de l'alternateur à partir des mesures réelles de la largeur de l'entrefer et de l'induction magnétique. En effet, pour que ce modèle soit réaliste et fiable, il doit se rapprocher le plus possible de la géométrie réelle de l'entrefer de l'alternateur et sa prédiction doit se rapprocher le plus possible des signaux mesurés, par exemple le champ électromagnétique mesuré dans l'entrefer.

Le groupe 32 de la centrale de Beauharnois a subi des vibrations importantes qui ont mené à l'arrêt du groupe et à la réalisation d'une vaste campagne de mesures expérimentales en 2014. Les données recueillies comprennent entre autres des mesures de déformations, d'accéléromètres sur les aubes de la turbine, de contraintes en torsion et en flexion sur l'arbre, de charges au pivot des patins du palier de butée, etc., pour différents régimes d'opération permanents et transitoires de la machine. Grâce à ces données, le groupe 32 de Beauharnois devient un moyen de validation intéressant pour le développement d'outils et de stratégies de simulation numérique.

L'analyse numérique d'un alternateur hydroélectrique avec son entrefer réel, comprenant des excentricités statique et dynamique, une ellipticité du stator, des ordres supérieurs de déformation, des déplacements de pôle et une non-circularité du rotor, n'a jamais été réalisée à notre connaissance, et contribue fortement à l'originalité de cette thèse. Ces multiples défauts peuvent maintenant être pris en compte simultanément grâce à la méthode de modélisation par éléments finis. Ce chapitre présente une méthode pour modéliser l'alternateur hydroélectrique avec l'entrefer réel. La densité de force électromagnétique en direction radiale et la force résultante agissant sur le rotor sont calculées à partir de l'induction de l'entrefer afin d'évaluer l'impact de l'entrefer réel sur la performance du générateur.

Les équations théoriques de la largeur de l'entrefer et de l'attraction magnétique déséquilibrée en présence d'excentricité et de déformation de la forme du stator et du rotor sont d'abord données. Ensuite, la mesure expérimentale de l'entrefer de l'alternateur industriel de 74 MVA et son introduction dans le modèle du générateur sont décrites. La validation du modèle par éléments finis est présentée, ainsi que les résultats de la simulation et les résultats expérimentaux, principalement l'induction magnétique, la densité de force magnétique, les fréquences naturelles des structures du stator et la force totale nette.

5.1 Calcul théorique de l'attraction magnétique déséquilibrée

L'induction magnétique dans l'entrefer est établie, en condition normale, en fonction de la force magnétomotrice totale f_{mm} , du stator (f_s) et du rotor (f_r), ainsi que de la perméance Λ . Ainsi, l'équation de l'induction magnétique de l'entrefer est donnée par (He *et al*, 2016) :

$$B(\theta, t) = f_{mm}(\theta, t) * \Lambda(\theta, t) \quad (5.1)$$

où

$$f_{mm} = \sum f_{sn} \cos(n\omega t - \theta - \varphi - \frac{\pi}{2}) + \sum f_{rn} \cos(n\omega t - \theta)$$

$$f_{mm} = \sum f'_n \cos(n\omega t - \theta - \beta)$$

$$f'_n = \sqrt{f_{sn}^2 \cos^2 \varphi + (f_{rn} - f_{sn} \sin \varphi)^2}$$

$$\beta = \arctg\left(\frac{f_{sn} \cos \varphi}{f_{rn} - f_{sn} \sin \varphi}\right)$$

ω étant la fréquence angulaire mécanique du rotor, θ l'angle mécanique de l'emplacement circonférentiel de l'entrefer et φ l'angle interne de l'alternateur, f_{sn} et f_{rn} les $n^{\text{ièmes}}$ composantes de la force magnétomotrice du stator et du rotor respectivement, f'_n l'amplitude de la $n^{\text{ième}}$ composante de la force magnétomotrice résultante et β l'angle de phase entre la force magnétomotrice du stator et celle du rotor.

Pour simplifier le calcul de l'induction magnétique, seule la composante fondamentale de la force magnétomotrice est considérée.

En cas d'excentricité du rotor et de déformation de la forme du stator et du rotor, la largeur de l'entrefer $g(\theta)$ à la position θ , représentée à la figure 5.1, peut s'exprimer par la différence entre le rayon interne du stator r_s et le rayon externe du rotor r_r , en tenant compte du centre du rotor défini par la position (x, y) . Ensuite, la largeur d'entrefer est donnée par l'équation suivante (Lundström, 2007) :

$$g(\theta) = g_0(\theta) + \sum \delta'_{sn} \cos n(\theta + \alpha_n) - \cos m(\theta + \alpha_m - \omega_r t) - x \cos(\theta) - y \sin(\theta) \quad (5.2)$$

où le premier terme $g_0(\theta)$ représente la valeur moyenne de la largeur de l'entrefer de la machine parfaite. Le second terme $\sum \delta'_{sn} \cos n(\theta + \alpha_n)$ est lié à la déformation de la forme du stator, le troisième terme $\sum \delta'_{rm} \cos m(\theta + \alpha_m - \omega_r t)$ est lié à la déformation de la forme du rotor et le dernier $x \cos(\theta) + y \sin(\theta)$ à la position du centre du rotor, δ'_{sn} et δ'_{rm} étant l'amplitude de la déformation de la forme du stator et du rotor respectivement, α_n et α_m leurs angles de phase respectifs, et m et n des nombres entiers.

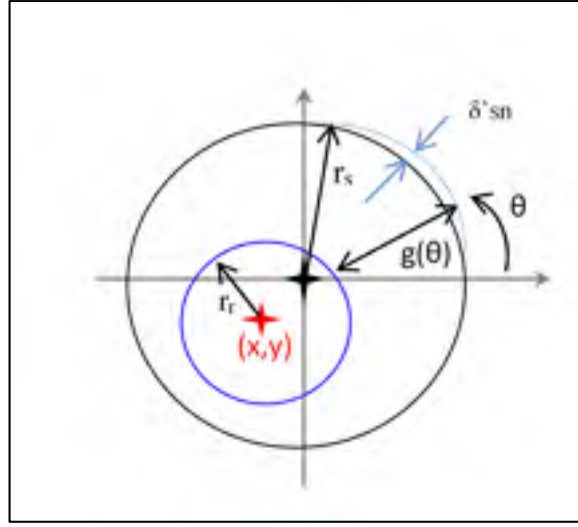


Figure 5.1 Largeur de l'entrefer en cas de déformation du stator et d'excentricité du rotor

En négligeant les composantes d'ordre supérieur, la perméance de l'entrefer peut s'obtenir ainsi :

$$\Lambda(\theta) = \frac{1}{g(\theta)} = \Lambda_0 + \Lambda_s \cos \theta + \sum \Lambda_{sn} \cos(\theta + \alpha_n) + \sum \Lambda_{rm} \cos(\theta + \alpha_m - \omega_r t) \quad (5.3)$$

où Λ_0 est la perméance de l'entrefer sans déformation ou excentricité, Λ_s , Λ_{sn} , et Λ_{rm} sont les composantes causées par l'excentricité du rotor et la déformation du stator et du rotor respectivement.

L'induction magnétique de l'entrefer en présence des défauts précédemment mentionnés peut donc s'exprimer par :

$$B(\theta, t) = f'_1 \cos(\omega t - \theta - \beta) * (\Lambda_0 + \Lambda_s \cos \theta + \sum \Lambda_{sn} \cos(\theta + \alpha_n) + \sum \Lambda_{rm} \cos(\theta + \alpha_n - \omega_r t)) \quad (5.4)$$

Pour une position donnée, l'équation (5.4) indique les composantes de fréquences f , $f + f_r$ et $f - f_r$.

La densité de force radiale est donnée par l'équation du tenseur de Maxwell :

$$\sigma_n(\theta, t) = \frac{(B_n^2 - B_t^2)}{2\mu_0} \quad (5.5)$$

où μ_0 est la perméabilité de l'air, et B_n et B_t sont respectivement les composantes normales et tangentielles de l'induction magnétique.

De plus, pour une machine à pôles saillants, B_t est négligeable par rapport à B_n (Frosini *et al*, 2006), et (5.5) s'écrit donc :

$$\sigma_n(\theta, t) = \frac{B_n^2}{2\mu_0} \quad (5.6)$$

En développant l'équation (5.6) pour un angle donné, la composante continue et les composantes à $2f$, $2f + f_r$, $2f - f_r$, $2f + 2f_r$, $2f - 2f_r$, ainsi que la fréquence de rotation f_r , sont présents dans la densité de force électromagnétique.

La force électromagnétique dans l'entrefer peut s'obtenir en intégrant le tenseur de Maxwell sur la surface du rotor (Pennacchi *et al*, 2005) :

$$F = \oint_S \frac{1}{2\mu_0} (B_n^2 - B_t^2) dS * \vec{n} + \oint_S \frac{1}{\mu_0} (B_n * B_t) dS * \vec{t} \quad (5.7)$$

($\vec{n}$ et $\vec{t}$ étant les vecteurs unitaires dans les directions normale et tangentielle sur la surface intégrale).

L'intégration de la surface dans (5.7) est réduite à l'intégration d'une ligne le long de l'entrefer. Les forces électromagnétiques radiales peuvent se calculer en intégrant le tenseur de Maxwell sur la surface du rotor :

$$F_x = LR \int_0^{2\pi} \sigma(\theta, t) \cos(\theta) d\theta = \frac{LR}{2\mu_0} \int_0^{2\pi} B_n^2 \cos(\theta) d\theta \quad (5.8)$$

$$F_y = LR \int_0^{2\pi} \sigma(\theta, t) \sin(\theta) d\theta = \frac{LR}{2\mu_0} \int_0^{2\pi} B_n^2 \sin(\theta) d\theta \quad (5.9)$$

L et R étant la longueur et le rayon du rotor.

En considérant seulement la première composante de la force magnétomotrice, les expressions des composantes F_x et F_y de la force résultante sont :

$$F_x = \frac{F_1^2 RL \pi}{4\mu_0} \left[2\Lambda_0 \Lambda_s + \Lambda_0 \Lambda_s \cos(2\omega t - 2\beta) + 2\Lambda_0 \sum \Lambda_{sn} \cos \theta_n \right. \\ \left. + \Lambda_0 \sum \Lambda_{sn} \cos(2\omega t - 2\beta + \theta_n) + 2\Lambda_0 \right. \\ \left. * \sum \Lambda_{rm} \cos(\theta_m - w_r t) \right. \\ \left. + 2\Lambda_0 \sum \Lambda_{rm} \cos(2\omega t \pm w_r t - 2\beta + \theta_m) \right] \quad (5.10)$$

$$F_y = \frac{F_1^2 RL \pi}{4\mu_0} \left[\Lambda_0 \Lambda_s \sin(2\omega t - 2\beta) + 2\Lambda_0 \sum \Lambda_{sn} \sin \theta_n \right. \\ \left. + \Lambda_0 \sum \Lambda_{sn} \sin(2\omega t - 2\beta + \theta_n) + 2\Lambda_0 \right. \\ \left. * \sum \Lambda_{rm} \sin(\theta_m - w_r t) \right. \\ \left. + 2\Lambda_0 \sum \Lambda_{rm} \sin(2\omega t \pm w_r t - 2\beta + \theta_m) \right] \quad (5.11)$$

On peut voir d'après (5.10) et (5.11), qu'une composante continue et une composante rotative en $2f$ sont présentes dans F_x et F_y . De plus, le calcul de l'attraction magnétique déséquilibrée en cas de déformation du rotor indique une nouvelle fréquence f_r qui s'ajoute aux composantes DC et $2f$ (Lundström et al, 2007). Cependant, ces dernières équations sont limitées à la composante continue et aux fondamentales. Lorsque les harmoniques de rang supérieur dans la force magnétomotrice et la perméance sont considérés, d'autres composantes multiples de

deux fois la fréquence électrique et multiples de la fréquence de rotation sont trouvées. Ces harmoniques de rang supérieur sont négligés dans les équations analytiques en raison de leur très longue expression.

5.2 Mesure de l'entrefer

La mesure de l'entrefer de l'alternateur étudié est réalisée avec le système de mesure et de surveillance de VibroSystM. Ce système de mesure est constitué de huit capteurs capacitifs fixés sur la face du stator, sur huit dents, à distance égale (45°). La figure 5.2 montre à gauche un capteur capacitif fixé sur la face du stator et à droite les emplacements des huit capteurs. Ces capteurs capacitifs sont connectés au système de surveillance appelé ZOOM qui comprend un logiciel d'analyse de données et qui fournit la largeur minimale, moyenne et maximale de l'entrefer, calcule l'excentricité et la non-circularité et reconstitue la forme du rotor et du stator en calculant et en interpolant les signaux mesurés.

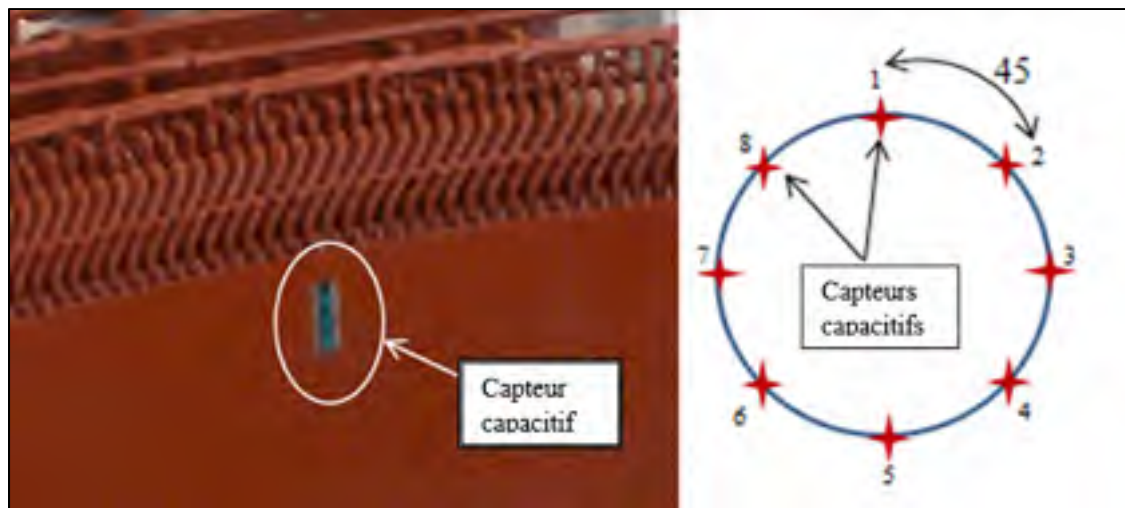


Figure 5.2 Capteur capacitif fixé sur la face du stator de l'alternateur (à gauche).
Représentation graphique de la position des huit capteurs capacitifs installés sur le stator (à droite)

Le tableau 5.1 montre quelques valeurs sélectionnées dans le système de mesure de l'entrefer pour un point de fonctionnement défini par $P = 62,5$ MW, $Q = 0$ MVAR. La valeur maximale

de la largeur d'entrefer mesurée est de 15,41 mm, et sa valeur minimale est de 9,73 mm. La valeur moyenne mesurée de l'entrefer est de 12,38 mm. La figure 5.3 montre les données telles que présentées par le système ZOOM.

D'après ces mesures prises pour un fonctionnement de l'alternateur à 62,9 MW, on constate que le rotor et le stator ont respectivement une excentricité de 0,14 mm à 163° et 0,83 mm à 7°. Le stator est moins circulaire que le rotor. En effet, la circularité du stator est de 5,11 mm (ce qui représente un ratio d'environ 41 % par rapport à l'entrefer moyen) et celle du rotor est de 0,57 mm (soit un ratio de 4,61 % par rapport à l'entrefer moyen). La circularité est définie comme la différence entre le rayon maximal et le rayon minimal mesurés à partir d'une référence donnée.

Tableau 5.1 Principaux résultats de mesure de l'entrefer

Largeur maximale de l'entrefer (mm)	15,41
Largeur minimale de l'entrefer (mm)	9,73
Largeur moyenne de l'entrefer (mm)	12,38
Excentricité du rotor (mm)	0,14 (à 163 °)
Circularité du rotor	4,61 %
Excentricité du stator (mm)	0,83 (à 7 °)
Circularité du stator	41 %
Les valeurs en pourcentage sont établies relativement à l'entrefer moyen réel de 12,38 mm.	
La répétabilité du système de surveillance est évaluée à moins de 0,3 % et son erreur absolue à moins de 3 % de l'entrefer nominal.	

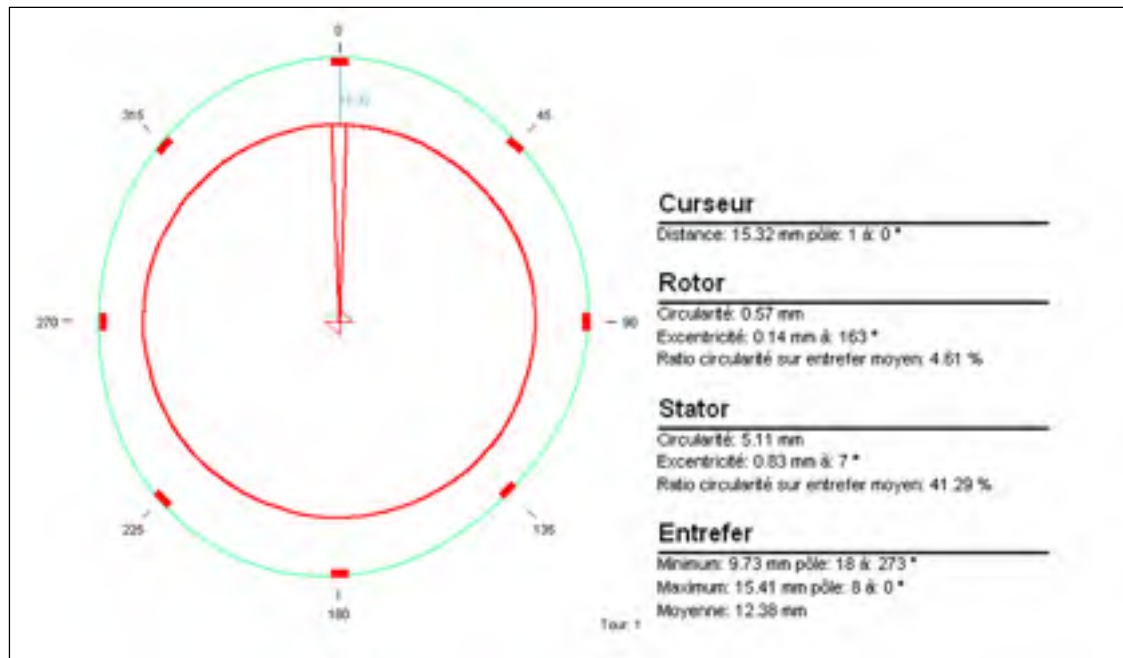


Figure 5.3 Graphique polaire à partir des mesures de l'entrefer (VibroSystM) pour un fonctionnement de l'alternateur à 62,9 MW

La répétabilité du système de surveillance est évaluée à moins de 0,3 % et son erreur absolue à moins de 3 % de l'entrefer nominal. On observe une grande cohérence entre des milliers de mesures sur les huit capteurs. Bien qu'il soit difficile d'établir objectivement la précision de quantités dérivées telles que l'ellipticité, nous pouvons affirmer avec confiance que cette précision est de l'ordre du jeu des paliers, c'est-à-dire moins de 0,2 mm.

En résumé, ces mesures indiquent que l'entrefer du BH-32 est variable et que son stator est plutôt de forme elliptique, comme le montre la FFT spatiale de la forme du stator à la figure 5.4. Cette figure montre les modes du stator calculés à partir du système de mesure de l'entrefer. Le mode 1 indique une excentricité du stator d'amplitude 1,02 mm, alors que le mode 2 indique une ellipticité de la forme du stator de 1,22 mm. Les modes 3 et 4 indiquent une déformation de la forme du stator avec trois lobes et quatre lobes respectivement.

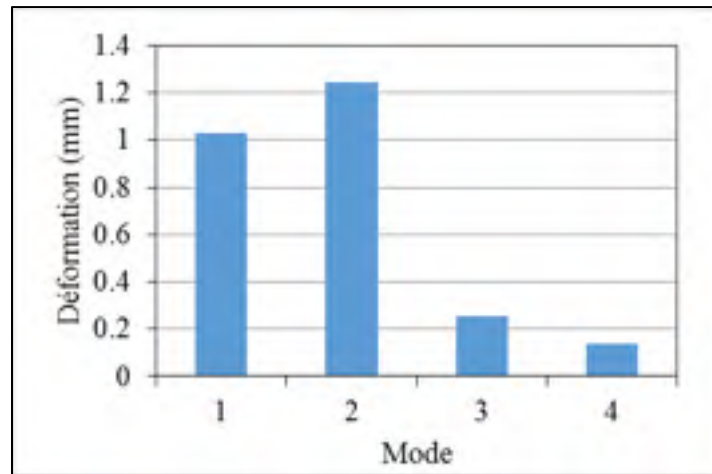


Figure 5.4 Modes du stator calculés à partir du système de mesure de l'entrefer

Dans ce contexte, un modèle par éléments finis de l'alternateur étudié est créé avec les formes du stator et du rotor obtenues à partir du système de mesure expérimentale de l'entrefer. La méthode consiste à considérer la largeur de l'entrefer à quatre positions différentes (0° , 90° , 180° et 270°) afin de représenter la forme du stator, comme l'illustre la figure 5.5. La largeur d'entrefer considérée dans ce modèle est celle de la courbe mauve. La différence entre les courbes mauve et verte représente l'approximation faite pour générer ce modèle ; ce cas est appelé « entrefer à stator réel ».

Ensuite, le rotor est déplacé dans l'entrefer de 1,1 % par rapport à son centre d'origine. Toutes les valeurs en pourcentage sont relatives à l'entrefer nominal de 12,7 mm. L'excentricité dans ce cas est jugée négligeable, puisqu'elle est plus petite que le jeu au palier. Chaque pôle sur la circonférence du rotor subit un déplacement vers l'avant ou vers l'arrière par rapport à la position moyenne de tous les autres pôles. Cela s'explique principalement par le montage initial et la dilatation thermique dans l'articulation en queue d'aronde entre le pôle et la jante. Ce déplacement relatif peut également être dû à la dilatation thermique du circuit magnétique, des pôles et de la jante. Le modèle numérique développé de l'alternateur prend en compte, désormais, ce déplacement obtenu à partir du système de mesure. Le déplacement de chaque pôle par rapport à la position moyenne se calcule à partir des signaux bruts (60 % de la charge nominale) ; il est représenté à la figure 5.6, comme le rapportent Labbé et al (2016). On peut

constater effectivement que tous les pôles ne sont pas sur la même circonférence. À titre d'exemple, un décalage maximal de 0,6 mm, soit un déplacement maximal de 5,3 % par rapport à l'entrefer de conception, est observé pour le pôle 70.

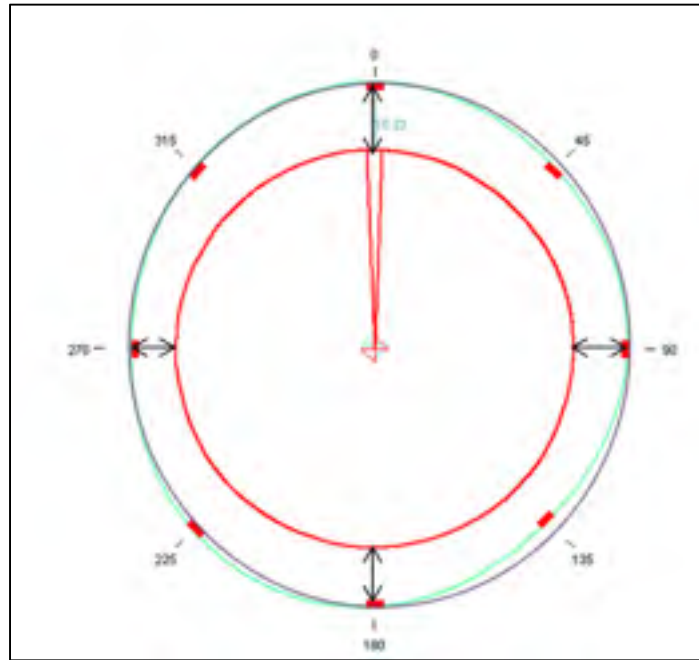


Figure 5.5 Approximation faite pour la modélisation de la forme du stator (courbe mauve). La forme mesurée est la courbe verte

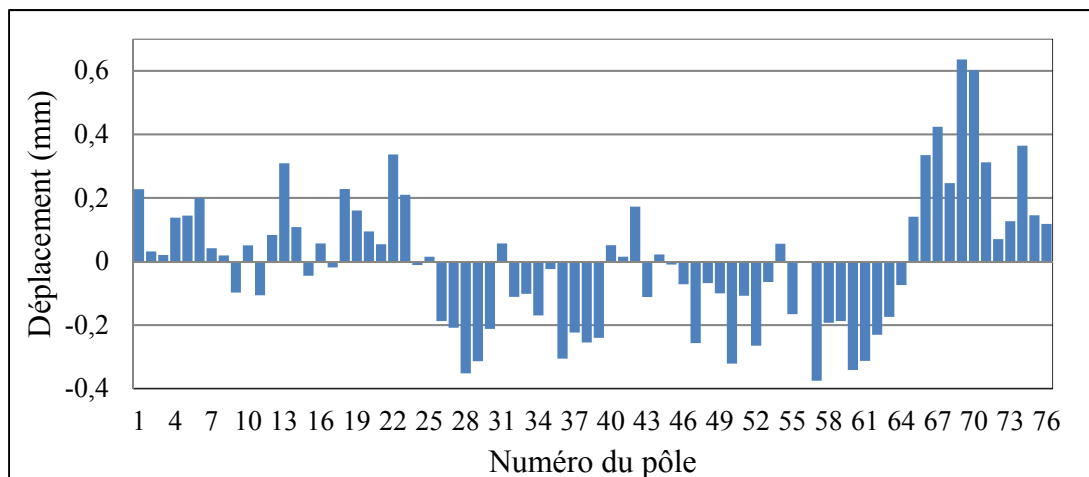


Figure 5.6 Position de chaque pôle par rapport au rayon extérieur du rotor

La FFT spatiale de la forme moyenne du rotor est réalisée pour décomposer la forme du rotor en une série de formes géométriques, comme l'illustre la figure 5.7. On remarque que ce cas réel combine plusieurs modes pour créer la forme du rotor. Les premier, deuxième et troisième modes correspondent respectivement à une excentricité, une forme elliptique et une déformation répétée trois fois par révolution. Comme on peut l'observer, les première et troisième formes de mode ont la plus grande amplitude. On remarque également, en comparant les amplitudes du spectre, que les modes 3, 5, 6 et 7 ne peuvent pas être négligés par rapport au mode 1.

De plus, la forme d'entrefer réelle mesurée sur l'alternateur étudié contient plus d'un des défauts d'entrefer précédemment mentionnés dans la littérature (excentricité statique et/ou dynamique, forme elliptique, déformation d'ordre supérieur).

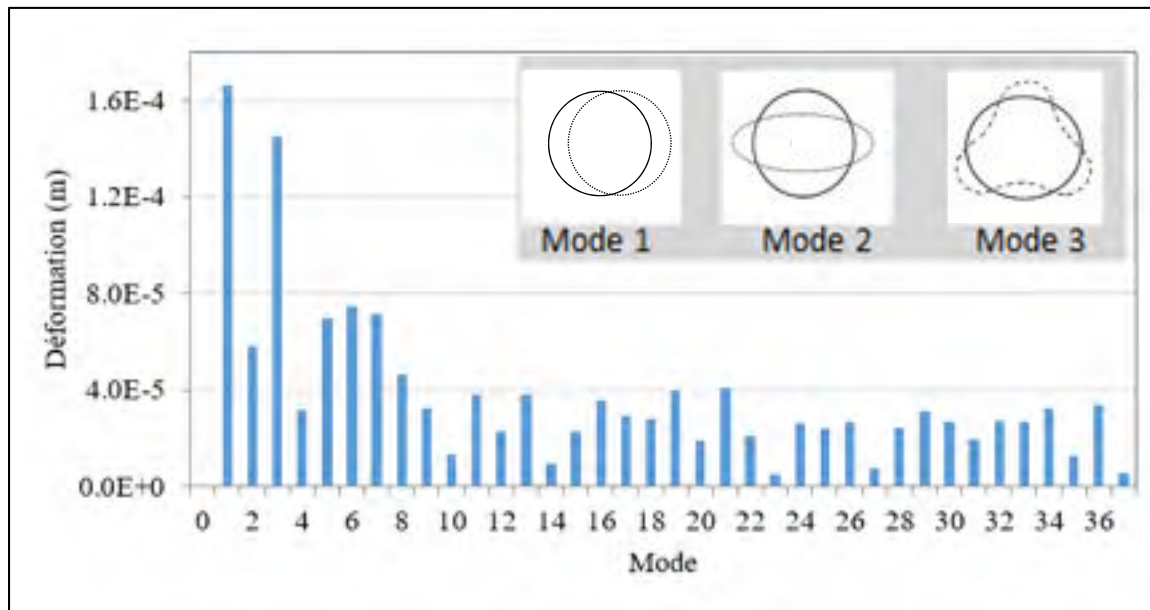


Figure 5.7 Décomposition modale de la forme du rotor calculée à partir de la mesure des capteurs capacitifs de l'entrefer

À partir de ce qui précède, la figure 5.8 montre également sur 360° la largeur d'entrefer à un moment précis, qui est comprise entre la circonférence intérieure du stator (courbe orange) et la circonférence extérieure du rotor (courbe bleue). La courbe orange représente la forme du

stator de 0° à 360° . La courbe en bleu représente la forme du rotor de 0° à 360° à un moment donné et cette courbe est la même que sur la figure 5.7. On peut constater, d'après la figure 5.8, que la déformation du stator est plus importante que celle du rotor ; la forme de la largeur d'entrefer a donc une forme plutôt elliptique, suivant la forme du stator.

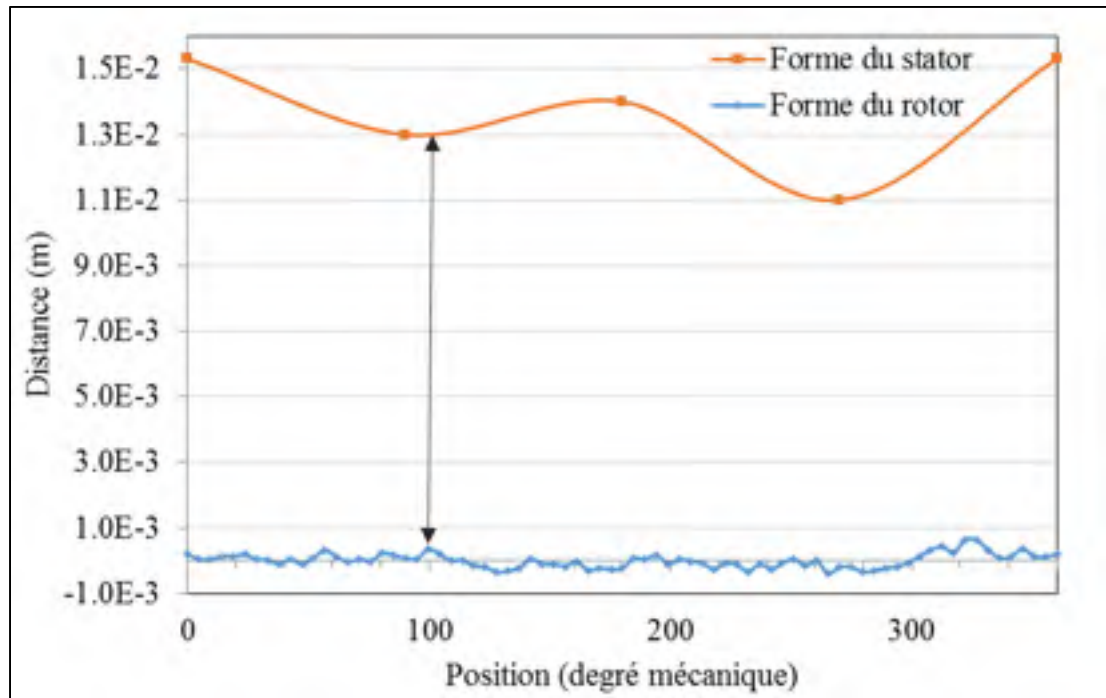


Figure 5.8 Forme d'entrefer utilisée dans le modèle numérique de l'alternateur

La largeur d'entrefer de la figure 5.8 est utilisée pour construire le modèle numérique de l'alternateur avec l'entrefer réel. Il faut noter que le rotor est en mouvement, ce qui fait varier la largeur de l'entrefer de l'ordre d'un millimètre ; cette variation est dynamique et s'ajoute à l'excentricité du rotor. Même si la variation est plutôt faible, on étudiera son impact sur les forces électromagnétiques. En résumé, l'appellation de l'entrefer réel tient compte de la forme du stator, de la forme du rotor et de l'excentricité du stator et du rotor.

5.3 Validation du modèle numérique par éléments finis

Pour valider le modèle par éléments finis de l'alternateur avec entrefer réel, il est nécessaire de mesurer l'induction magnétique dans au moins une des quatre positions utilisées pour créer la forme du stator. Pour cette machine, deux mesures ont déjà été prises : à 3 h (côté droit) et à 9 h (côté gauche). La description des capteurs de flux magnétique et de leurs mesures est donnée à la section 2.3. La tension mesurée (signal brut) et l'induction calculée à partir des capteurs aux positions 3 h et 9 h pendant un cycle électrique sont représentées à la figure 5.9. On voit que les deux capteurs se comportent de manière très similaire. La différence est due à la variation de l'entrefer. L'induction magnétique à 3 h est plus importante qu'à 9 h au sommet des signaux, ce qui correspond aussi aux valeurs de l'entrefer.

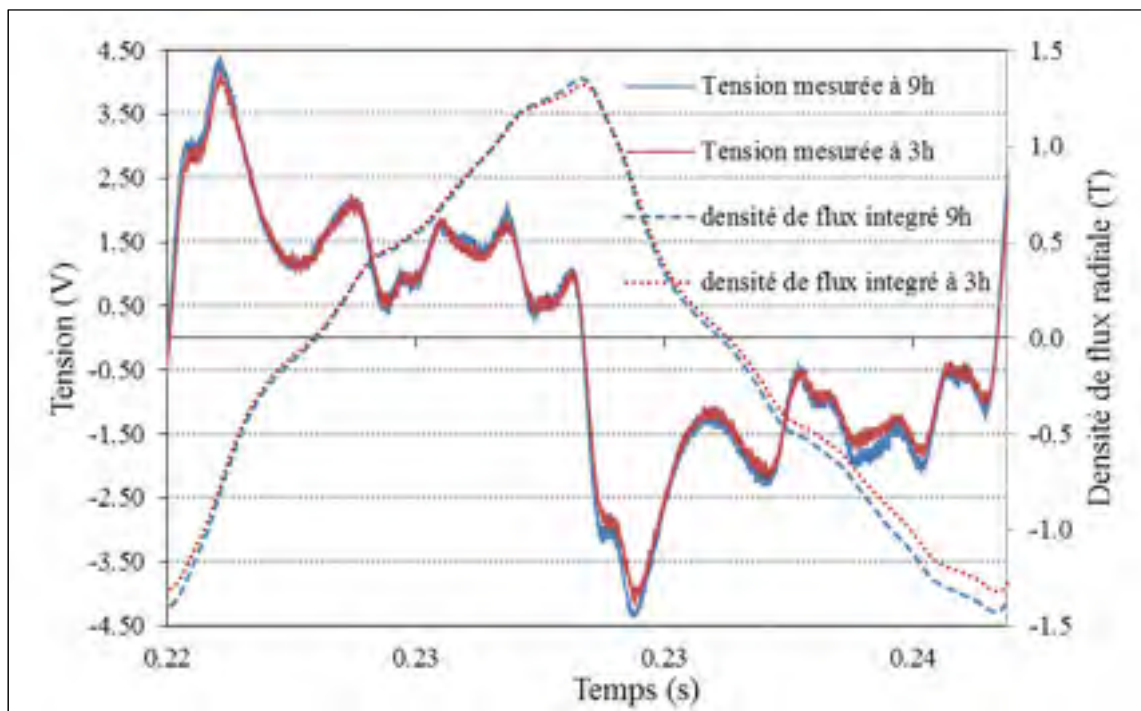


Figure 5.9 Signal mesuré à l'aide du capteur de flux et induction magnétique (signal intégré) en deux positions (3 h et 9 h) pendant un cycle électrique

La figure 5.10 présente une comparaison entre l'induction magnétique mesurée et l'induction magnétique simulée en fonction du temps pour les deux capteurs installés aux positions 3 h et

9 h. On peut observer que la forme d'onde de l'induction mesurée et de l'induction simulée sont relativement similaires (la différence d'amplitude pouvant s'expliquer par la variation de l'entrefer d'un pôle à l'autre ; comme les mesures ne sont pas synchronisées, il est difficile de faire correspondre précisément le signal mesuré d'un pôle au signal simulé).

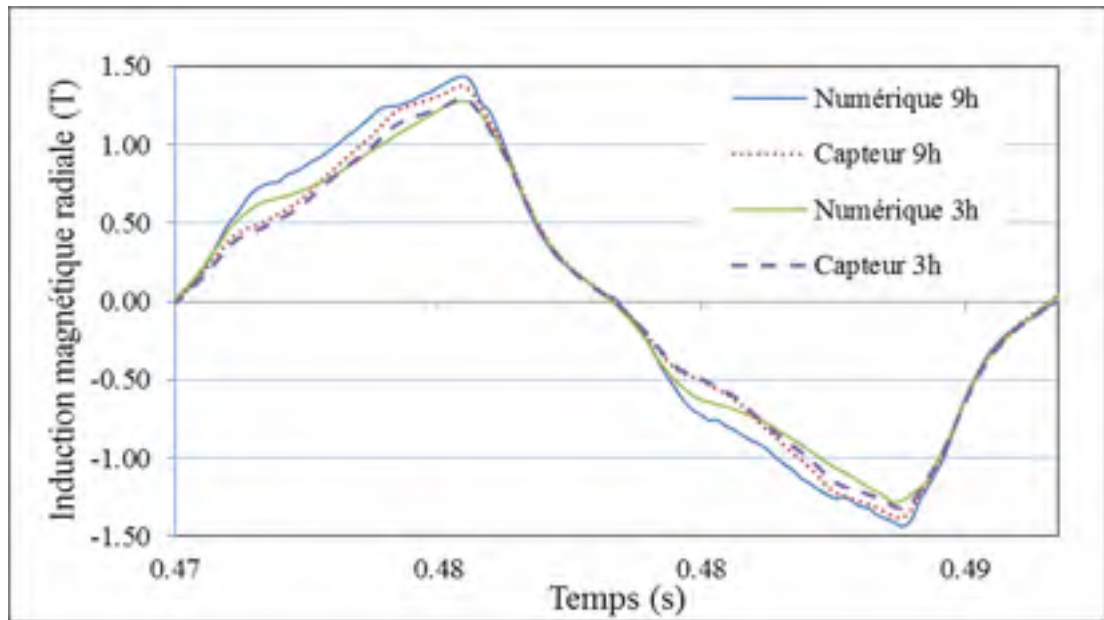


Figure 5.10 Inductions magnétiques dans l'entrefer, mesurée et simulée pour les positions 3h et 9h

Le tableau 5.2 donne la valeur efficace et le pourcentage d'erreur de l'induction magnétique radiale simulée et mesurée. L'erreur est inférieure à 2,9 %, ce qui est acceptable pour l'étude.

Tableau 5.2 Valeurs simulées et expérimentales de l'induction magnétique

Valeur efficace de l'induction magnétique (T)					
Expérimentale (9h)	Simulée (9h)	% d'erreur	Expérimentale (3h)	Simulée (3h)	% d'erreur
0,8274	0,8027	2,9	0,794	0,7802	1,7

5.4 Simulations et résultats expérimentaux

Les simulations électromagnétiques sont effectuées pour les deux modèles mentionnés précédemment, à savoir le modèle avec entrefer réel et celui avec l'entrefer de conception. Cette section présente et analyse les résultats pour les grandeurs ou signaux électromagnétiques suivants : l'induction magnétique radiale, la densité de force électromagnétique radiale et la force résultante. Les composantes des harmoniques et des sous-harmoniques des forces électromagnétiques sont également calculées, puisque ces modes de forme basse sont particulièrement importants pour la vibration – même sans tenir compte de la résonance, car ils contribuent à l'excitation de l'arbre.

5.4.1 Flux magnétique

Les distributions des lignes de flux et l'induction magnétique à un moment donné sont représentées à la figure 5.11 pour le modèle avec entrefer réel, précisément à l'endroit où l'entrefer est maximal.

L'induction magnétique maximale se situe près de l'extrémité de l'épanouissement polaire, à côté des barres d'amortisseur de bord avant et arrière et aux extrémités de chaque encoche du stator (couleur orange sur la figure 5.11). Comme on peut le voir, le bord de fuite de l'épanouissement polaire est particulièrement saturé et l'induction peut atteindre 2,2 Tesla.

La figure 5.11 montre également que les lignes de flux quittent la face polaire aux dents presque orthogonalement au milieu du pôle et se réfractent aux extrémités du pôle. En outre, la figure 5.11 montre les lignes de flux de fuite. La réfraction de ces lignes est une indication du rapport de la composante radiale sur la composante tangentielle. Plus les lignes sont réfractées, plus le couple est élevé, car cela indique une région saturée. De plus, on peut observer que certaines lignes de flux traversent les barres d'amortisseur (première et dernière barre) principalement en raison de la saturation dans cette région.

Les figures 5.12 à 5.14 montrent respectivement la distribution radiale de l'induction magnétique spatiale calculée dans l'entrefer pour l'entrefer de conception, l'entrefer réel et l'entrefer basé uniquement sur la forme du stator.

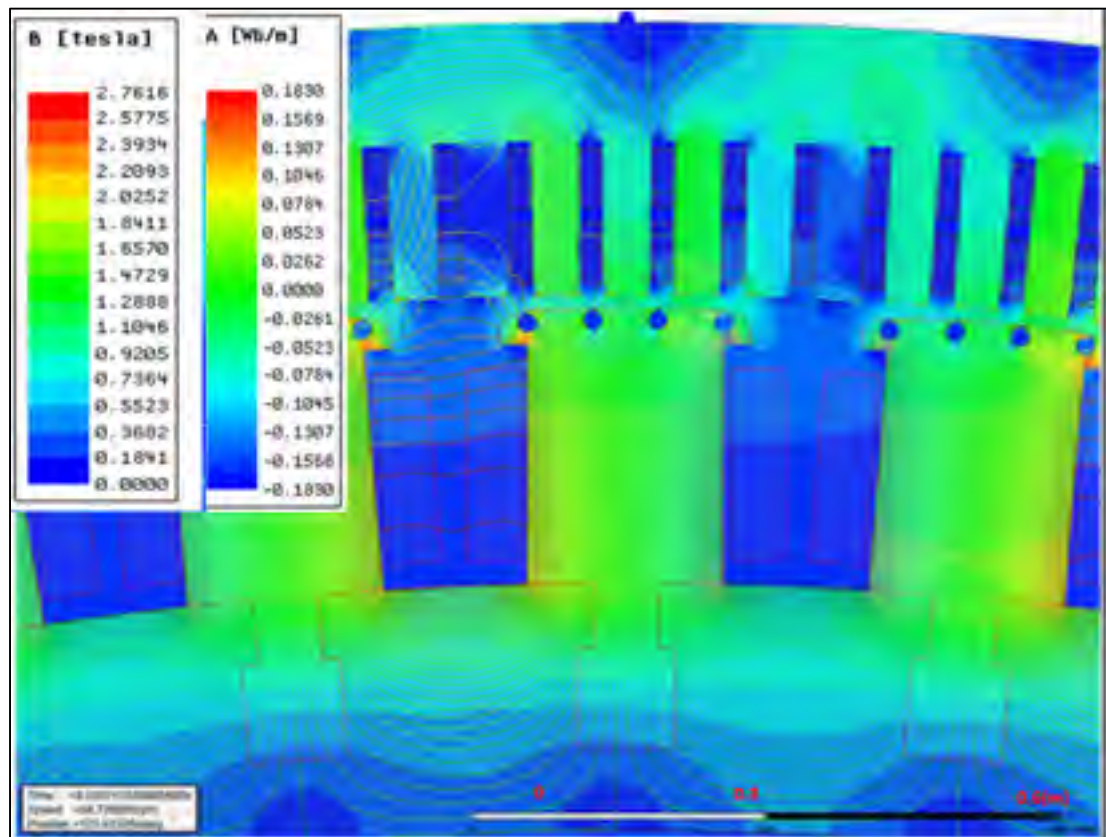


Figure 5.11 Lignes de flux et induction magnétique obtenues par éléments finis à l'endroit où l'entrefer réel est maximal pour une section de la géométrie de l'alternateur

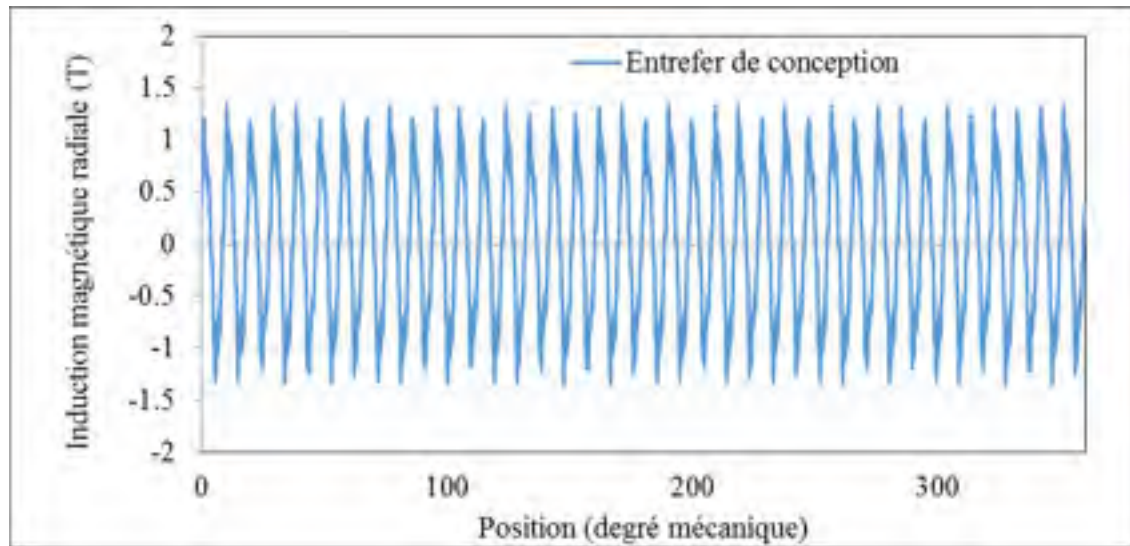


Figure 5.12 Distribution spatiale de l'induction magnétique radiale pour le modèle avec entrefer de conception

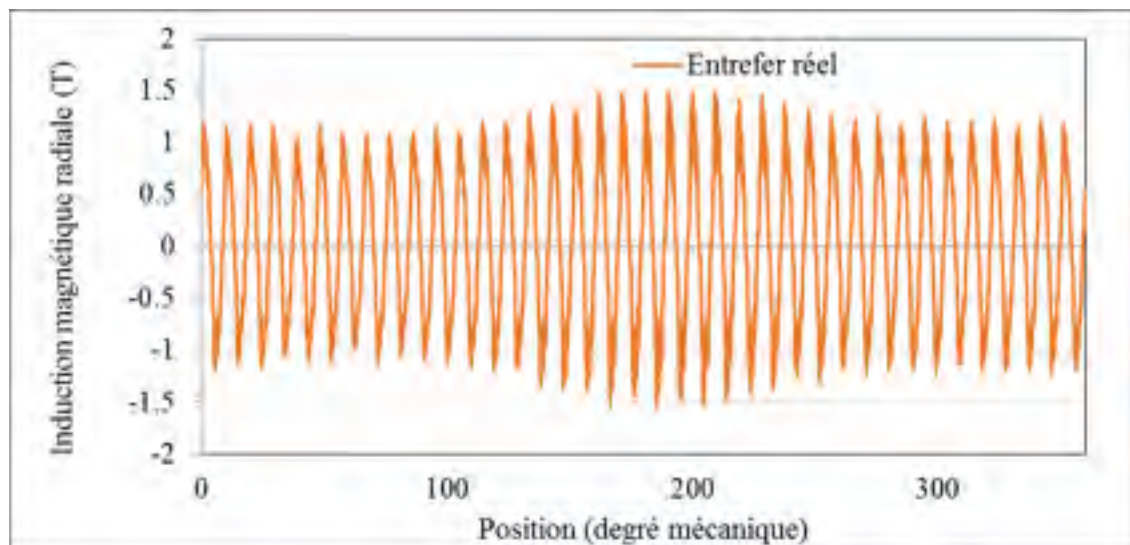


Figure 5.13 Distribution spatiale de l'induction magnétique radiale pour le modèle avec entrefer réel

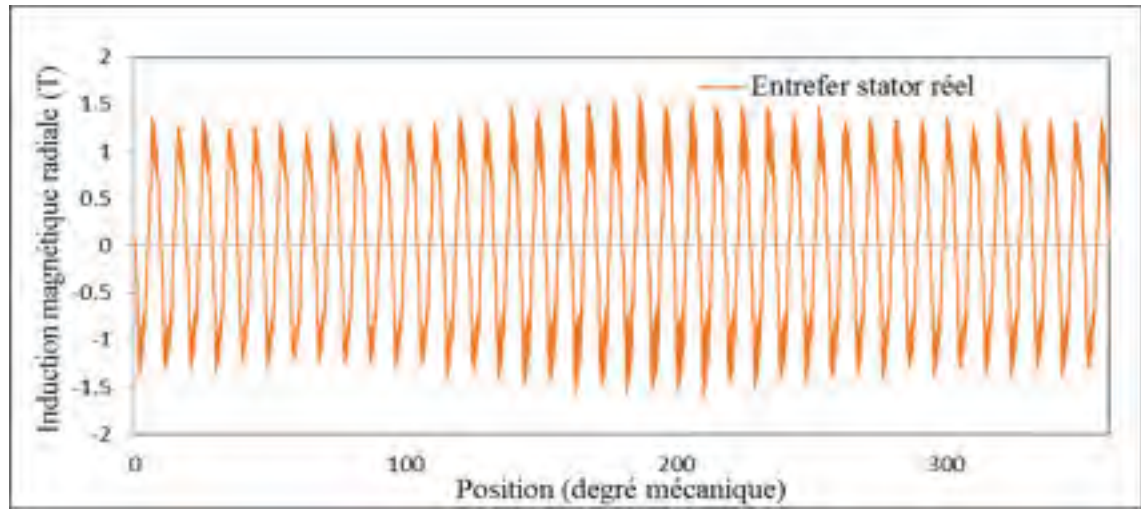


Figure 5.14 Distribution spatiale de l'induction magnétique radiale pour le modèle avec entrefer basé uniquement sur la forme réelle du stator

Dans le modèle avec entrefer de conception, une antisymétrie magnétique est calculée en fonction de la fraction du nombre d'encoches par pôle par phase, ce qui donne 19 pôles, soit l'équivalent d'un quart de l'alternateur. Cela explique la variation des pics de l'induction magnétique radiale de l'entrefer de conception qu'on peut voir sur la figure 5.12.

Lorsque l'entrefer réel est considéré, les pics de l'induction radiale subissent des variations supplémentaires en raison de la déformation du stator et du rotor de l'alternateur hydroélectrique. On remarque que les pics maximaux correspondent à la largeur d'entrefer minimale, tandis que les pics minimaux correspondent à la largeur d'entrefer maximale. Cette non-uniformité dans l'entrefer réel augmente l'induction magnétique à l'endroit où l'entrefer se réduit et la diminue là où l'entrefer augmente. En comparant la figure 5.13 à la forme du stator (la courbe rouge de la figure 5.8), on constate que l'enveloppe de l'induction magnétique suit la courbe du stator.

En comparant les figures 5.13 et 5.14, une différence maximale de 0,25 T pour un pôle donné est calculée, ce qui montre l'importance de tenir compte de la forme réelle de l'entrefer en incluant le déplacement des pôles.

Les formes d'onde de l'induction magnétique radiale aux positions 0 h, 3 h, 6 h et 9 h pour le cas d'entrefer réel ont une amplitude différente par rapport au cas d'entrefer de conception,

comme l'illustre la Figure 5.15. Comme le montrent les mesures prises, la largeur de l'entrefer est différente à ces quatre positions et dévie de 83 % à 121 % de la valeur de conception (12,7 mm). On peut observer sur la figure 5.16 que la variation de l'induction magnétique radiale en fonction de la largeur d'entrefer est presque linéaire.

Le spectre de l'induction magnétique radiale calculé le long de la distance radiale de l'entrefer pour l'entrefer de conception et l'entrefer réel est présenté à la figure 5.17.

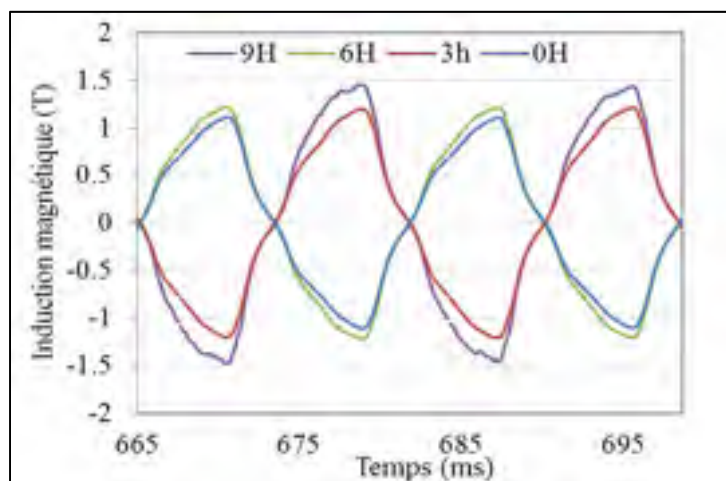


Figure 5.15 Induction magnétique radiale simulée dans l'entrefer réel aux positions 0 h, 3 h, 6 h, 9 h

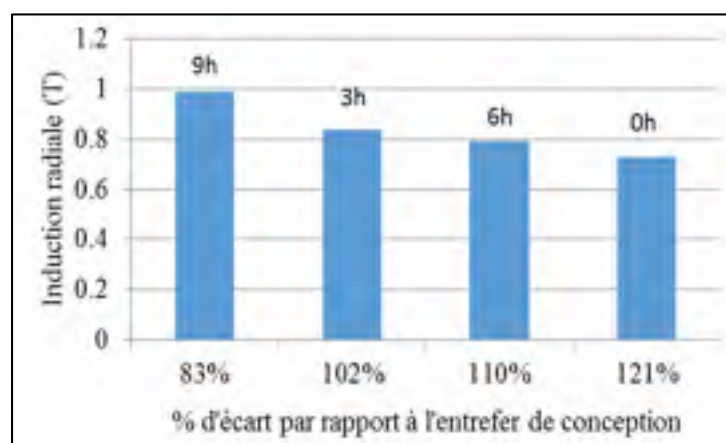


Figure 5.16 Valeur efficace de l'induction magnétique radiale en fonction de l'écart de la largeur d'entrefer par rapport à la largeur de conception (12,7 mm)

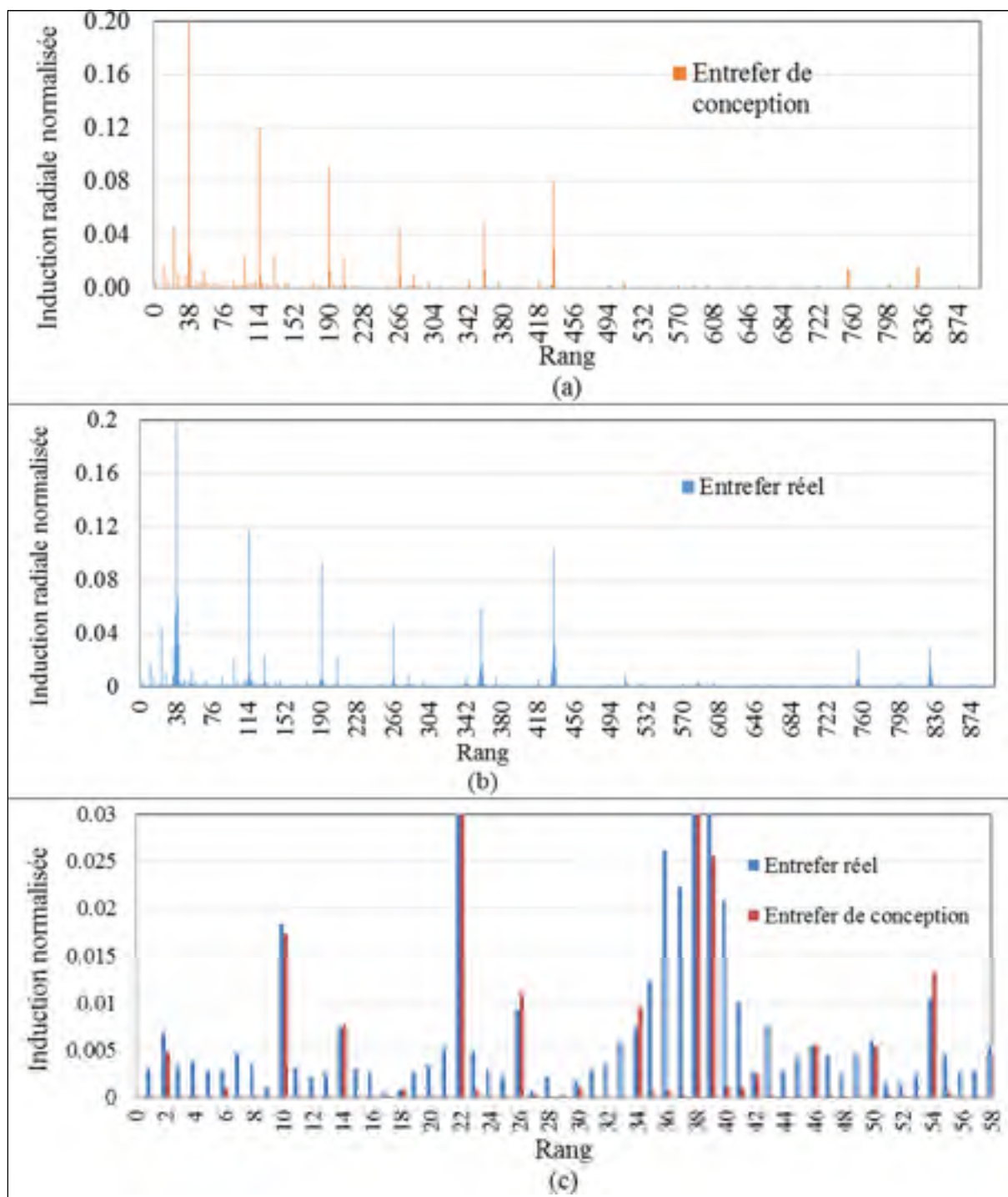


Figure 5.17 Spectre des harmoniques d'espace de l'induction magnétique, calculé le long de la distance radiale dans l'entrefer : (a) entrefer de conception, (b) entrefer réel, (c) zoom sur le spectre d'harmoniques de faible rang (entre 0 et 58)

Comme l'alternateur possède 76 pôles, la composante fondamentale de l'induction magnétique est donc égale à 38 par calcul (nombre de paires de pôles) et les harmoniques impairs (3, 5, 7, etc.) se situent à 114, 190, 266, etc. Dans les deux cas, ces harmoniques ont des amplitudes très similaires. Les valeurs normalisées s'obtiennent en divisant les composantes du spectre de l'induction magnétique par la valeur de la fondamentale (rang 38) du spectre de l'induction avec un entrefer de conception, égale à 1,015 T. D'autres harmoniques d'espaces liés aux passages d'encoches sont définis par :

$$(n \cdot N_{\text{encoches}} \pm p) \quad (5.12)$$

où n est un nombre entier, N_{encoches} le nombre d'encoches au stator et p le nombre de paires de pôles. Bien que la composante fondamentale soit calculée à 38 pour $n = 0$, on peut trouver les harmoniques pour les autres valeurs de n , comme 358 et 434 pour $n = 1$ et 754 et 830 pour $n = 2$, et ainsi de suite. Ces quatre harmoniques ont une amplitude plus élevée dans le cas de l'entrefer mesuré ; cela est dû à la déformation importante de l'entrefer comparé à l'entrefer de conception. Quant aux harmoniques inférieurs au nombre de paires de pôles, que l'on peut voir à la figure 5.17 (b), certains sont liés à la force magnétomotrice (f_{mm}) et sont donnés par :

$$((6n \pm 1) \cdot \frac{p}{19}) \quad (5.13)$$

où 19 est le nombre de paires de pôles qui définit la séquence de bobinage de l'alternateur BH-32 étudié, ce qui conduit aux harmoniques de rang 2, 10, 14, 22, 26, 34, 38, 46, 50, etc. Ces harmoniques ont presque la même amplitude dans les deux cas (sauf pour l'harmonique d'ordre 22, qui est légèrement différent. La principale différence entre les deux cas est que les harmoniques inférieurs (p. ex. rang 1, 3, 4, etc.) n'apparaissent que pour l'entrefer réel. Cependant, l'amplitude de ces composantes est faible par rapport aux harmoniques 2, 10, 14, 22, 26 et 34.

L'induction magnétique donnée par (5.4) en fonction du temps, dans le cas de l'entrefer réel, montre une composante fondamentale f (60 Hz), et des harmoniques à $f + f_r$, et $f - f_r$ qui correspondent aux modes 38, 39 et 37 respectivement dans les résultats de simulation.

La figure 5.18 montre le déplacement des pôles par rapport au rayon moyen du rotor. La figure 5.19 montre les sommets du signal brut mesuré par le capteur de flux en fonction du temps sur une rotation complète.

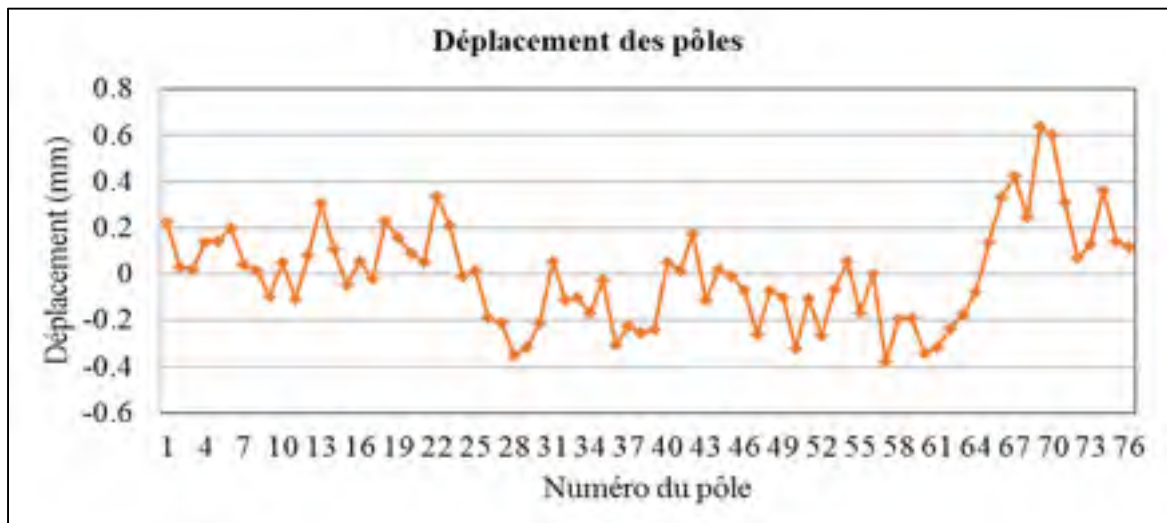


Figure 5.18 Forme du rotor : déplacement des pôles par rapport au rayon moyen du rotor

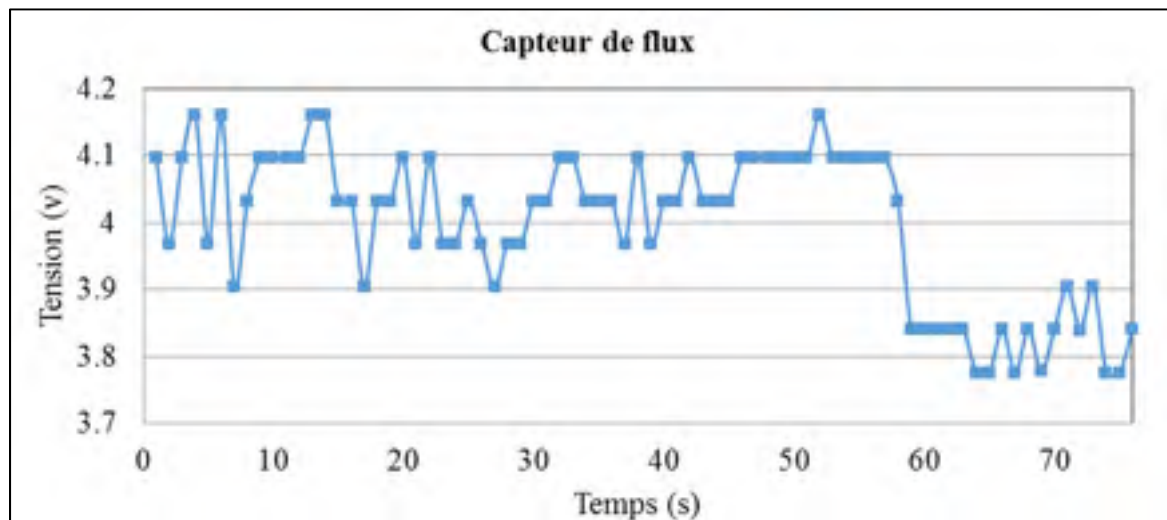


Figure 5.19 Sommets du signal brut mesuré par le capteur de flux en fonction du temps

En comparant les courbes des figures 5.18 et 5.19, on constate que les deux signaux sont différents. Comme l'induction magnétique est inversement proportionnelle à la largeur

d'entrefer, la valeur la plus élevée de l'induction magnétique correspond à la plus petite largeur d'entrefer. La mesure de l'induction magnétique sur une rotation complète, illustrée à la figure 5.19, montre que certains sommets se répètent, ce qui est dû à la répétabilité du capteur et de sa précision. Un autre facteur qui rend la comparaison difficile est la présence des circuits parallèles du stator et des barres d'amortisseur du rotor, qui ont pour rôle de diminuer le bruit dans le champ magnétique.

5.4.2 Densité de force radiale

La figure 5.20 montre les composantes harmoniques spatiales de la densité de force électromagnétique radiale calculée le long d'un contour tracé dans l'entrefer dans les deux cas. Les valeurs normalisées s'obtiennent en divisant le spectre de densité de force par la valeur de la composante continue pour l'entrefer de conception (217,8 kN/m²), qui représente la valeur la plus élevée du spectre de la densité de force radiale.

Les composantes dominantes correspondent au mode 76 et à ses multiples. Le mode 76 est le double de la composante fondamentale de l'induction magnétique. Ces modes ont des amplitudes très similaires dans les deux cas. Le mode 396, lié au nombre d'encoches du stator, est présent dans les deux cas et a une amplitude supérieure pour l'entrefer réel. Il existe deux autres modes liés à la fréquence de passage d'encoches qui peuvent être calculés à l'aide de l'expression :

$$n \cdot N_{\text{encoches}} \pm 2 \cdot p \quad (5.14)$$

Pour $n = 1$, les modes sont 320 et 472 ; pour $n = 2$, les modes sont 716 et 868. L'amplitude de ces modes est supérieure de plus de 13 % pour un entrefer réel que pour un entrefer de conception. Le spectre de la densité de force radiale présente de nouvelles composantes sous-harmoniques dominantes, comme le mode 1 et le mode 2, qui ne se trouvent pas dans le modèle à entrefer de conception, comme le montre la figure 5.20 (c). Ces deux modes sont les plus dominants et d'après la figure 5.4, on peut dire que le mode 1 indique la présence d'une excentricité statique et/ou dynamique et que le mode 2 indique une déformation elliptique.

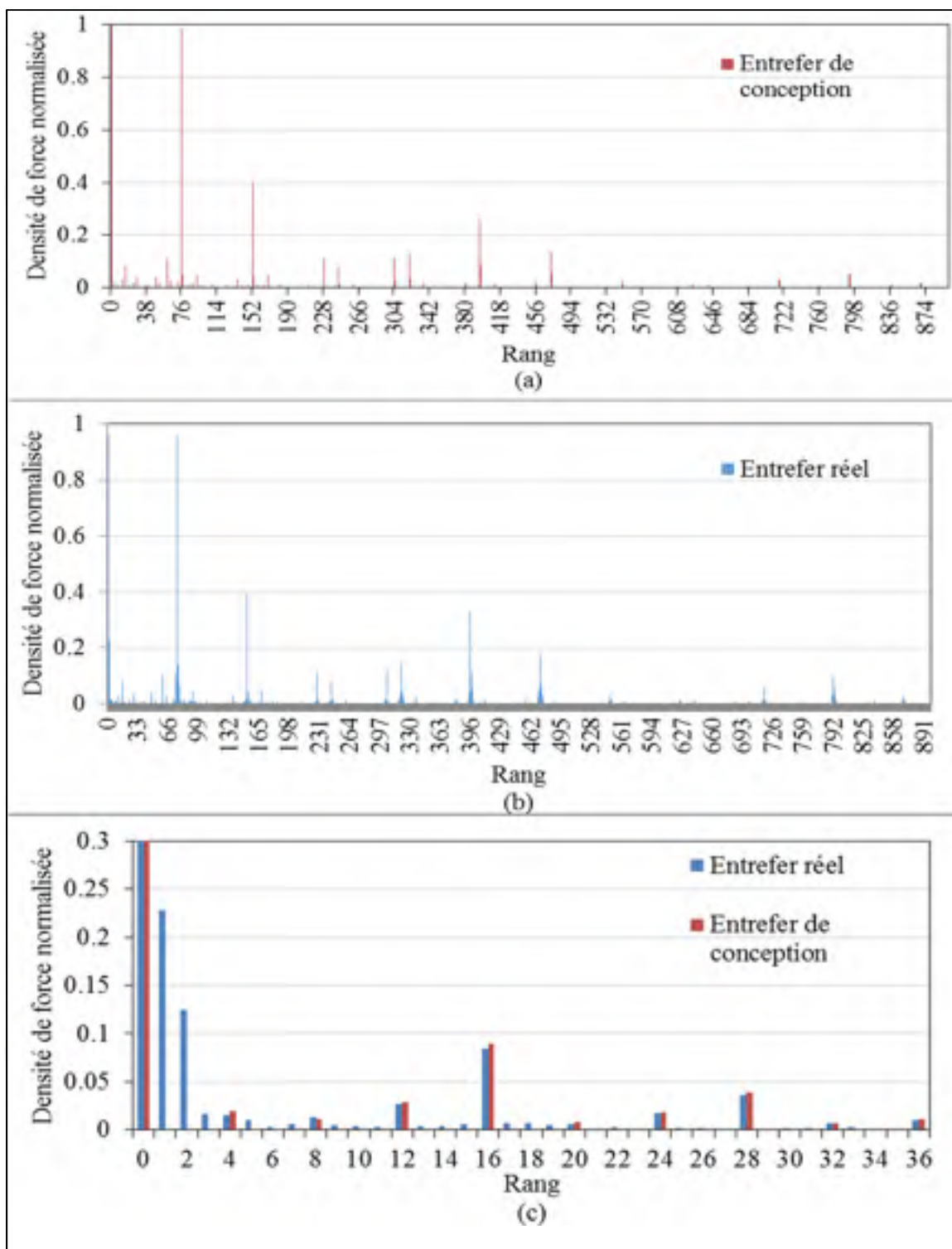


Figure 5.20 Spectre spatiales de la densité de force électromagnétique radiale calculée le long de la circonférence de l'entwfer : (a) entwfer de conception, (b) entwfer réel, (c) zoom sur le spectre harmonique de faible rang (entre 0 et 36)

À ce stade, les excentricités statiques et dynamiques ne peuvent pas être séparées les unes des autres. Le mode 1 a une amplitude de 22,7 % par rapport au mode 0, et ce mode est présent pour les excentricités statiques et dynamiques. Le mode 2, qui indique la présence d'une forme d'entrefer elliptique, a une amplitude de 12,5 % par rapport au mode 0. Les autres composantes à basse fréquence ont une amplitude inférieure, mais peuvent causer des vibrations, comme le troisième mode (1,7 %) et le cinquième (1 %).

La figure 5.21 présente la FFT de la densité de force radiale en un point fixe dans l'entrefer en fonction du temps et durant une révolution. Les valeurs s'obtiennent en divisant le spectre de densité de force par la valeur pour l'entrefer de conception à 120 Hz.

Dans les deux cas, le spectre de la figure 5.21 présente une composante à 120 Hz et ses multiples (240 Hz, 360 Hz, 480 Hz, 600 Hz, etc.). De plus, le spectre dans le cas de l'entrefer réel présente des basses fréquences supplémentaires à 1,58 Hz, 3,16 Hz, 4,74 Hz, 6,31 Hz, 7,89 Hz, etc. Ici, la fréquence de 1,58 Hz correspond à l'excentricité dynamique, tandis que la fréquence de 4,74 Hz correspond à la forme triangulaire du rotor et a une amplitude supérieure à celle qui correspond à l'excentricité. En comparant ces basses fréquences à la forme du rotor mesurée à partir des capteurs capacitifs (figure 5.7), on voit clairement qu'elles ne sont pas identiques, surtout aux fréquences de 6,31 Hz, 7,89 Hz et 9,47 Hz, ce qui pourrait être lié aux barres d'amortisseur, qui atténuent le déséquilibre de l'attraction magnétique, ainsi qu'aux circuits parallèles, qui tentent d'annuler la variation du champ magnétique.

La densité de force donnée à la figure 5.21 montre une composante continue ainsi que des composantes à $2f$ (120 Hz), $2f + f_r$, $2f - f_r$, $2f + 2f_r$, $2f - 2f_r$ et une composante à f_r , qui se trouvent aussi dans l'équation (5.6). L'ajout des harmoniques supérieurs dans la f_{mm} et dans la perméance de l'entrefer conduira aux composantes supérieures trouvées dans l'analyse FEM, omises dans l'équation théorique.

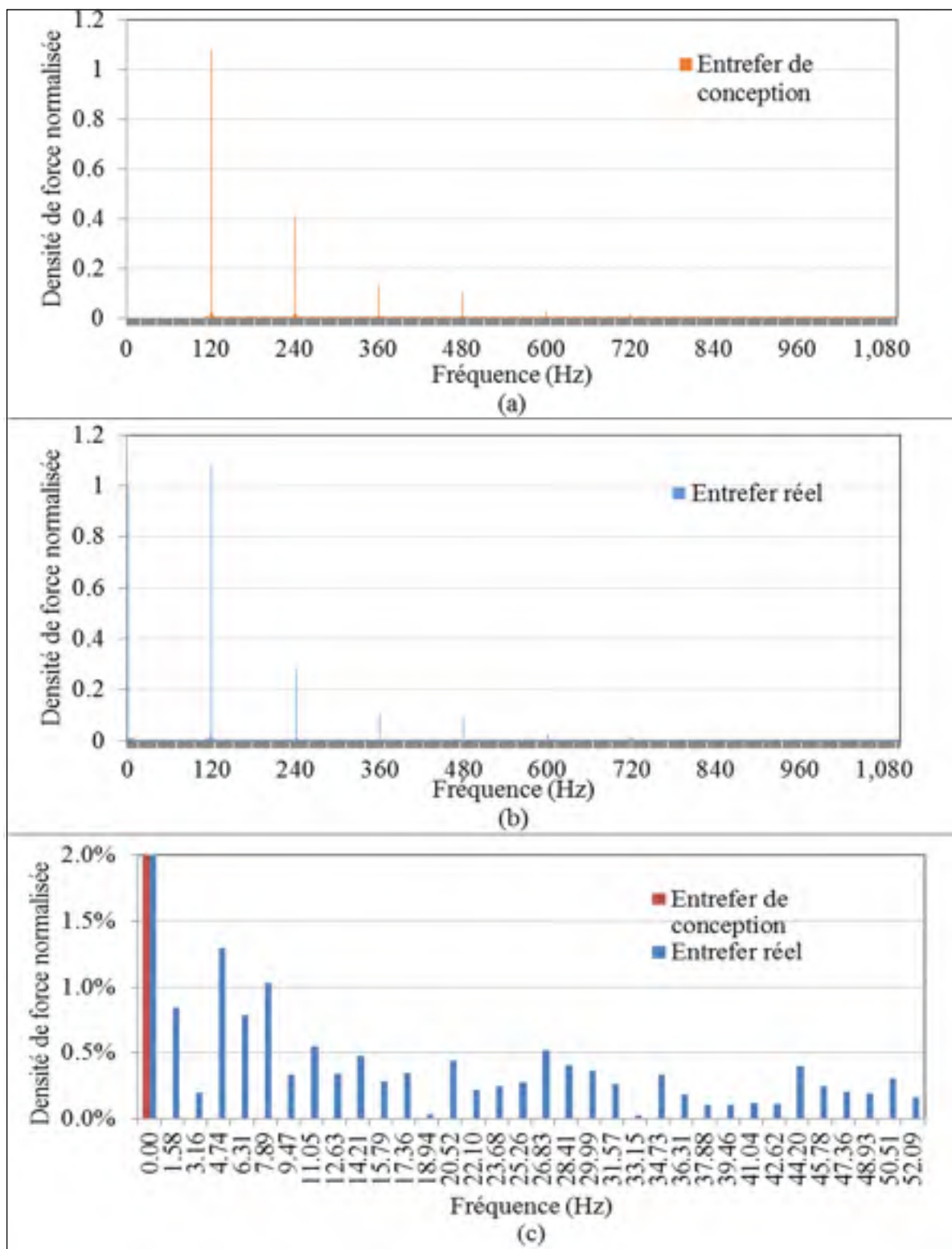


Figure 5.21 Spectre de la densité de force temporelle (a) avec entrefer de conception, (b) avec entrefer réel, (c) zoom sur les basses fréquences (entre 0 et 58,42 Hz)

En comparant la figure 5.20 à la figure 5.21, on constate que les composantes à basse fréquence n'ont pas la même amplitude. L'analyse des basses fréquences (premières fréquences) de la densité de force le long de l'entrefer révèle les non-uniformités du stator et du rotor à un moment précis. Cependant, la déformation du stator est supérieure à celle du rotor. Cela dit, on peut conclure que les modes inférieurs de la densité de force révèlent la déformation du stator. Un tracé de l'induction magnétique à un point donné dans l'entrefer sur une révolution donne donc des informations sur la forme et l'excentricité du rotor.

Une jauge de contrainte a été installée sur le croisillon du rotor d'un alternateur identique à celui étudié pour mesurer la déformation. Les résultats sont illustrés à la figure 5.22.

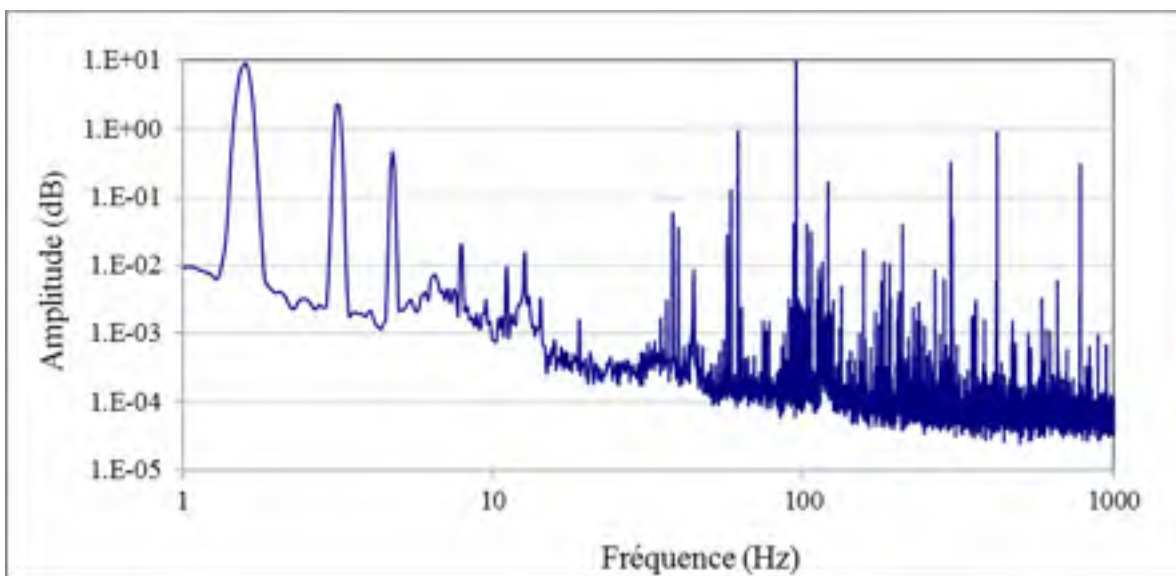


Figure 5.22 Mesure expérimentale de la déformation du croisillon à l'aide d'une jauge de contrainte

On peut observer que pour un alternateur avec un entrefer non uniforme, les composantes à la fréquence de rotation 1,58 Hz et ses multiples sont toutes présentes dans la mesure de la déformation du croisillon, ce qui concorde avec les résultats théoriques et la simulation. De plus, les composantes au double de la fréquence électrique et ses multiples sont présentes dans les deux ensembles de résultats et dans l'équation (5.6).

5.4.3 Fréquences naturelles de la structure du stator

Cette section présente une comparaison entre les modes et les fréquences naturelles du stator et ceux de la densité de force électromagnétique. Cette analyse a été expliquée et analysée au chapitre 4. La FFT en deux dimensions de la densité de force électromagnétique en fonction du temps et de l'espace dans l'entrefer pour le modèle par éléments finis avec entrefer réel est calculée, et les résultats sont présentés à la figure 5.23.

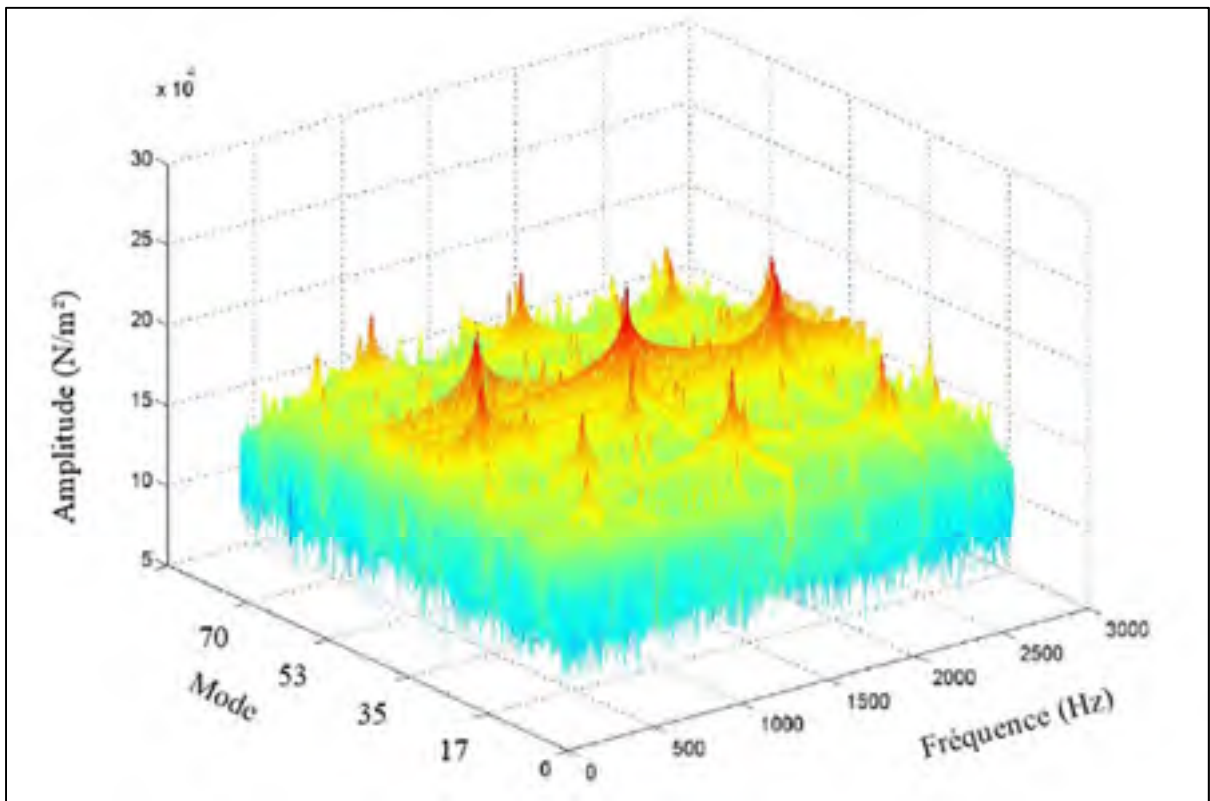


Figure 5.23 FFT en deux dimensions de la densité de force électromagnétique calculée à partir du modèle par éléments finis avec entrefer réel

Cette figure représente le lien entre les périodicités spatiale et temporelle. Plusieurs modes multiples de 76 y sont observés (composante fondamentale à 76 [égale au nombre de pôles] et ses harmoniques à 152, 228...). Tous les sous-harmoniques d'espace sont présents, surtout les faibles harmoniques d'espace qui représentent les déformations d'ordre 1 et 2. De plus, il y a

des sous-harmoniques (comme 4, 20, 24, 44, etc.). Ceux-ci sont causés par la force magnétomotrice et se calculent à l'aide de la formule :

$$2 \cdot ((6n \pm 1) \cdot \frac{p}{19}) \quad (5.15)$$

Ces harmoniques d'espace sont de faible amplitude par rapport à la composante fondamentale de la densité de force (76) et ses harmoniques.

Dans la figure 5.23, on observe également qu'on peut associer à chaque mode plusieurs fréquences multiples de 120 Hz (le double de la fréquence du réseau) et multiples de la fréquence de rotation (1,578 Hz), ainsi que leur interaction.

Le tableau 5.3 montre les fréquences naturelles et les modes propres du noyau magnétique du stator avec ou sans la carcasse, et en considérant la carcasse seule, en utilisant l'approche analytique détaillée au chapitre 4.

Tableau 5.3 Modes propres et fréquences naturelles du stator

Modes	Fréquences (Hz)		
	Carcasse	Circuit magnétique	Circuit magnétique + Carcasse
2	8.3	1.8	4.5
4	21.7	4.7	11.6
6	39.2	8.7	21.1
8	111.3	34.8	63.6
10	130.8	51.2	79.3
12	141.2	67	91.7
14	146.8	80.3	101.4
16	150	90.5	108.7
18	151.9	97.8	114
20	153.1	102.9	117.7

Des vibrations importantes peuvent apparaître au mode 2 (4,5 Hz), au mode 4 (11,6 Hz), au mode 8 (63,6 Hz) et au mode 20 (117,7 Hz) lorsque l'on considère la carcasse et le noyau magnétique. En effet, l'amplitude des composantes de la densité de force à ces fréquences est non négligeable, comme le montre la figure 5.21 (c), et ces fréquences sont très proches des

fréquences naturelles de la structure magnétique du stator. C'est pour cette raison qu'elles peuvent exciter le circuit du stator et provoquer des vibrations mécaniques.

Un accéléromètre a été également installé dans un alternateur semblable à celui que nous avons étudié, et le déplacement relatif entre la carcasse et le noyau magnétique a été mesuré. Les résultats, représentés à la figure 5.24, montrent que toutes les composantes qui correspondent à la fréquence de rotation et à ses multiples sont présentes, ainsi que celles qui correspondent au double de la fréquence électrique, soit 120 Hz, 240 Hz, etc. Les composantes à 4,7 Hz, 60 Hz et 120 Hz ont des amplitudes élevées, ce qui est également en accord avec les résultats en simulation de la force électromagnétique et des modes et fréquences naturelles du stator.

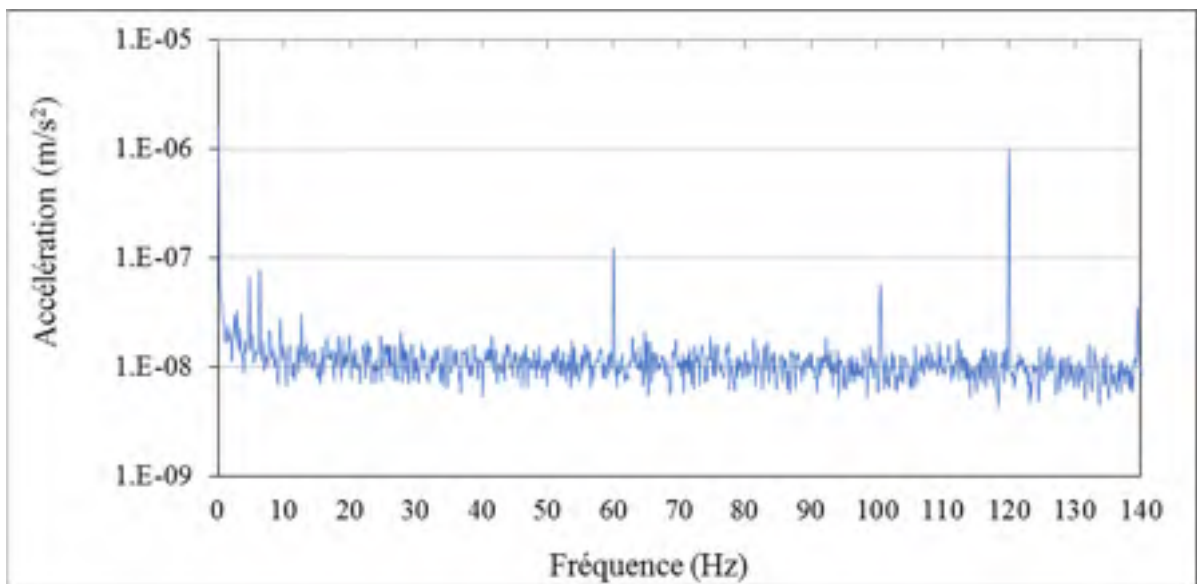


Figure 5.24 Mesure expérimentale du déplacement relatif entre la carcasse et le noyau magnétique du stator

5.4.4 Résultante de la force électromagnétique

La figure 5.25 montre la force électromagnétique résultante qui s'exerce sur le rotor dans le cas de l'entrefer réel. La même figure montre également la force résultante lorsque la forme du stator seulement est considérée avec un rotor circulaire, sans tenir compte des déplacements des pôles.

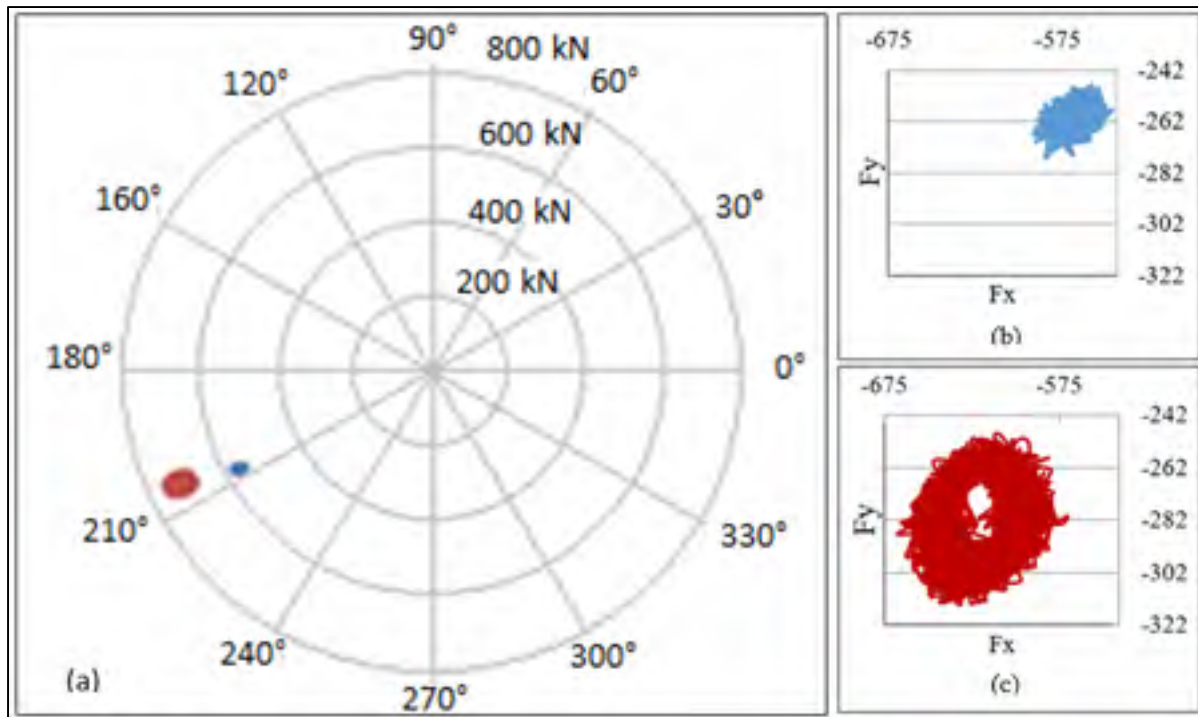


Figure 5.25 Force électromagnétique radiale totale pour la forme réelle d'entrefer avec ou sans déplacement de pôles. (a) les deux cas, trace rouge : avec déplacement des pôles et trace bleue : sans déplacements des pôles (b) entrefer avec la forme réelle du stator seulement (c) entrefer réel avec déplacement des pôles seulement

Dans le cas d'un entrefer de conception, cette force résultante est théoriquement nulle et sans impact sur le rotor. Dans le cas de l'entrefer réel, la force est calculée à 725 kN. La forme réelle d'entrefer crée une force de rotation dynamique et une force statique. Cette force de rotation due à la forme du rotor a une valeur moyenne de 163 kN et représente 29 % de la valeur moyenne de la force statique (562 kN) obtenue en considérant uniquement la forme du stator. Même si les déplacements des pôles sont faibles (~ 1 mm, ou $-3,2$ % à $5,3$ % de l'entrefer de conception), ils ont un impact important sur la force résultante. À la figure 5.25, la direction de la force nette suit l'entrefer le plus petit qui, dans ce cas, se situe entre 200 et 230 degrés, dans le troisième quadrant.

Comme l'illustre le tableau 5.4, la FFT de ces forces montre dans le cas de l'entrefer réel une composante à 1,578 Hz d'environ 24 kN. La fréquence de la rotation mécanique est de

1,578 Hz et le phénomène se produit une fois par révolution. Lorsque la forme du rotor n'est pas prise en compte, la première composante significative se trouve à 120 Hz.

Tableau 5.4 Amplitude de la force nette pour les principales fréquences

	1,578 Hz	120 Hz	360 Hz
Sans la forme du rotor	0,13 kN	2,6 kN	5,15 kN
Avec la forme du rotor	23,27 kN	3,09 kN	7,56 kN

5.4.5 Calcul de la densité de force à partir des mesures de l'induction

La figure 5.26 montre la densité de force calculée à partir de la densité de flux mesurée, à l'aide de l'équation $\sigma_n = \frac{B_n^2}{2\mu_0}$, comparée aux densités de forces obtenues à partir de la simulation numérique dans les deux cas (entrefer réel et de conception). Les valeurs maximales mesurées et simulées sont de l'ordre de 600 kN/m².

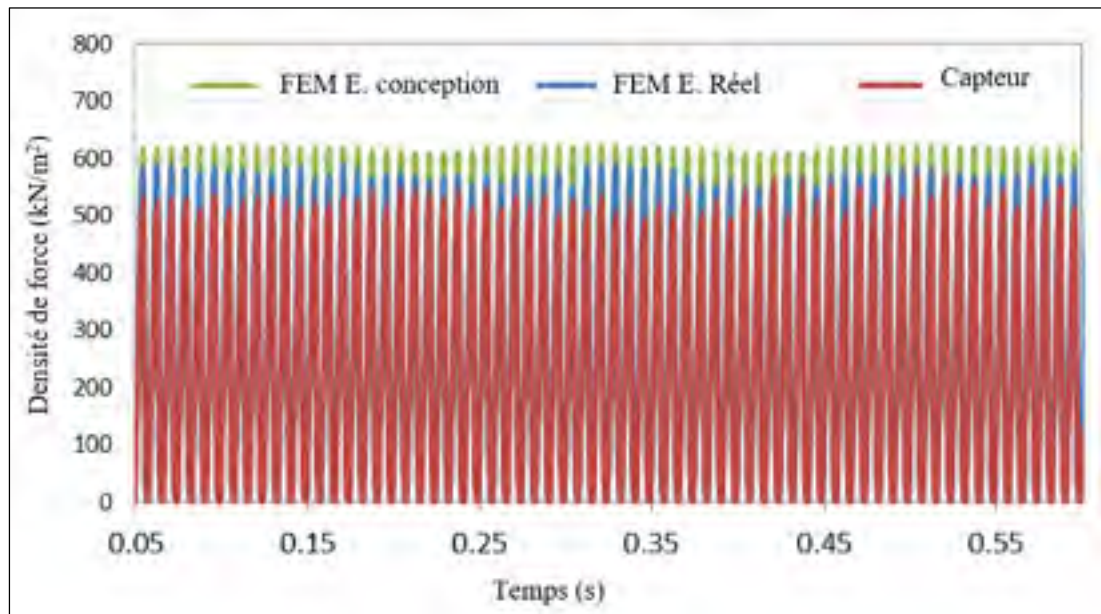


Figure 5.26 Densité de force radiale calculée à partir des mesures expérimentales, pour un fonctionnement de l'alternateur à 85 % de la charge nominale et à 3 h, comparée aux densités obtenues par simulation dans les deux cas d'entrefer

On peut également voir que les densités de forces mesurées et simulées concordent généralement. Néanmoins, la densité de force obtenue par simulation numérique est plus grande. Il y a lieu de noter que les sommets de la densité de force mesurée ne sont pas constants d'un cycle à l'autre, ce qui, à première vue, pourrait être lié au déplacement des pôles. La densité de flux tangentielle est négligée dans l'équation (5.6). De plus, le signal mesuré n'étant pas synchronisé, il était difficile de faire correspondre le pôle numéro 1 du signal mesuré avec celui du signal simulé. Le pourcentage d'erreur produit par le capteur de flux est multiplié par 10. Sur le graphique, l'erreur maximale est d'environ 10 % et l'erreur minimale est de 2 %.

5.4.6 Courants des circuits parallèles des phases du stator

L'une des techniques de détection des défauts d'excentricités est l'analyse de la signature des courants du stator ; il s'agit d'un puissant outil de surveillance pour détecter les défauts dans une machine électrique. De plus, cette technique est pratique et peu coûteuse. La présente thèse n'a pas pour objectif de couvrir en détail les techniques de surveillance permettant de détecter les défauts dans les alternateurs. Toutefois, l'étude de l'impact de l'entrefer réel sur les courants du stator est d'une grande importance et pourra déboucher sur de futures études sur la méthode de détection par l'analyse de la signature des courants du stator, appliquée à plusieurs alternateurs.

Dans le modèle par éléments finis, les circuits parallèles de chaque phase ont été modélisés tels que conçus par le manufacturier en tenant compte de la séquence exacte de bobinage du stator dans chaque circuit. Il faut noter qu'il y a quatre circuits parallèles dans chaque phase. La figure 5.27 montre les courants du stator calculés pour le cas de l'entrefer réel. La figure 5.28 montre le spectre de ces courants. Les valeurs unitaires s'obtiennent en divisant le spectre effectif par la valeur fondamentale dans le cas d'un entrefer de conception, calculée à 1057 A à 60 Hz.

À partir de la FFT, les composantes continues et à 60 Hz sont déséquilibrées dans le cas d'un entrefer réel. Le courant est plus important dans le circuit qui correspond à l'entrefer le plus petit ; les phases A4, B4 et C4 correspondent à l'entrefer le plus grand, tandis que les phases A2, B2 et C2 correspondent à l'entrefer le plus petit. Pour la composante à 60 Hz, le

déséquilibre maximal est de 1,12 % pour la phase B2, ce qui correspond à une valeur d'entrefer moyenne de 12,25 mm (96,46 %), tandis que le déséquilibre minimal est de 0,86 % pour la phase B4, qui correspond à un entrefer moyen de 14,18 mm (111,65 %).

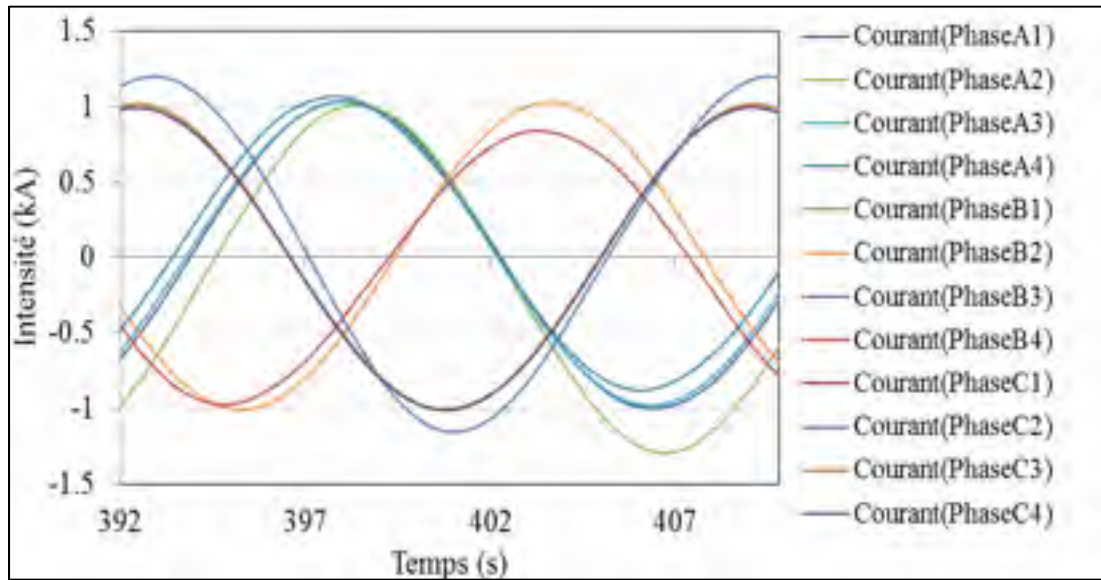


Figure 5.27 Courants des circuits parallèles des trois phases du stator dans le cas avec l'entrefer réel

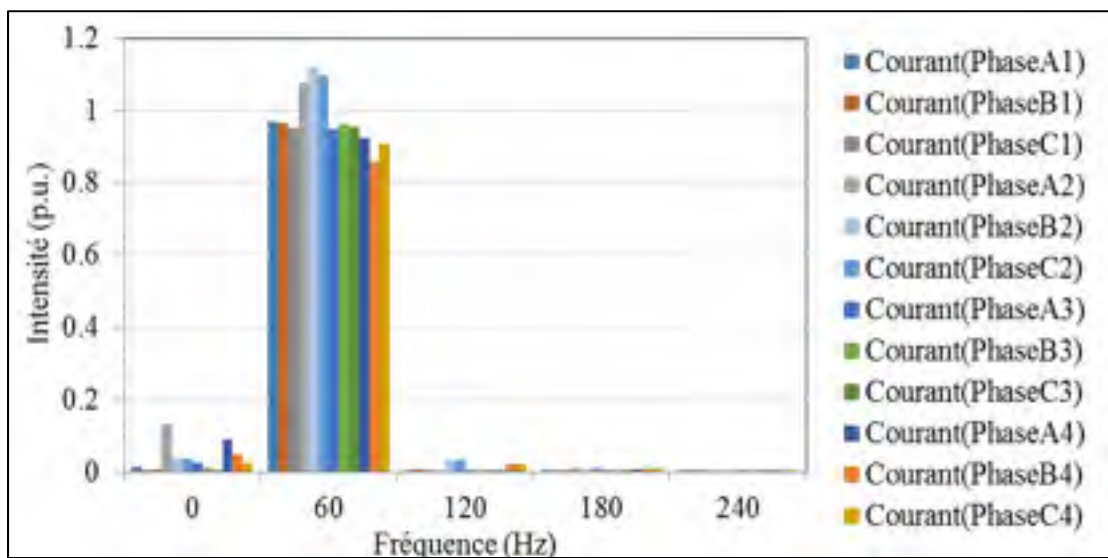


Figure 5.28 FFT des courants du stator des circuits parallèles dans le cas avec entrefer réel

Comme le mentionne le chapitre 3, la somme des courants du stator dans les deux enroulements parallèles d'une phase est similaire à celle des autres phases, ce qui équivaut à dire que les courants dans les phases A, B, et C sont égaux. Cela permet de conclure que le rôle des circuits parallèles est d'absorber le déséquilibre du champ magnétique causé par la variation de l'entrefer.

5.5 Résumé

Un modèle par éléments finis, de l'alternateur hydroélectrique du groupe 32 de la centrale de Beauharnois, tenant compte de la forme réelle de l'entrefer mesurée à l'aide du système de mesure VibroSystM, et prenant en compte plusieurs défauts (excentricité statique/dynamique, ellipticité, ordre de déformation supérieur, déplacement du pôle, forme du rotor, etc.) a été généré. Les résultats, validés expérimentalement, et leur analyse montrent que :

- La largeur de l'entrefer peut présenter une déformation importante d'ordre deux (elliptique) ou trois (triangulaire) qu'il est nécessaire d'ajouter à la non-uniformité de l'entrefer lors de la création du modèle d'alternateur par éléments finis.
- Les deux capteurs installés dans l'entrefer ont des comportements similaires. Les valeurs efficaces mesurées par les deux capteurs sont différentes ; cela dépend de la valeur de l'entrefer à la position de mesure et donc de la position du capteur dans la machine et de la position des pôles par rapport au rayon moyen.
- Les inductions mesurées et simulées sont globalement comparables. Les signaux mesurés ne sont pas synchronisés, ce qui cause probablement une légère différence entre les résultats mesurés et ceux obtenus par simulation.
- La distribution spatiale de l'induction magnétique radiale dans l'entrefer varie selon la forme de l'entrefer. Dans ce cas, l'induction magnétique dans l'entrefer est fortement influencée par la forme elliptique du stator, parce que cette dernière est dominante.
- Le calcul de la densité de force électromagnétique montre que des composantes à basse fréquence sont introduites par la non-circularité et la déformation du stator et du rotor. Ces

modes à basse fréquence sont importants pour l'étude des vibrations, car ils contribuent à l'excitation de l'arbre.

- En calculant les modes et fréquences naturelles du stator, on voit que de fortes vibrations peuvent survenir en mode 2 (4,5 Hz), en mode 4 (11,6 Hz), en mode 8 (63,6 Hz) et en mode 20 (117,7 Hz), tout en prenant en compte dans le calcul la carcasse et le noyau magnétique. Ces fréquences sont proches des composantes de la densité de force électromagnétique introduites par la non-uniformité de l'entrefer réel.
- La mesure du déplacement relatif entre la carcasse et le noyau magnétique montre que les composantes à 1,58 Hz, 4,7 Hz, 6,3 Hz, 60 Hz et 120 Hz ont une amplitude élevée, ce qui concorde avec les résultats de la simulation.
- Lors de la prise en compte de l'entrefer réel avec déplacement de pôles, une force de rotation dynamique s'ajoute à la force statique. Cette force de rotation représente 29 % de la valeur moyenne de la force statique. Par conséquent, il est nécessaire de calculer les forces avec une forme réelle de l'entrefer pour ce type d'alternateur pour rendre le comportement en simulation très proche de la réalité.

Les harmoniques et les sous-harmoniques des forces électromagnétiques, même s'ils sont de faible amplitude, sont les plus importants pour l'étude des vibrations, étant donné qu'ils peuvent exciter l'arbre. La force calculée est utilisée pour étudier le comportement dynamique de l'arbre du groupe turbine-alternateur (Cupillard, 2019). La densité de la force pourra aussi être utilisée afin d'étudier les vibrations du stator.

CHAPITRE 6

ÉTUDE DE L'EFFET D'UN COURT-CIRCUIT ENTRE SPIRES AU ROTOR

Ce chapitre est consacré à l'étude de l'impact du défaut de court-circuit entre spires de l'alternateur hydroélectrique BH-32, en particulier sur la densité de force électromagnétique. L'impact de ce défaut sur l'induction radiale, la densité de force radiale, l'attraction magnétique déséquilibrée et le couple électromagnétique sont également étudiés. Le modèle utilise l'analyse par éléments finis, qui tient compte de la géométrie réelle, de la non-linéarité du matériau magnétique, de la distribution spatiale des enroulements du stator et du rotor et des barres d'amortisseur. Le chapitre est organisé de la manière suivante : la première section présente le calcul théorique de quantités électromagnétiques telles que les forces électromagnétiques et l'induction. La deuxième section est consacrée à la description du modèle par éléments finis. La troisième section analyse les résultats de la machine saine et en présence de courts-circuits dans l'enroulement du rotor. La quatrième section présente une méthode de détection basée sur les capteurs numériques de flux magnétique. La dernière section résume le chapitre.

6.1 Analyse théorique

Le court-circuit entre spires de l'enroulement du rotor pour l'alternateur hydroélectrique est un défaut commun dû au vieillissement thermique, au cycle de charge et à la contamination. Il produit une distribution de champ magnétique non uniforme et conduit à l'augmentation des forces radiales et tangentielles non équilibrées. Des forces asymétriques appliquées au rotor peuvent provoquer des vibrations transversales et de torsion de l'arbre, ainsi que des oscillations de puissance. Le défaut de court-circuit a d'autres conséquences : l'augmentation significative des vibrations des barres du stator, l'accélération du vieillissement et la probabilité de rupture de l'isolation diélectrique des barres du stator, l'accélération du vieillissement de l'isolation diélectrique localement sur l'enroulement du rotor, ainsi que des contraintes thermiques sur le rotor.

Cette section présente les équations théoriques de la densité de force électromagnétique et de l'attraction magnétique déséquilibrée modifiée par le court-circuit des spires au rotor établies dans des études antérieures.

Les alternateurs hydroélectriques sont des machines synchrones à pôles saillants ayant un grand nombre de pôles. Chaque pôle comporte un certain nombre de tours qui forment le circuit inducteur. Lorsqu'un court-circuit entre spires se produit, le nombre de tours dans l'enroulement diminue, et la force magnétomotrice à ce pôle est réduite. La force magnétomotrice induite par ce défaut peut être vue comme une fonction périodique de 2π et s'exprimer par la série de Fourier :

$$\Delta f(t) = a_0 + \sum_{k=1}^{\infty} (a_k \cos n\omega t + b_k \sin n\omega t) \quad (6.1)$$

En considérant la composante fondamentale dans des conditions normales et en présence de courts-circuits au rotor, la f_{mm} s'exprime comme suit :

$$f_{mm} = f'_1 \cos(\omega t - \theta - \beta) - \Delta f'_1 \cos(\omega t - \theta - \beta') \quad (6.2)$$

$$f_{mm} = f'_{1t} \cos(n\omega t - \theta - \beta_1)$$

$$f'_{1t} = \sqrt{(f_s \cos \varphi - \Delta f'_1 \sin \beta')^2 + (f_r - f_s \sin \varphi - \Delta f'_1 \cos \beta')^2}$$

$$\beta_1 = \arctg \frac{f_s \cos \varphi - \Delta f'_1 \sin \beta'}{f_r - f_s \sin \varphi - \Delta f'_1 \cos \beta'}$$

où f_s et f_r sont les forces magnétomotrices du stator et du rotor respectivement, f'_{1t} est l'amplitude de la force magnétomotrice résultante et β_1 est l'angle de phase entre la force magnétomotrice du stator et du rotor.

Λ_0 étant la composante continue de la perméance de l'entrefer, la densité de force électromagnétique calculée par le tenseur de Maxwell s'exprime ainsi (He et al., 2016), (Li, Li, Zhao & Wan, 2003) :

$$\sigma_n = \frac{B_n^2}{2\mu_0} = \frac{\Lambda_0^2 f_{1t}'^2}{4\mu_0} (1 - \cos 2(n\omega t - \theta - \beta)) \quad (6.3)$$

L'équation (6.3) montre que la composante continue et la composante tournante à 2ω sont présentes dans la densité de force électromagnétique.

Considérant le 2^e harmonique de la f_{mm} , donné par $\Delta f_2' \cos 2(\omega t - \theta - \beta')$, le tenseur de Maxwell s'écrit (He et al., 2016) :

$$\begin{aligned} \sigma_n = \frac{\Lambda_0^2}{4\mu_0} & (f_{1t}'^2 + \Delta f_2'^2 - 2f_{1t}'\Delta f_2' \cos(\omega t - \theta + \beta_1 - 2\beta')) \\ & - f_{1t}'^2 \cos 2(\omega t - \theta - \beta) - 2f_{1t}'\Delta f_2' \cos(3\omega t - 3\theta - \beta_1 \\ & - 2\beta'') + \Delta f_2'^2 \cos 4(\omega t - \theta - \beta'')) \end{aligned} \quad (6.4)$$

L'équation (6.4) montre qu'une composante continue et une composante tournante en $f, 2f, 3f$ et $4f$ sont présentes dans la densité de force. La composante en $2f$ a la plus grande amplitude.

La force électromagnétique résultante suivant les axes x et y , F_x et F_y , s'exprime ainsi :

$$F_x = -\frac{\pi R L_R f_{1t}' \Delta f_2' \Lambda_0^2}{2\mu_0} \cos(\omega t + 2\beta) \quad (6.5)$$

$$F_y = -\frac{\pi R L_R f_{1t}' f_2' \Lambda_0^2}{2\mu_0} \sin(\omega t + 2\beta) \quad (6.6)$$

Les équations (6.5) et (6.6) montrent que la composante tournante à ω est présente dans F_x et F_y .

6.2 Modèle par éléments finis

Des simulations transitoires bidimensionnelles sont réalisées pour un fonctionnement de l'alternateur à 85 % de la charge nominale. Dans le cas de court-circuit, l'alternateur entier est simulé. Un pas de temps de 0,16 ms a été sélectionné en tenant compte du nombre d'éléments dans la bande créée dans l'entrefer pour le maillage et de la fréquence de passage d'encoches.

Pour tenir compte du défaut de court-circuit entre spires au rotor dans le modèle par éléments finis, il faut imposer la densité de courant du bobinage du rotor. La zone défectueuse est supposée non conductrice. Ainsi, le nombre de spires est réduit dans la zone défectueuse.

On valide le modèle en comparant les signaux de la tension de ligne, du courant de ligne et de l'induction radiale en fonction du temps avec ceux obtenus à partir des mesures. Pour l'induction radiale, un capteur de flux radial est monté sur la surface interne de la dent du stator. Le capteur, basé sur la loi de Lenz, mesure les variations de l'induction magnétique dans l'entrefer. L'induction magnétique radiale est le résultat de l'intégration de la tension mesurée aux bornes de la bobine.

La figure 6.1 montre l'induction radiale, mesurée et simulée, en fonction du temps pendant une période électrique, pour un fonctionnement de l'alternateur à 85 % de la charge nominale, et à vide dans le cas de la machine sans défaut.

On peut observer que les résultats de la simulation concordent avec les mesures. L'induction en marche à vide a une forme différente de celle de l'alternateur en charge. La première est plus proche de la forme sinusoïdale parce qu'il n'y a pas de courant induit dans les bobines du stator ; l'influence de l'induction magnétique du stator est donc inexistante.

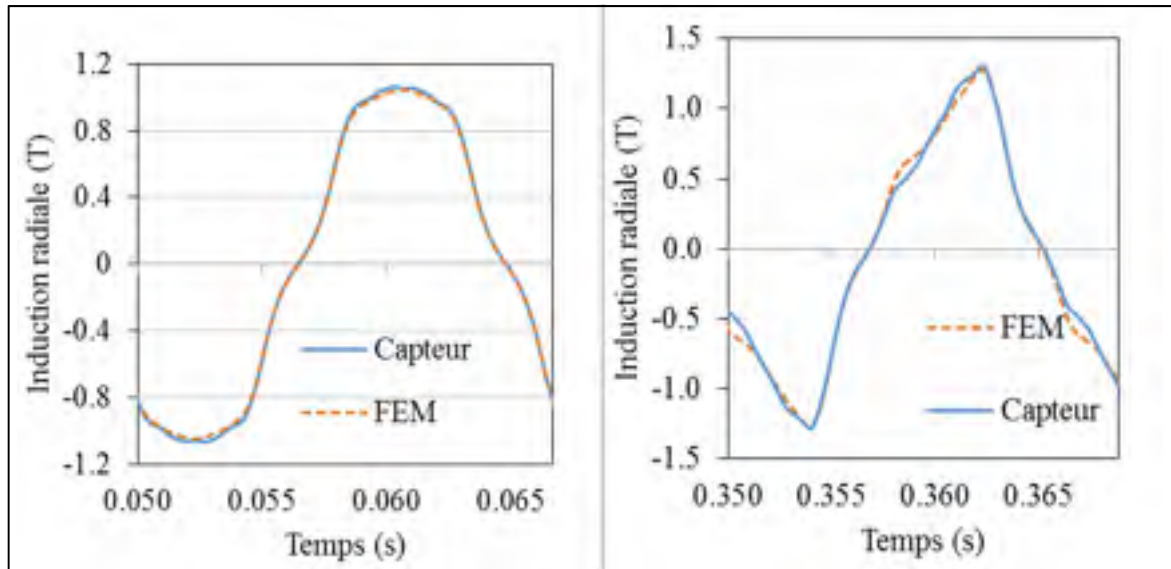


Figure 6.1 Induction radiale dans l'entrefer, mesurée et simulée : (a) à vide, (b) à 85 % de la charge nominale

6.3 Résultats des simulations par éléments finis

Des simulations électromagnétiques transitoires par éléments finis sont réalisées pour plusieurs nombres de spires court-circuitées (CC), à savoir deux spires CC, six spires CC, en plus de deux spires CC dans deux pôles consécutifs (2P-2CC) et deux spires CC dans 3 pôles consécutifs (3P-2CC). Les résultats pour l'induction radiale, la densité de force radiale, l'attraction magnétique déséquilibrée et le couple électromagnétique sont présentés et analysés dans cette section.

6.3.1 Induction magnétique

La figure 6.2 compare l'induction radiale en un point précis de l'entrefer, en fonction du temps, dans le cas d'une machine sans défaut et avec différents défauts de court-circuit. Seulement 5 pôles sur un total de 76 sont représentés sur cette figure.

On peut observer que l'induction au pôle avec le défaut de court-circuit est plus faible que dans le cas de la machine sans défaut. Lorsque le nombre de spires court-circuitées augmente, l'induction radiale au pôle défectueux diminue. Cependant, les pôles adjacents sont légèrement

touchés par une augmentation ou une diminution de l'induction radiale. Ceci est une conséquence de la conservation du flux, comme l'expliquent Wallin et Lundin (2013). En effet, tous les autres pôles ayant la même polarité que le circuit défectueux subissent une légère augmentation de l'induction, alors que tous les pôles ayant une polarité inverse subissent une légère diminution de l'induction. En pratique, cette caractéristique ne peut pas être une indication de la possibilité d'un court-circuit dans les mesures expérimentales en présence d'un faible nombre de spires court-circuitées, car le déplacement du pôle dans la direction radiale est de l'ordre de 1 mm et conduit à augmenter ou à diminuer l'induction magnétique.

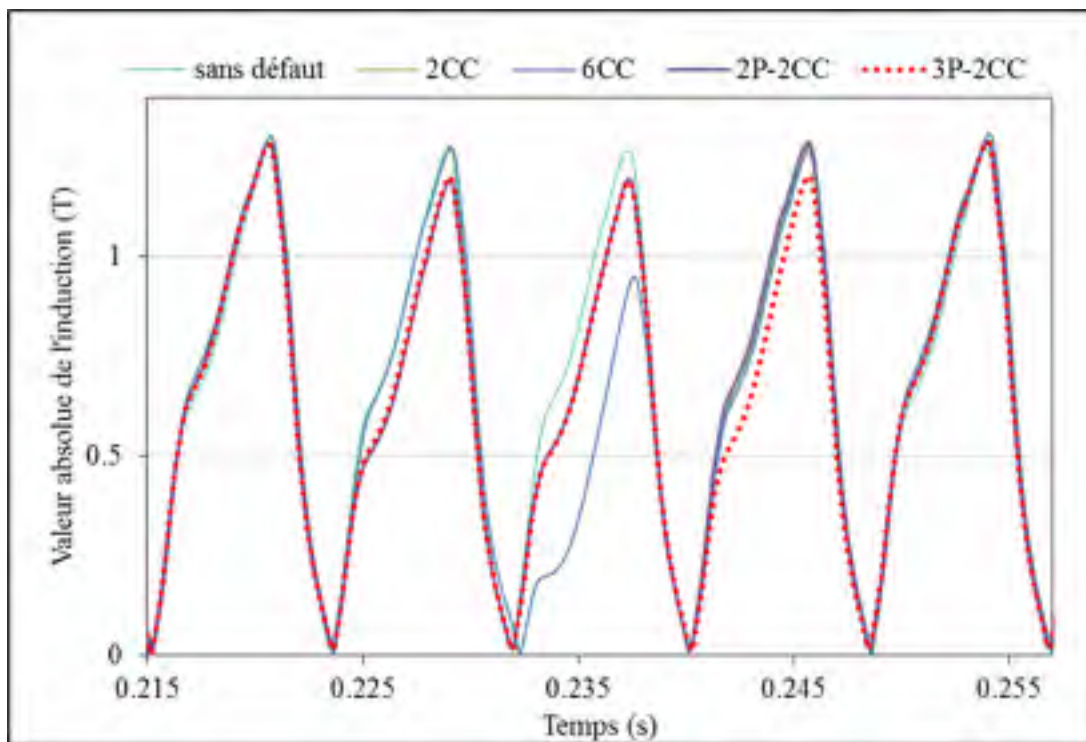


Figure 6.2 Valeur absolue de l'induction radiale de la machine sans défaut et en présence de deux et de six spires court-circuitées, ainsi que de deux spires court-circuitées dans deux et trois pôles consécutifs

Dans le cas de deux spires court-circuitées dans trois pôles consécutifs, la figure 6.2 montre que les 3 pôles ont presque la même amplitude d'induction radiale (les valeurs maximales sont respectivement 1,194 3 T, 1,186 6 T et 1,194 8 T). L'amplitude de l'induction radiale du pôle du milieu est légèrement inférieure à celle des deux autres pôles, et est presque égale à celle

obtenue pour le cas de deux spires court-circuitées dans un pôle. La même valeur d'induction est également trouvée dans le cas de deux spires court-circuitées dans deux pôles consécutifs.

La figure 6.3 montre la valeur moyenne du flux magnétique sur un pôle défectueux en fonction du degré de court-circuit. On remarque que la diminution est linéaire. Pour cette machine avec deux spires court-circuitées, on observe une réduction de plus de 5 % de l'induction d'un pôle par rapport aux autres pôles.

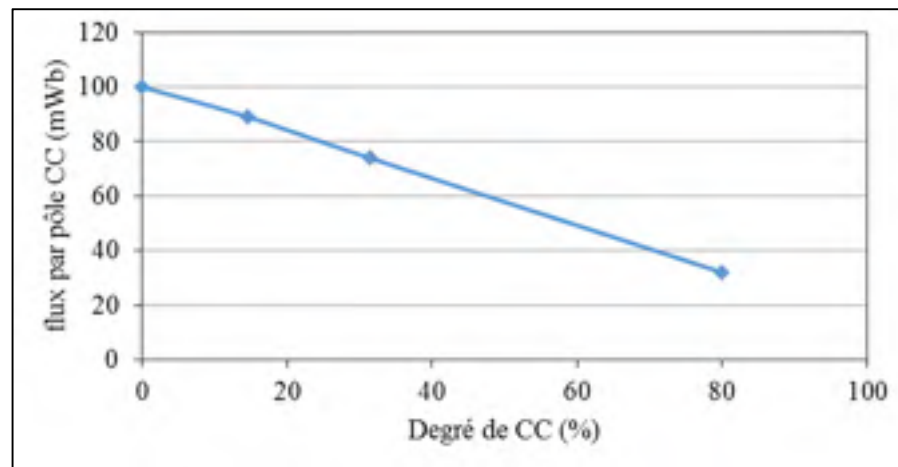


Figure 6.3 Flux moyen d'entrefer du pôle défectueux en fonction du degré de court-circuit

La figure 6.4 montre la FFT de l'induction radiale le long de la circonférence de l'entrefer d'une machine sans défaut, en plus des cas de deux et six spires court-circuitées.

La composante fondamentale de l'induction est de rang 38 (égale au nombre de paires de pôles) ; et les harmoniques impairs (3, 5, 7, etc.) sont à 114, 190, 266, etc. Dans les deux cas, les fondamentales ont des valeurs très similaires. Cependant, ces harmoniques présentent une amplitude moins élevée dans le cas d'un défaut de court-circuit. Les valeurs normalisées s'obtiennent en divisant les composantes de l'induction magnétique par la composante fondamentale (rang 38) du modèle sans défaut, qui est égale à 1,015 T.

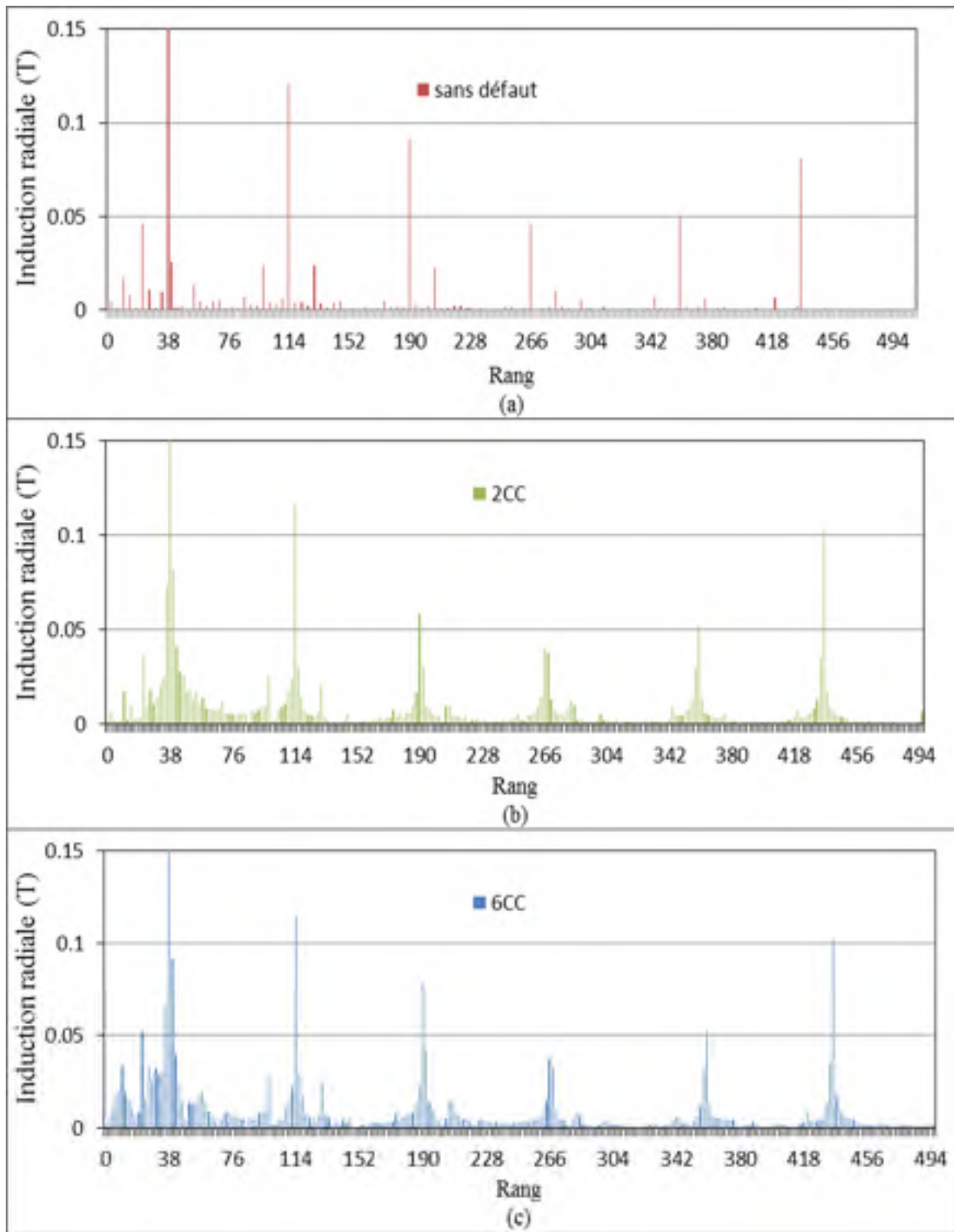


Figure 6.4 Spectre de l'induction radiale pour : (a) une machine saine, (b) avec défaut de deux et (c) six spires court-circuitées

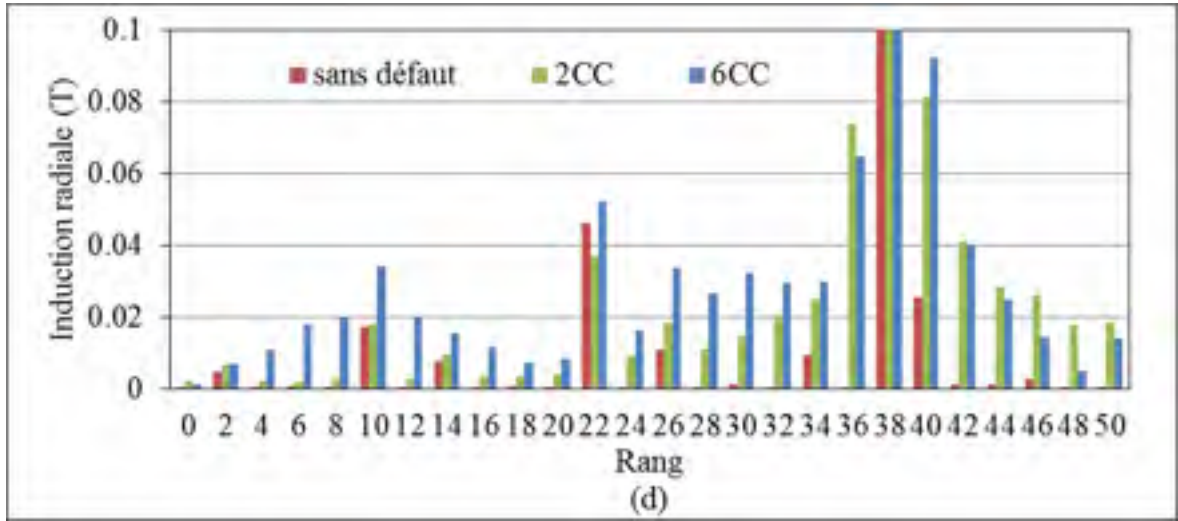


Figure 6.5 Spectre de l'induction radiale pour une machine saine et avec défaut de deux et six spires court-circuitées zoom sur les rangs entre 0 et 50

Les autres ordres d'harmoniques liés à la fréquence de passage d'encoches sont identifiés par :

$$(n \cdot N_{encoches} \pm p) \quad (6.7)$$

pour $n = 1$, les rangs des harmoniques sont 358 et 434, et pour $n = 2$, les rangs des harmoniques sont 754 et 830, et ainsi de suite. Les quatre derniers harmoniques ont une amplitude plus élevée dans le cas sans défaut.

La figure 6.5 montre un agrandissement sur les rangs entre 0 et 50 de la FFT de l'induction radiale le long de la circonférence de l'entrefer d'une machine sans défaut, en plus des cas de deux et six spires court-circuitées. Pour les harmoniques d'espaces inférieurs au nombre de paires de pôles, certains sont liés à la force magnétomotrice donnée par :

$$((6n \pm 1) \cdot p/19) \quad (6.8)$$

où 19 est le nombre de paires de pôles qui définit la séquence d'enroulement de l'alternateur BH-32. Ce dernier produit dans l'induction magnétique les harmoniques d'espaces suivants : 2, 10, 14, 22, 26, 34, 38, 46, 50, etc. ; les autres harmoniques sont liés au défaut de court-circuit (0, 4, 6, etc.). Le défaut de court-circuit augmente l'amplitude de tous

les harmoniques de faible rang ; cependant, l'amplitude de ces harmoniques augmente avec le nombre de spires court-circuitées.

6.3.2 Densité de force radiale

La figure 6.6 montre la FFT de la densité de force radiale calculée le long d'un contour dans l'entrefer pour une machine saine et pour une autre avec un défaut de court-circuit de deux et six spires. Les valeurs normalisées s'obtiennent en divisant le spectre de la densité de force par la composante continue de la machine saine, qui est de 217,8 kN/m².

Le spectre de la densité de force présente la composante fondamentale à 76 et ses multiples, comme établi analytiquement par (6.4). Ces composantes ont des amplitudes très similaires dans les deux cas, comme on peut le constater à la figure 6.6. La composante 396, lié au nombre d'encoches, est présent dans les deux cas et a une amplitude plus élevée dans le cas d'une machine avec court-circuit. Il existe d'autres ordres d'harmoniques liés à la fréquence de passage d'encoches qui peuvent être calculés ainsi :

$$(n \cdot N_{encoches} \pm 2 \cdot p) \quad (6.9)$$

Pour $n = 1$, les rangs sont 358 et 434, et ces ordres ont des amplitudes plus élevées (plus de 13 % pour un court-circuit que pour la machine saine).

Dans le cas d'une machine saine, certaines fréquences sont liées à f_{mm} (4 Hz, 8 Hz, 20 Hz, etc.) et d'autres fréquences sont liées au terme $(B_n^2 - B_t^2)$ de la densité de force. Le spectre de la densité de force radiale dans le cas de court-circuit présente de nouveaux composantes qui ne se trouvent pas dans la machine saine, tels que 1, 2, 3, 5, etc., comme le montre la figure 6.6 (b). Le défaut de court-circuit augmente l'amplitude de toutes les composantes inférieures, qui peuvent certainement causer davantage de vibrations mécaniques.

Les résultats obtenus à partir de l'analyse FFT du signal de la densité de force variable dans le temps sont présentés à la figure 6.7. Les valeurs réduites s'obtiennent en divisant le spectre de la densité de force par la composante continue pour la machine saine, soit 239 kN/m².

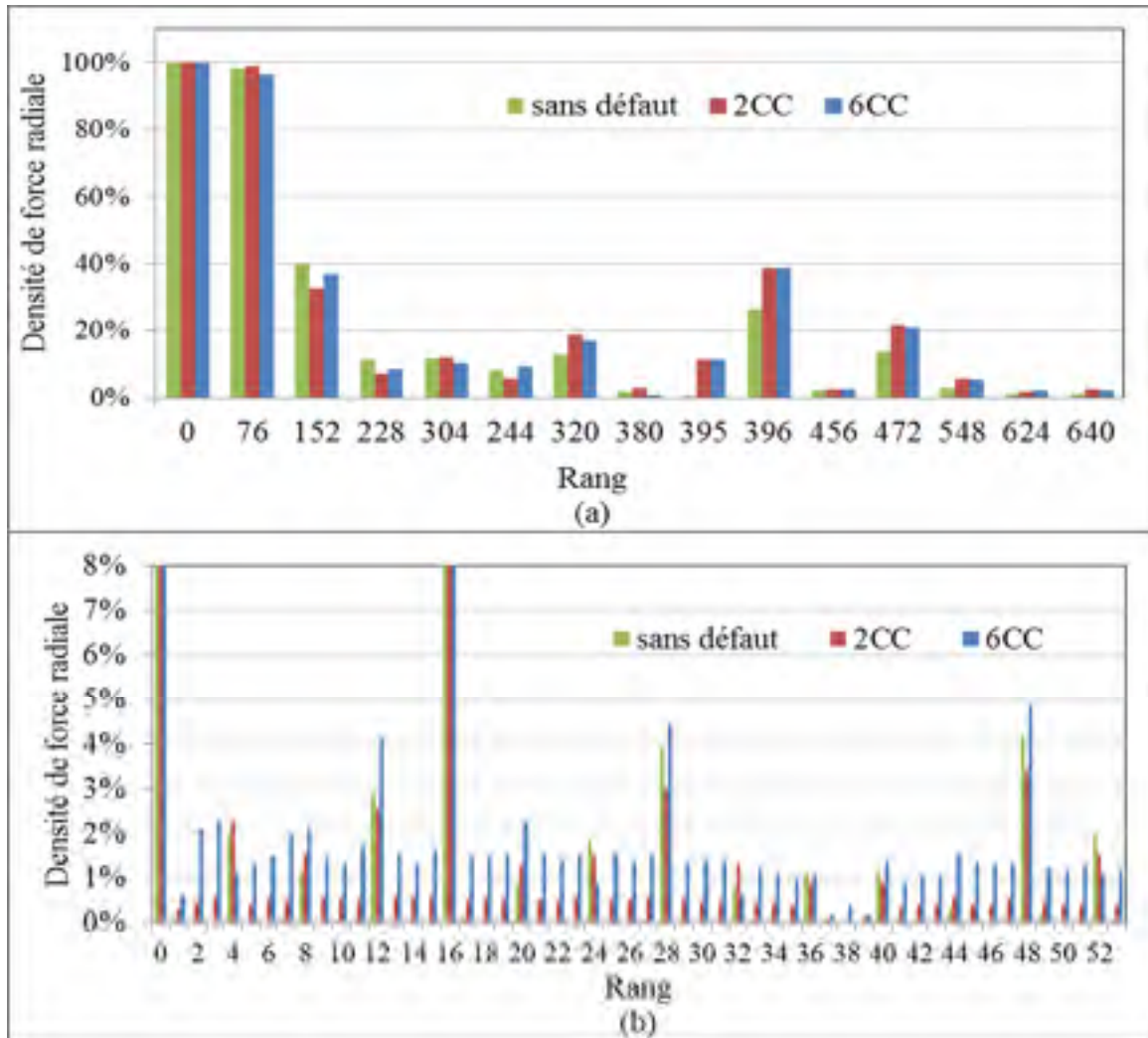


Figure 6.6 Spectre de la densité de force radiale calculée le long de la distance radiale dans l'entrefer : (a) pour une machine saine et en présence de court-circuit. (b) zoom sur les rangs entre 0 et 52

Dans les deux cas, le spectre présente une composante à 120 Hz et ses multiples. Ces composantes ont des valeurs très similaires pour la machine sans défaut et pour celle avec un court-circuit. En outre, le spectre dans le cas de défaut présente des composantes supplémentaires à la fréquence de rotation 1,58 Hz et ses multiples. Ces composantes sont absentes dans le cas de la machine saine alors qu'ils sont présents dans le cas d'une machine avec court-circuit, en raison de la périodicité de la forme d'onde de l'induction magnétique, qui se reproduit une fois par tour. L'amplitude de ces composantes augmente avec le degré d'intensité du défaut.

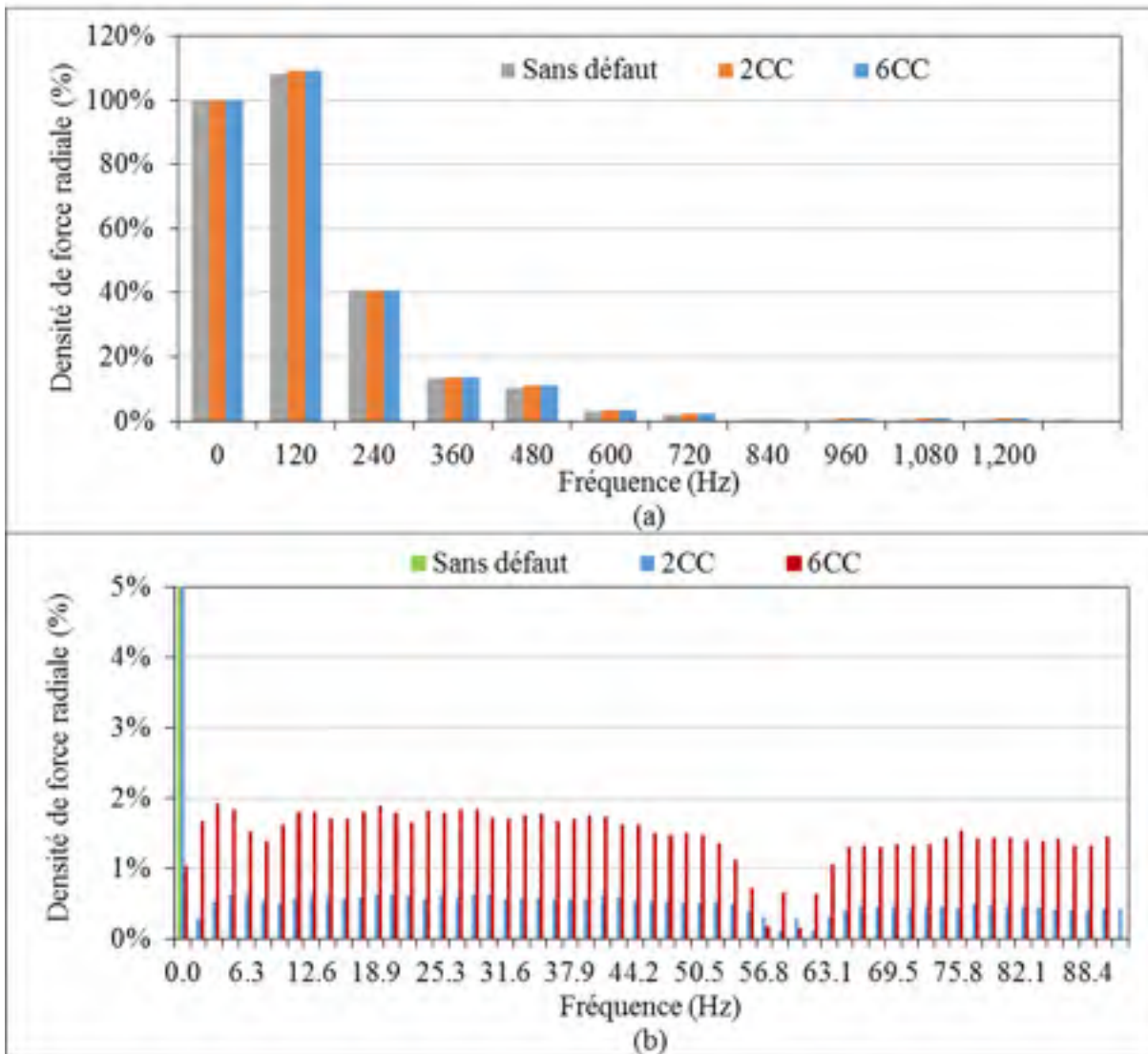


Figure 6.7 Spectre de la densité de force calculée en un point donné de l'entrefer de la machine saine et en présence de courts-circuits (a) ; zoom sur les fréquences comprises entre 0 et 89 Hz (b)

Dans le cas de deux spires court-circuitées, l'amplitude est beaucoup plus faible que dans le cas de six spires court-circuitées. Dans le cas de six spires court-circuitées, les composantes à basse fréquence ont des amplitudes plus élevées qui pourraient être intéressantes pour l'étude des vibrations, puisque ces basses fréquences sont les plus importantes pour l'étude de la dynamique de la ligne d'arbre, étant donné qu'elles contribuent à la flexion et à la déformation de l'arbre, sans considérer la résonance.

6.3.3 Attraction magnétique déséquilibrée

L'attraction magnétique déséquilibrée agissant sur le rotor ou le stator est produite par le changement de la force magnétomotrice dû au défaut de court-circuit. Pour une machine saine, la densité de force électromagnétique est également répartie le long de l'entrefer, donc il n'y a pas d'attraction magnétique déséquilibrée. La figure 6.8 présente l'attraction magnétique déséquilibrée calculée sur un arc dans l'entrefer en fonction du temps pour plusieurs cas de courts-circuits, soit deux spires, six spires et deux spires sur trois pôles consécutifs. Pour obtenir la force totale qui excite l'arbre, il faut multiplier par la hauteur du rotor.

On peut observer dans la figure 6.8 que ce défaut produit une attraction magnétique déséquilibrée agissant sur le rotor ainsi que sur le stator. À mesure que le nombre de spires augmente, l'attraction magnétique déséquilibrée augmente également. On peut observer que la forme d'onde se répète quatre fois par tour. Ceci est dû à la symétrie magnétique de la machine, et implique qu'un quart du temps de rotation suffit au calcul de l'attraction magnétique déséquilibrée. Les formes d'onde de cette dernière sont presque similaires dans le cas de six spires court-circuitées dans un pôle et dans le cas avec deux spires dans trois pôles consécutifs.

La figure 6.9 montre la FFT de l'attraction magnétique déséquilibrée pour deux et six spires court-circuitées dans un pôle, ainsi que pour deux spires court-circuitées dans trois pôles consécutifs. La présence des fréquences (60 Hz et ses multiples) et de sous-fréquences (1,578 9 Hz et ses multiples) peut être observée. Au fur et à mesure que le nombre de spires court-circuitées augmente, les composantes à 60 Hz et à 6,3 Hz (qui représente quatre fois la fréquence de rotation de l'alternateur, soit 1,578 9 Hz) sont présentes dans le spectre, et leurs amplitudes augmentent.

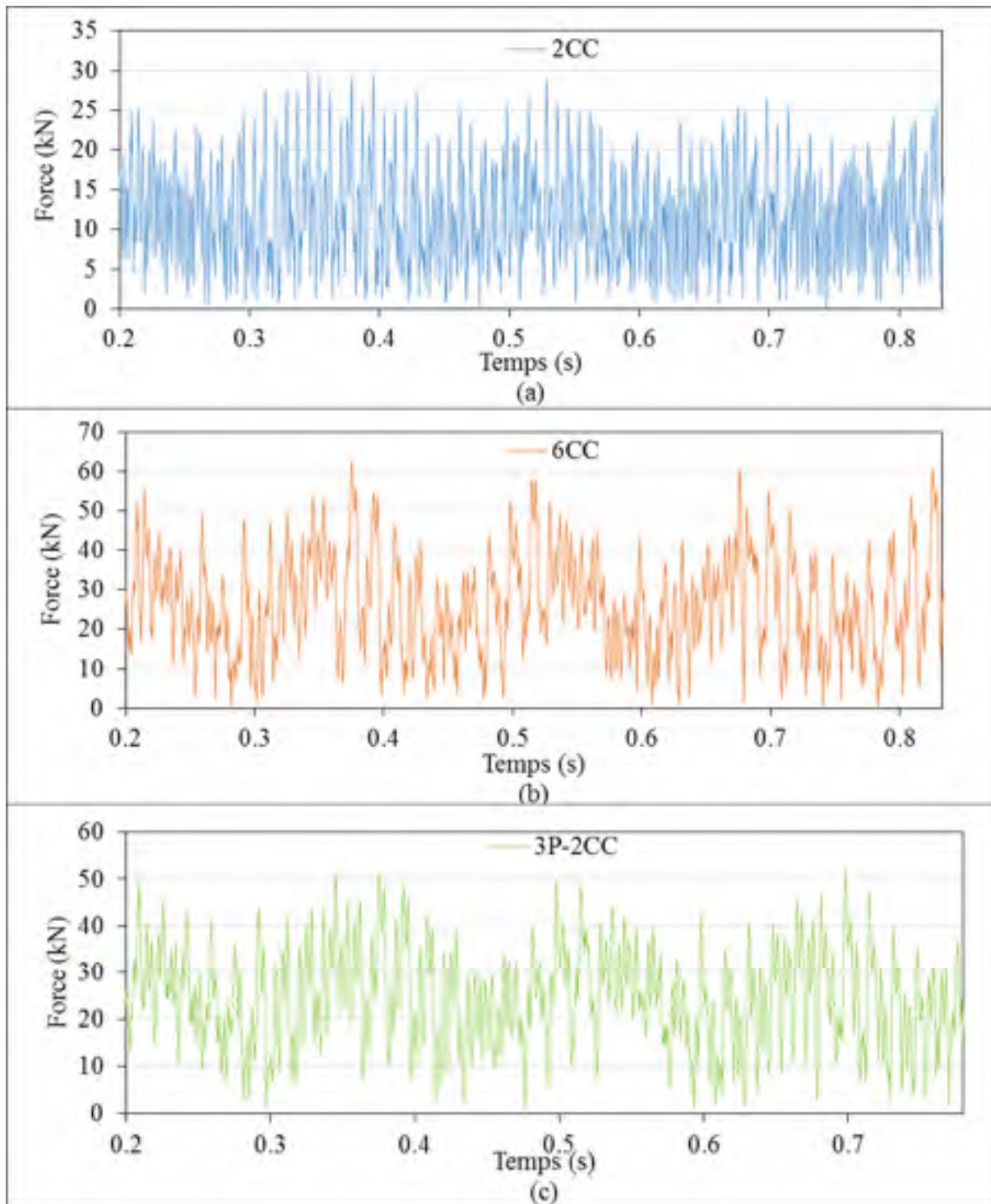


Figure 6.8 Attraction magnétique déséquilibrée pour : (a) deux spires court-circuitées, (b) six spires court-circuitées et (c) deux spires court-circuitées dans trois pôles consécutifs

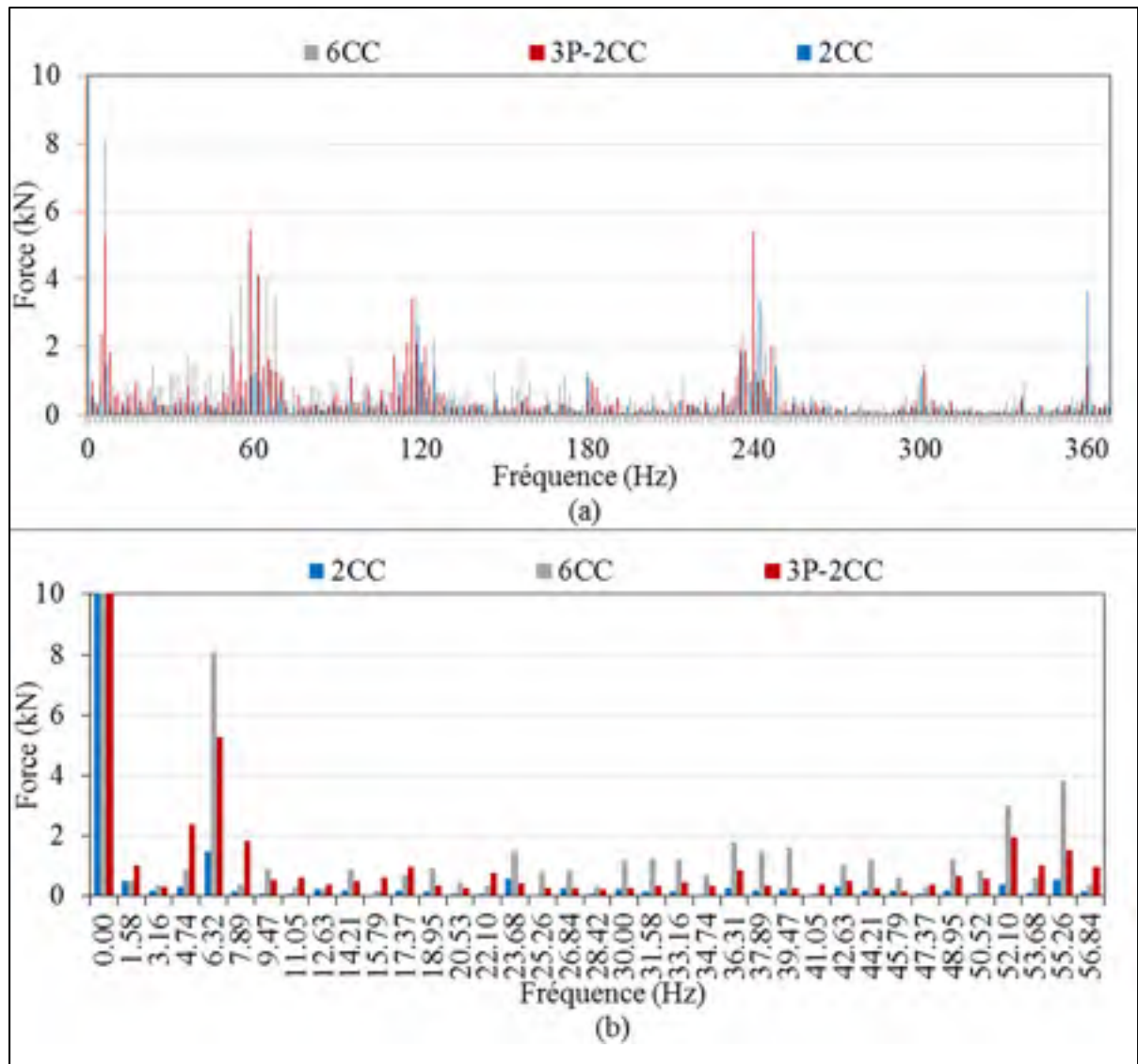


Figure 6.9 Spectre de l'attraction magnétique déséquilibrée pour deux et six spires court-circuitées, ainsi que pour deux spires court-circuitées dans trois pôles consécutifs (a) ; zoom sur les fréquences comprises entre 0 et 57 Hz (b)

Ces résultats indiquent la présence des harmoniques d'ordre supérieur à la fréquence de rotation et de multiples harmoniques de la fréquence électrique qui ne sont pas présents dans les équations théoriques, par exemple (6.5) et (6.6). L'ajout de termes à la série de Fourier, notamment aux équations (6.2) et (6.4), conduit à la présence de toutes les autres composantes trouvées dans l'analyse par éléments finis ; les harmoniques supérieurs ne sont pas présents dans les équations théoriques si l'on considère seulement la composante fondamentale de la force magnétomotrice.

La figure 6.10 montre la force totale moyenne en fonction du degré de court-circuit. On peut remarquer que la relation est une fonction polynomiale du second degré, car la force est proportionnelle au carré de l'induction magnétique radiale. Le minimum de deux spires court-circuitées produit une augmentation de 12,97 % de la force totale.

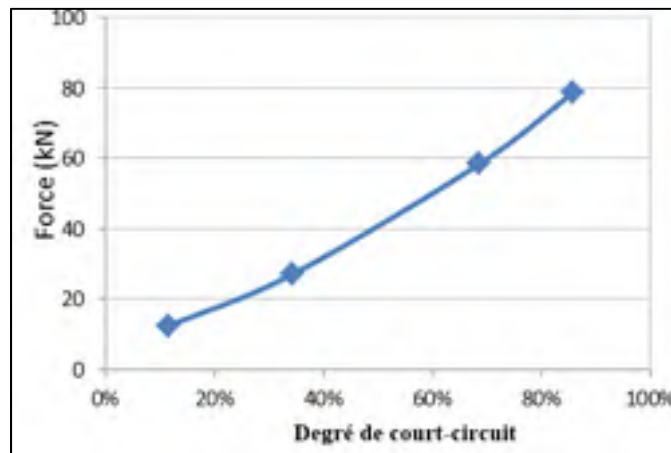


Figure 6.10 Valeur moyenne de la force totale en fonction du degré de court-circuit

6.3.4 Couple électromagnétique

La figure 6.11 présente le couple électromagnétique en fonction du temps pour les cas avec deux spires et six spires court-circuitées ainsi que pour la machine sans défaut. On peut observer que la valeur moyenne du couple diminue avec l'augmentation du nombre de spires court-circuitées. À partir du spectre du couple, la composante à 360 Hz (harmonique de rang 6) augmente légèrement lorsque le nombre de spires en court-circuit augmente. De nombreuses fréquences (comme 19, 38, 95 Hz, etc.) apparaissent, mais leurs amplitudes sont très faibles (moins de 0,2 % de la composante continue dans le cas de six spires court-circuitées). Ces harmoniques sont dus à l'interaction des harmoniques d'espace de l'induction du rotor et du stator.

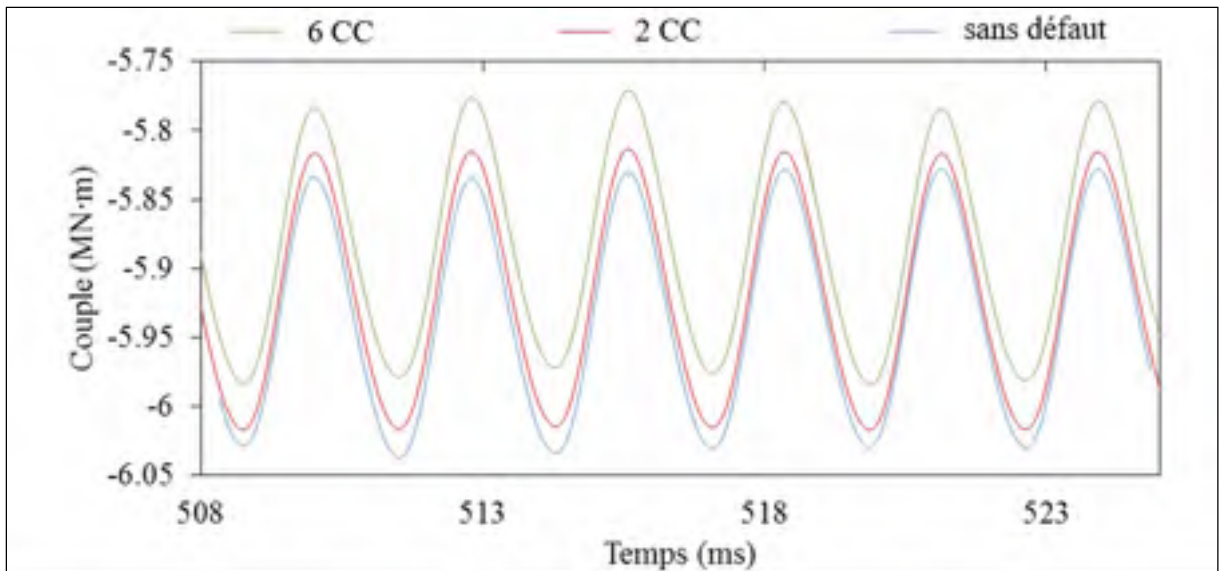


Figure 6.11 Couple électromagnétique de la machine saine, ainsi qu'en présence de deux et six spires court-circuitées

6.4 Détection du défaut de court-circuit entre spires au rotor

La littérature fait état de plusieurs méthodes pour détecter un défaut de court-circuit dans le cas d'un alternateur hydroélectrique. L'une de ces méthodes consiste à installer un capteur de flux dans l'entrefer monté sur la dent du stator, comme le décrivent Li et al. (2003) et Campbell et al. (2010). Ce capteur mesure l'induction radiale pour chaque pôle pendant la rotation du rotor ; ainsi, l'induction peut être tracée sous une forme polaire. Une deuxième méthode de détection consiste à soustraire ou additionner deux signaux de l'induction dans l'entrefer mesurés sur les dents du stator. Cette méthode est proposée par Iamamura et al. (2010) pour un turbo-alternateur. Les deux capteurs sont installés sur la surface interne du stator à un quart de circonférence l'un de l'autre, en tenant compte de l'antisymétrie magnétique. La figure 6.12 montre l'induction radiale des deux capteurs. Ici, on observe que le deuxième signal est l'inverse du premier en raison de l'antisymétrie magnétique.

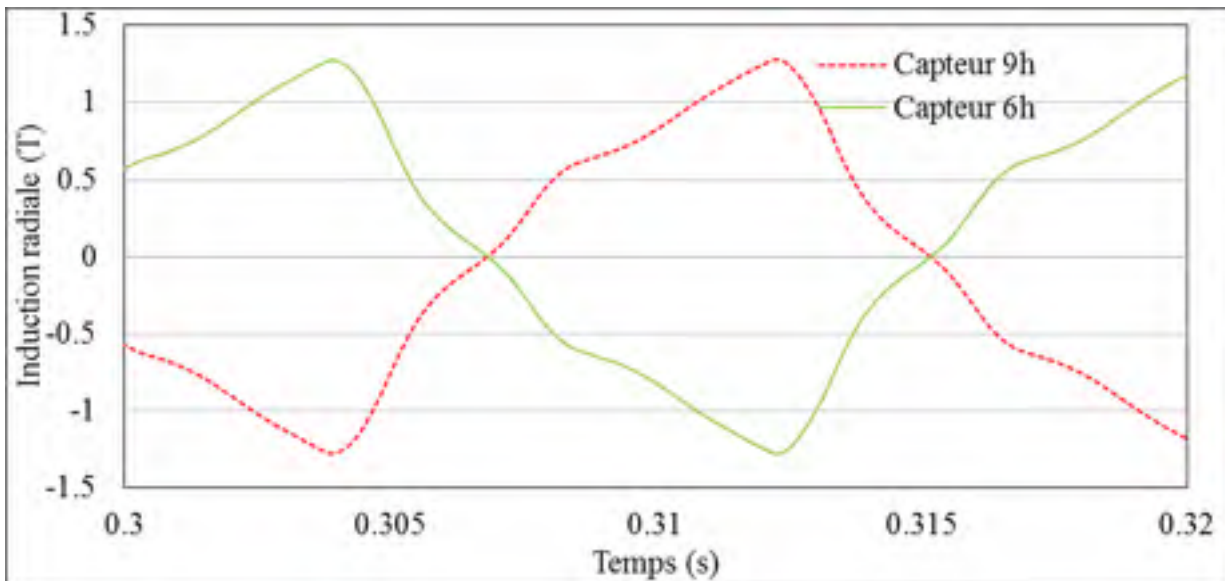


Figure 6.12 Formes d'onde de l'induction magnétique radiale de la machine saine obtenue avec les deux capteurs

La figure 6.13 montre la somme des deux formes d'onde de l'induction magnétique radiale mesurée par les deux capteurs numériques installés à 90 degrés l'un de l'autre, avec deux spires court-circuitées, ainsi qu'avec deux spires court-circuitées dans deux et trois pôles consécutifs. On peut observer deux pics positifs avec deux spires court-circuitées. Les valeurs révèlent le nombre de spires court-circuitées dans le même pôle ; un degré plus élevé du défaut donne une amplitude plus élevée. Dans le cas de deux spires court-circuitées dans deux pôles consécutifs, deux pics de polarité opposée sont présents. Avec deux spires court-circuitées dans trois pôles consécutifs, trois pics sont présents avec leurs polarités respectives.

La figure 6.14 montre la valeur crête de la somme des deux formes d'onde de l'induction radiale en fonction du degré de court-circuit. Une valeur crête minimale de 0,15 T est obtenue avec deux spires court-circuitées. Cette valeur augmente linéairement avec l'augmentation du degré de court-circuit.

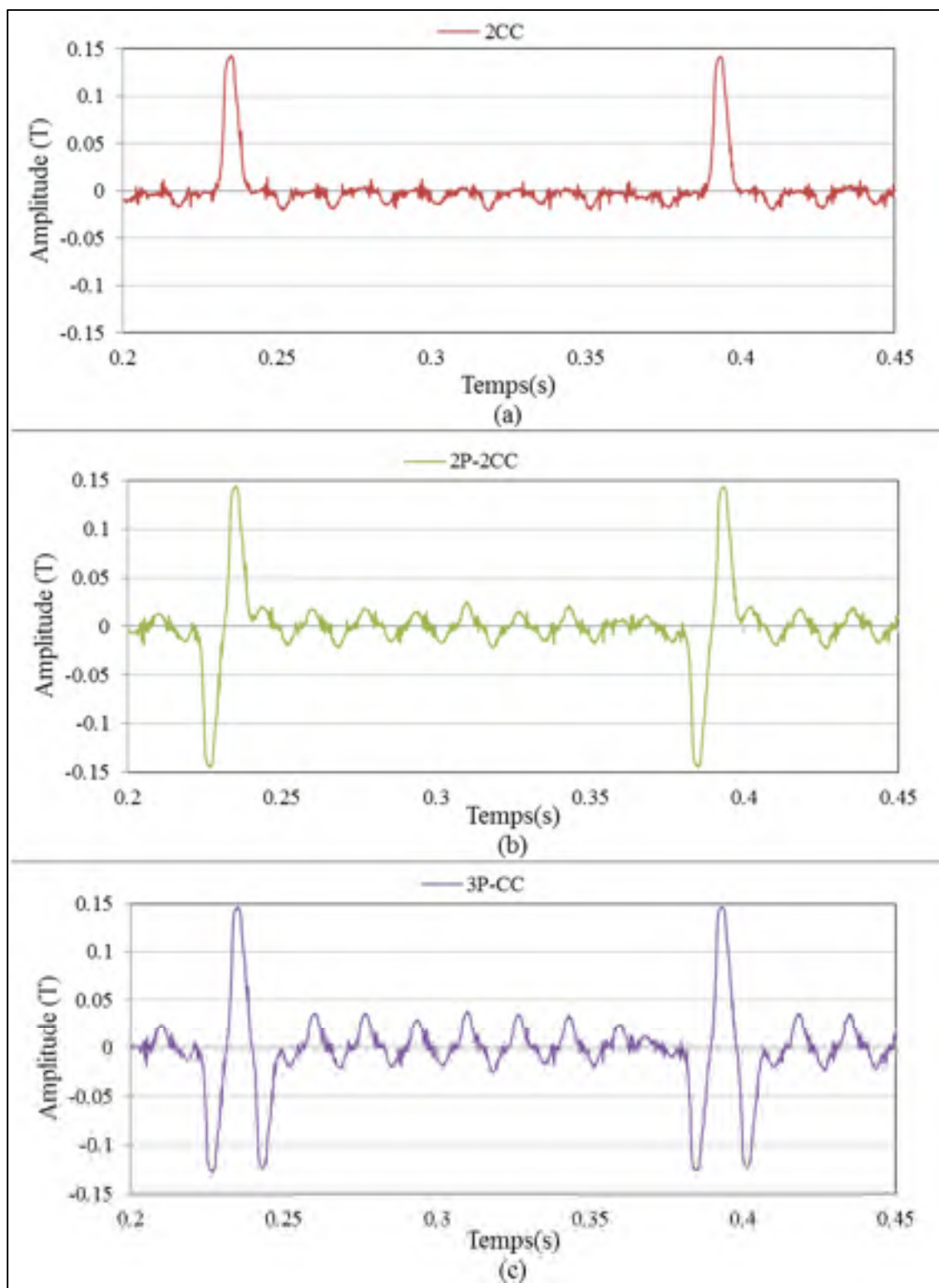


Figure 6.13 Somme des deux formes d'onde de l'induction magnétique avec : (a) deux spires court-circuitées, (b) deux spires dans deux et (c) trois pôles consécutifs

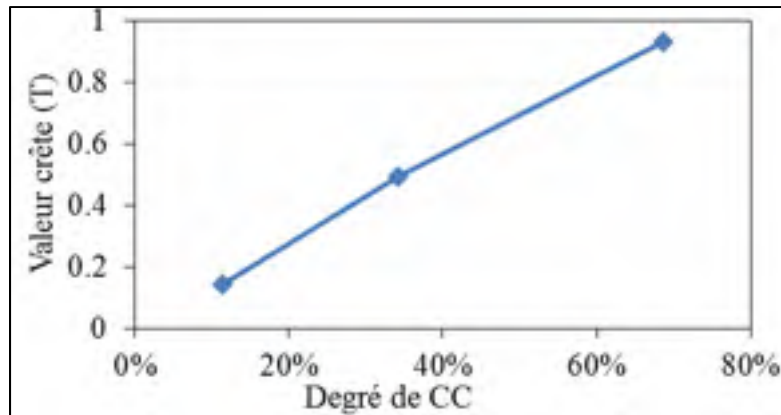


Figure 6.14 Valeur crête de la somme des deux formes d'onde de l'induction radiale en fonction du degré de court-circuit

Si les deux capteurs ne sont pas installés selon la symétrie ou l'antisymétrie magnétique, on peut simplement décaler la forme d'onde pour appliquer le même principe. Le décalage temporel $\Delta t'$ peut se calculer à l'aide de :

$$\Delta t' = t - T * \frac{n_{encoches}}{N_{encoches}} \quad (6.10)$$

où $N_{encoches}$ est le nombre total d'encoches au stator, $n_{encoches}$ le nombre d'encoches entre les deux capteurs et T le temps nécessaire à la machine pour faire une rotation complète.

6.5 Résumé

Dans ce chapitre, un modèle numérique basé sur l'analyse par éléments finis permet d'étudier l'impact du défaut de court-circuit entre spires au rotor sur les forces électromagnétiques, l'induction magnétique et le couple d'un grand alternateur hydroélectrique. Les résultats montrent que :

- La valeur moyenne de l'induction magnétique radiale du pôle défectueux diminue linéairement avec l'augmentation du nombre de spires court-circuitées au rotor.
- Une réduction de plus de 5 % de cette valeur moyenne par rapport aux autres pôles indique la possibilité d'un défaut de court-circuit dans l'enroulement du rotor.

- L'induction magnétique du pôle défectueux contribue moins à l'induction des pôles adjacents, ce qui facilite la détection du pôle défectueux.
- La valeur moyenne de la densité de force augmente avec l'augmentation du nombre de spires court-circuitées.
- Le court-circuit introduit plusieurs fréquences et sous-fréquences dans le spectre de la densité de force. Les amplitudes de ces fréquences augmentent avec l'augmentation de l'intensité du court-circuit.
- L'attraction magnétique déséquilibrée augmente avec l'augmentation du degré de court-circuit selon une fonction polynomiale du second degré. Le minimum de deux spires court-circuitées produit une augmentation d'environ 13 % de la force totale.

Une méthode de détection des courts-circuits entre spires est proposée. Elle consiste en l'installation de deux capteurs inductifs placés à 90 degrés l'un de l'autre dans l'entrefer de l'alternateur (c'est-à-dire les positions où la densité de flux antisymétrique est obtenue pour une machine saine). La somme des signaux provenant des deux capteurs donne un nombre de pics égal au nombre de pôles affectés. La valeur crête augmente linéairement avec l'augmentation du degré du court-circuit. La valeur crête minimale obtenue avec deux courts-circuits indique un court-circuit de l'enroulement du rotor.

CONCLUSION

Dans le but de contribuer à la compréhension du comportement dynamique des machines hydroélectriques, différents modèles électromagnétiques d'alternateurs basés sur la méthode des éléments finis ont été générés.

Le premier modèle représente une machine parfaite, avec son entrefer de conception. Les inductions magnétiques ont été calculées par la résolution des équations de Maxwell, et les résultats sont globalement comparables aux quantités mesurées dans l'entrefer d'un alternateur existant. La différence observée est attribuable au fait que les variations de l'entrefer n'étaient pas prises en compte dans ce premier modèle. L'analyse spectrale des mesures de l'induction magnétique montre la présence d'harmoniques d'ordre supérieur ainsi que de sous-harmoniques. Des forces excitatrices agissant sur la surface du stator et du rotor sont présentes dans une machine parfaite (sans excentricité ou défaut de forme). Ces excitations sont dues à la variation de la forme de l'entrefer, influencée d'une part par la saillance des pôles et la présence des encoches et des barres d'amortisseur, et d'autre part par la force magnétomotrice créée par les courants induits et inducteurs. Sans excentricité, la résultante des forces radiales est nulle. Le modèle d'une machine parfaite n'est donc pas utile à l'analyse des vibrations transmises à l'arbre du groupe turbine-alternateur.

Des modèles avec excentricités statiques et dynamiques, considérant les circuits parallèles des phases au stator et les barres d'amortisseur au rotor, ont montré une augmentation significative du déséquilibre des forces radiales et tangentielles électromagnétiques avec le degré d'excentricité. Le spectre de la densité de forces électromagnétiques radiales a montré l'existence de l'harmonique d'espace d'ordre 1, dont la valeur peut être importante. La résultante des forces est constante dans le cas d'excentricité statique. Dans le cas d'excentricité dynamique, la fréquence de rotation s'ajoute au spectre de la densité et de la force totale.

La contribution majeure de cette thèse est certainement le développement d'un modèle d'un alternateur réel, prenant en compte l'entrefer tel que mesuré en centrale à l'aide de capteurs

capacitifs. Celui-ci a permis de démontrer l'importance des petites variations d'entrefer sur le calcul des forces électromagnétiques. En effet, des composantes à basse fréquence sont introduites par la non-circularité et la déformation du stator et du rotor. Ces modes à basse fréquence sont importants pour l'étude des vibrations, car ils sont source d'excitation de l'arbre. Lors de la prise en compte de l'entrefer réel avec déplacement de pôles, une force de rotation dynamique est additionnée à la force statique totale. Cette force de rotation représente 29 % de la valeur moyenne de la force statique. Selon l'analyse du comportement vibratoire du stator de l'alternateur du groupe 32 de Beauharnois, de fortes vibrations peuvent survenir en mode 2 (4,5 Hz), en mode 4 (11,6 Hz), en mode 8 (63,6 Hz) et en mode 20 (117,7 Hz).

Finalement, un modèle numérique toujours basé sur l'analyse par éléments finis a permis d'étudier l'impact du défaut de court-circuit entre spires au rotor sur l'induction magnétique et la force électromagnétique. Les résultats ont permis de montrer que la valeur moyenne de l'induction magnétique radiale du pôle défectueux diminue linéairement avec l'augmentation du nombre de spires court-circuitées au rotor. Une réduction de plus de 5 % du flux magnétique d'un pôle indique la présence d'un défaut de court-circuit dans l'enroulement du rotor. Le court-circuit introduit de nombreuses fréquences dans le spectre de la densité de force. La force résultante augmente avec l'augmentation du degré de court-circuit selon une fonction polynomiale du second degré et présente des nouvelles fréquences associées à la symétrie magnétique. Les fréquences qui s'ajoutent en cas de courts-circuits entre spires sont différentes de celles causées par les petites variations d'un entrefer tel que mesuré.

Retombées pour l'industrie

La maîtrise du comportement dynamique des groupes turbines-alternateurs permet leur exploitation sécuritaire. Ceci contribue à l'augmentation de leur durée de vie et à l'optimisation des activités de maintenance. Plus précisément, les bénéfices pour l'industrie se traduisent en investissements reportés, en coûts évités et en diminution des arrêts non planifiés.

Les études qui concernent les grands alternateurs hydroélectriques sont très peu nombreuses dans la littérature. Ces équipements ont été peu étudiés dans le passé, malgré leur grande valeur et l'importance, pour les propriétaires, d'en assurer le fonctionnement sécuritaire.

Ces travaux ont démontré la capacité des outils de simulation par éléments finis à reproduire les effets des défauts d'excentricité, d'une non-uniformité de l'entrefer et des courts-circuits entre spires dans l'enroulement du rotor, qui figurent parmi les défauts les plus courants, et qui contribuent le plus à introduire des excitations de basses fréquences susceptibles de causer la flexion et la déformation de l'arbre. À l'Institut de recherche d'Hydro-Québec, les résultats issus des simulations de l'alternateur du groupe 32 de Beauharnois prenant en compte l'entrefer tel que mesuré en centrale ont été couplés à un modèle d'analyse numérique du comportement dynamique du groupe. Ce dernier prenait aussi en compte les forces d'excitation hydrauliques dans la turbine, et des modèles de paliers évolués. La possibilité de coupler entre eux tous ces modèles pour l'analyse du comportement des groupes turbines-alternateurs ouvre la voie à la mise au point de nouveaux outils pour le diagnostic et le pronostic de tels équipements.

Les travaux issus de cette thèse ont aussi montré que les modèles numériques 3D de grands alternateurs hydroélectriques sont aujourd'hui devenus accessibles, malgré des coûts encore importants en termes de mémoire et de temps de calcul. Les modèles 3D pourraient s'avérer très utiles non seulement pour l'étude d'excentricités ou de défauts dans la direction axiale, mais aussi pour l'analyse numérique du comportement thermique des alternateurs.

Les retombées les plus directes concernent la contribution au développement de nouveaux outils de surveillance, pour l'identification précoce de défauts afin d'éviter une dégradation prématurée ou même la défaillance des équipements. En effet, il a été démontré que l'installation de deux capteurs de flux magnétiques dans l'entrefer d'un alternateur hydroélectrique permettait d'identifier le nombre de pôles affectés par un court-circuit entre spires au rotor.

Travaux futurs

Au cours de cette thèse, les données expérimentales disponibles ont été utilisées pour étalonner les modèles par éléments finis, principalement la densité de flux d'entrefer et les mesures de l'entrefer. Il serait intéressant de mesurer la force qui s'exerce sur le rotor à l'aide d'une jauge de contrainte, en plus de prendre des mesures de l'induction magnétique durant plusieurs tours simultanément avec les mesures de l'entrefer. Cela permettrait d'étudier et d'analyser avec plus de précision l'amplitude du spectre des signaux calculés.

L'analyse d'excentricités selon l'axe du groupe à l'aide d'un modèle 3D permettrait d'évaluer leur effet sur le comportement dynamique de la machine.

Dans le cas spécifique de l'alternateur du groupe 32 de Beauharnois, les mesures d'entrefer montrent la présence d'un tournoiement du rotor à basse fréquence qu'il n'a pas été possible de modéliser dans le temps alloué à ce travail. Il y aurait intérêt à étudier ce phénomène et son impact sur les grandeurs électromagnétiques.

Les alternateurs hydroélectriques de l'industrie ne sont pas tous munis de systèmes de surveillance de l'entrefer. Dans le cas où il n'y a pas de capteurs capacitifs installés, une méthode permettant de déterminer le degré d'excentricité pourrait être envisagée à partir de mesures de d'induction magnétique radiale, d'une manière similaire à la méthode de détection des courts-circuits entre spires au rotor c'est-à-dire en analysant les résultats de la somme des signaux provenant de deux capteurs judicieusement positionnés. Une seconde méthode pourrait se baser sur l'analyse de mesures de courant des circuits parallèles du stator. Dans ce dernier cas, on pourrait même envisager une diminution des forces excitatrices dans l'entrefer d'une machine problématique en équilibrant les courants dans ces circuits parallèles.

Dans les travaux qui ont fait l'objet de cette thèse, les excitations d'origine électromagnétiques ont été introduites dans un modèle de la ligne d'arbre afin de calculer la réponse forcée de la partie tournante du groupe à ces excitations. Il serait aussi fort intéressant d'analyser la réponse

forcée du stator à l'aide d'une co-simulation entre le modèle électromagnétique de l'alternateur et le modèle structurel du stator.

Il faudra éventuellement réaliser des modèles de différentes machines afin de généraliser les résultats, de valider l'applicabilité des modèles développés ici, et de déduire des familles de comportements. Ceci permettra éventuellement le développement et la calibration de modèles simplifiés (analytiques ou empiriques, par exemple) permettant une analyse rapide du comportement des alternateurs. Ceux-ci permettraient entre autres le calcul des paramètres de la machine qui tiennent compte plus précisément des défauts dans l'entrefer. Dans le meilleur des cas, ces modèles simplifiés seraient accessibles aux ingénieurs qui ne sont pas experts en simulation numérique, par exemple en les introduisant dans les bibliothèques des outils Matlab ou EMTP.

BIBLIOGRAPHIE

- Aguiar, A. B. M., Merkhouf, A., and Al-Haddad, K. "Influence of the air gap length on the magnetic core loss in large hydro generator." Presented at 2012 XXth International Conference on Electrical Machines.
- Aguiar, A. B. M., Merkhouf, A., Hudon, C., and Al-Haddad, K. (2014). "Influence of the Variation of the Input Parameters on the Simulation Results of a Large Hydrogenerator." IEEE Transactions on Industry Applications, 50(1), 261-268.
- Aguiar, A. M. (2014). Electromagnetic Modeling of Large Hydro Electrical Generators using 2D Finite Element Method, École de Technologie Supérieure.
- Akbari, H. (2013). "An Improved Analytical Model for Salient Pole Synchronous Machines under General Eccentricity Fault." Progress in Electromagnetics Research B, 49, 389-409.
- Akiror, J. C., Pillay, P., and Merkhouf, A. "Parameter sensitivity of large electric machines." Presented at 2016 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE).
- Akiror, J. C., Pillay, P., and Merkhouf, A. "Challenges in Modeling of Large Synchronous Machines," in IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 54, no. 2, pp. 1652-1662, March-April 2018.
- Alger P.L. (1970). Induction Machines. Their behavior and uses.
- Andersson, G. (2011). "Power System Analysis." Eidgenössische Technische Hochschule Zürich (ETH).
- Arkkio, A. "Unbalanced magnetic pull in cage induction motors with asymmetry in rotor structures." Presented at 1997 Eighth International Conference on Electrical Machines and Drives (Conf. Publ. No. 444).
- Arkkio, A., Antila, M., Pokki, K., Simon, A., and Lantto, E. (2000). "Electromagnetic force on a whirling cage rotor." IEE Proceedings - Electric Power Applications, 147(5), 353-360.
- Arkkio A., Lindgren O, (1994). "Unbalanced magnetic pull in a high-speed induction motor with an eccentric rotor"Proceedings of ICEM. City: Paris, France, pp. 53-58.
- Arzola F., Azuaje, C., Zambrano, P., Gulbrandsen, G., (2006). "Undesired Power Oscillations at high load in large francis turbines. Experimental study and solution"IAHR. City.

- Babaei, M., Faiz, J., Ebrahimi, B. M., Amini, S., and Nazarzadeh, J. (2011). "A Detailed Analytical Model of a Salient-Pole Synchronous Generator under Dynamic Eccentricity Fault." *IEEE Transactions on Magnetics*, 47(4), 764-771.
- Bacchus, A., Biet, M., Macaire, L., Tounzi, A., and Menach, Y. L. (2015). "Alternator Rotor Inter-turn Short-Circuit Identification using FEM Based Learning." *IFAC-PapersOnLine*, 48(21), 1432-1437.
- Beckley, P. (2002). *Electrical Steels for rotating machines*, IET. Power and energy
- Bélec, M., Hudon, C., and Lépine, L. (2001). État de l'art des outils de mesures en-service pour alternateurs.
- Benbouzid, M. E. H., Reyne, G., Derou, S., and Foggia, A. (1993). "Finite element modeling of a synchronous machine: electromagnetic forces and mode shapes." *IEEE Transactions on Magnetics*, 29(2), 2014-2018.
- Besnerais, J. L., Pellerey, P., Lanfranchi, V., and Hecquet, M. (2013). "Bruit acoustique d'origine magnétique dans les machines synchrones." *Techniques de l'ingénieur Machines électriques tournantes : conception, construction et commande, base documentaire : TIB252DUO(ref. article : d3581)*.
- Bladh, J. 'Hydropower generator and power system interaction', PhD dissertation, Uppsala, 2012.
- Boldea I., Nasar A. N. (2002). *The Induction Handbook*: CRC press.
- Bruzzese, C. (2014). "Diagnosis of Eccentric Rotor in Synchronous Machines by Analysis of Split-Phase Currents"; Part I: Theoretical Analysis." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 61(8), 4193-4205.
- Bruzzese, C. (2014). "Diagnosis of Eccentric Rotor in Synchronous Machines by Analysis of Split-Phase Currents"; Part II: Experimental Analysis." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 61(8), 4206-4216.
- Burakov, A. (2007). *Modelling the unbalanced magnetic pull in eccentric-rotor electrical machines with parallel windings*, Doctoral Theses. Helsinki University of Technology.
- Burakov, A., and Arkkio, A. (2006). "Low-order parametric force model for eccentric-rotor electrical machine with parallel connections in stator winding." *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, 153(4), 592-600.
- Cai, W., Pillay, P., and Reichert, K. "Accurate computation of electromagnetic forces in switched reluctance motors." Presented at *Electrical Machines and Systems*, 2001. ICEMS 2001. Proceedings of the Fifth International Conference on.

- Cai, W., Pillay, P., Tang, Z., and Omekanda, A. "Vibration measurements in the switched reluctance motor." Presented at Conference Record of the 2001 IEEE Industry Applications Conference. 36th IAS Annual Meeting (Cat. No.01CH37248).
- Calleecharan Y., R. J., and Aidanpää, J.-O. (2015). "Estimation forces in mixed eccentricities motion from purely dynamic eccentric rotor center motion in a hydropower generator and their validation against EM simulations" *Balkan journal of electrical & computer engineering*, 3(2), 78-87.
- Calleecharan, Y. (2013). Contributions to the electromechanics of unbalanced magnetic pull in a synchronous hydropower generator, Doctoral thesis, comprehensive summary, Luleå tekniska universitet, Luleå.
- Calleecharan, Y., and Aidanpää, J. o. (2011). "Stability analysis of an hydropower generator subjected to unbalanced magnetic pull." *IET Science, Measurement & Technology*, 5(6), 231-243.
- Calleecharan, Y., and Aidanpää, J. O. "On the dynamics of an hydropower generator subjected to unbalanced magnetic pull." Presented at IET 8th International Conference on Computation in Electromagnetics (CEM 2011).
- Campbell, S. R., Kapler, J., Sasic, M., and G. C. Stone. (2010). "Detection of rotor winding shorted turns in turbine generators and hydrogenators" *Proc. CIGRE*. City, pp. 1–12.
- Cappelli, L., Coia, Y., Marignetti, F., and Zhu, Z. Q. (2014). "Analysis of Eccentricity in Permanent-Magnet Tubular Machines." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 61(5), 2208-2216.
- Carter, F. W. (1900). "Note on air-gap and interpolar induction." *Electrical Engineers, Journal of the Institution of*, 29(146), 925-933.
- Ceban, A., Pusca, R., and Romary, R. (2012). "Study of Rotor Faults in Induction Motors Using External Magnetic Field Analysis." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 59(5), 2082-2093.
- Chatelain, J. (1983). *Traité d'électricité volume X: Machines électriques*: ed. Presses Polytechniques Romandes.
- Chavanne, J. "Calcul des facteurs de forme dans les alternateurs hydroélectriques par méthode numérique". 2014.
- Chèvre, F. (2015). *Étude des vibrations d'origine électromagnétique présentes dans un alternateur hydroélectrique*, École de polytechnique Lausanne.

- Cuevas, M., Romary, R., Lecointe, J. P., Morganti, F., and Jacq, T. "Non-invasive detection of winding short-circuit faults in salient-pole synchronous machine." Presented at 2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC).
- Cupillard, S., Giroux A.-M., Chit Dirani, H., Merkhoulf, A., (2014). "Modeling the dynamic response of a hydro power turbine shaft due to external hydraulic and electromagnetic forces" ISROMAC-15. City: Honolulu, Hi, USA.
- Cupillard, S. (2019) Modeling the Rotor Vibrations of a Hydropower Unit during a Runaway Regime. In: Cavalca K., Weber H. (eds) Proceedings of the 10th International Conference on Rotor Dynamics – IFToMM. IFToMM 2018. Mechanisms and Machine Science, vol 63. Springer, Cham
- DeBortoli, M. J., Salon, S. J., Burow, D. W., and Slavik, C. J. (1993). "Effects of rotor eccentricity and parallel windings on induction machine behavior: a study using finite element analysis." IEEE Transactions on Magnetics, 29(2), 1676-1682.
- Di, C., Bao, X., Wang, H., Lv, Q., and He, Y. (2015). "Modeling and Analysis of Unbalanced Magnetic Pull in Cage Induction Motors with Curved Dynamic Eccentricity." IEEE Transactions on Magnetics, 51(8), 1-7.
- Dirani, H. C., Merkhoulf, A., Giroux, A., and Al-Haddad, K. "Computation of electromagnetic forces in a hydroelectric generator." Presented at International Conference on Renewable Energies for Developing Countries 2014.
- Dirani, H. C., Merkhoulf, A., Giroux, A., Kedjar, B., and Al-Haddad, K. (2018). "Impact of Real Air-Gap Nonuniformity on the Electromagnetic Forces of a Large Hydro-Generator." IEEE Transactions on Industrial Electronics, 65(11), 8464-8475.
- Dirani, H. C., Merkhoulf, A., Kedjar, B., Giroux, A., and Al-Haddad, K. (2018). "Rotor Interturn Short Circuit Impact on Large Hydrogenerator Magnetic Quantities." IEEE Transactions on Industry Applications, 54(4), 3702-3711.
- Dirani, H. C., Cupillard, S., Merkhoulf, A., Bélanger, S., Tounzi, A., Giroux, A. M., and Al-Haddad, K. "Free vibration analysis of a large hydroelectric generator and computation of radial electromagnetic exciting forces." Presented at 2015 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC).
- Dirani, H. C., Merkhoulf, A., Giroux, A. M., and Al-Haddad, K. "Study of the impact of eccentricity in large synchronous generator with finite elements." Presented at 2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM).
- Dirani, H. C., Merkhoulf, A., Kedjar, B., Giroux, A. M., and Al-Haddad, K. "Finite element simulation of hydro generators with rotor inter turn short circuit." Presented at 2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC).

- Donat, M. (2012). "Computational Modelling of the Unbalanced Magnetic Pull by Finite Element Method." Elsevier. Procedia engineering.
- Dorrell, D. G. (1996). "Calculation of unbalanced magnetic pull in small cage induction motors with skewed rotors and dynamic rotor eccentricity." IEEE Transactions on Energy Conversion, 11(3), 483-488.
- Dorrell, D. G. (2011). "Sources and Characteristics of Unbalanced Magnetic Pull in Three-Phase Cage Induction Motors with Axial-Varying Rotor Eccentricity." IEEE Transactions on Industry Applications, 47(1), 12-24.
- Dorrell, D. G., and Kayani, O. (2014). "Measurement and Calculation of Unbalanced Magnetic Pull in Wound Rotor Induction Machine." IEEE Transactions on Magnetics, 50(11), 1-4.
- Dorrell, D. G., Salah, A., and Guo, Y. (2017). "The Detection and Suppression of Unbalanced Magnetic Pull in Wound Rotor Induction Motors Using Pole-Specific Search Coils and Auxiliary Windings." IEEE Transactions on Industry Applications, 53(3), 2066-2076.
- Dorrell, D. G., Shek, J. K. H., and Hsieh, M. F. (2016). "The Development of an Indexing Method for the Comparison of Unbalanced Magnetic Pull in Electrical Machines." IEEE Transactions on Industry Applications, 52(1), 145-153.
- Dorrell, D. G., and Smith, A. C. (1996). "Calculation and measurement of unbalanced magnetic pull in cage induction motors with eccentric rotors. II. Experimental investigation." IEE Proceedings - Electric Power Applications, 143(3), 202-210.
- Doulatshah, A., and Naderi, P. "Eccentricity fault detection of a salient-pole synchronous machine using modified winding function approaches and finite element method." Presented at 2016 7th Power Electronics and Drive Systems Technologies Conference (PEDSTC).
- Faiz, J., Babaei, M., Nazarzadeh, J., Ebrahimi, B. M., and Amini, S. (2010). "Time-stepping finite-element analysis of dynamic eccentricity fault in a three-phase salient pole synchronous generator." Progress in Electromagnetics Research B20, 263-284.
- Faiz, J., Ebrahimi, B. M., Valavi, M., and Toliyat, H. A. (2009). "Mixed eccentricity fault diagnosis in salient-pole synchronous generator using modified winding function method." Progress in Electromagnetics Research B, 11, 155-172.
- Faiz, J., Moosavi, S. M. M., Abadi, M. B., and Cruz, S. M. A. (2016). "Magnetic equivalent circuit modelling of doubly-fed induction generator with assessment of rotor inter-turn short-circuit fault indices." IET Renewable Power Generation, 10(9), 1431-1440.

- Fišer, R., Lavrič, H., Bugeza, M., and Makuc, D. (2013). "Computations of Magnetic Field Anomalies in Synchronous Generator Due to Rotor Excitation Coil Faults." *IEEE Transactions on Magnetics*, 49(5), 2303-2306.
- Fišer, R., Makuc, D., Lavric, H., Miljavec, D., and Bugeza, M. "Modeling, analysis and detection of rotor field winding faults in synchronous generators." Presented at The XIX International Conference on Electrical Machines - ICEM 2010.
- Fisher-Hinnen, J. (1899). *Dynamo design*. : Van Nostrand
- Frosini, L., and Pennacchi, P. "The effect of rotor eccentricity on the radial and tangential electromagnetic stresses in synchronous machines." Presented at IECON 2006 - 32nd Annual Conference on IEEE Industrial Electronics.
- Garvey, S. D. "The vibrational behaviour of laminated components in electrical machines." Presented at 1989 Fourth International Conference on Electrical Machines and Drives.
- Garvey, S. D., Penny, J. E., Friswell, M. J., and Glew, C. N. "Modelling the vibrational behaviour of stator cores of electrical machines with a view to successfully predicting machine noise." Presented at IEE Colloquium on Modeling the Performance of Electrical Machines (Digest No: 1997/166).
- Graham, Q. (1927). "The M. M. F. Wave of Polyphase Windings with Special Reference to Sub-Synchronous Harmonics." *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, XLVI, 19-29.
- Guerrero, J. H. C., and Salinas, D. O. "Modeling and dynamic simulation of a salient-pole synchronous generator with eccentricity." Presented at Proceedings of the 2010 Electric Power Quality and Supply Reliability Conference.
- Gustavsson, R. (2008). *Rotor dynamical modelling and analysis of hydropower units*, Doctoral thesis, comprehensive summary, Luleå tekniska universitet, Luleå.
- Gustavsson, R. K., and Aidanpää, J.-O. (2006). "The influence of nonlinear magnetic pull on hydropower generator rotors." *Journal of Sound and Vibration*, 297(3), 551-562.
- Haizhou, H., Kanjun, Z., and Yong, Z. "Detection of turbine generator field winding serious inter-turn short circuit based on the rotor vibration feature." Presented at 2009 44th International Universities Power Engineering Conference (UPEC).
- Hao, L., Sun, Y., Qiu, A., and Wang, X. (2012). "Steady-State Calculation and Online Monitoring of Interturn Short Circuit of Field Windings in Synchronous Machines." *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 27(1), 128-138.

- Hao, L., Wu, J., and Zhou, Y. (2015). "Theoretical Analysis and Calculation Model of the Electromagnetic Torque of Nonsalient-Pole Synchronous Machines with Interturn Short Circuit in Field Windings." *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 30(1), 110-121.
- He, Y.-L., Deng, W.-Q., Peng, B., Ke, M.-Q., Tang, G.-J., Wan, S.-T., and Liu, X.-Y. (2016). "Stator Vibration Characteristic Identification of Turbogenerator among Single and Composite Faults Composed of Static Air-Gap Eccentricity and Rotor Interturn Short Circuit." *Shock and Vibration*, 2016, 14.
- He, Y.-L., Deng, W.-Q., Tang, G.-J., Sheng, X.-L., and Wan, S.-T. (2016). "Impact of Different Static Air-Gap Eccentricity Forms on Rotor UMP of Turbogenerator." *Mathematical Problems in Engineering*, 2016, 13.
- Hudon, C. (2010). Définition d'une approche commune de simulation numérique alternateur multi-disciplines. Institut de recherche Hydro-Québec.
- Iamamura, B. A. T. (2011). Contribution à la détection de défauts dans les rotors des turboalternateurs.
- Iamamura, B. A. T., Menach, Y. L., Tounzi, A., Sadowski, N., and Guillot, E. "Study of interturn short circuit in rotor windings of a synchronous generator using FEM." Presented at Digests of the 2010 14th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation.
- Iamamura, B. A. T., Menach, Y. L., Tounzi, A., Sadowski, N., and Guillot, E. (2010). "Study of Static and Dynamic Eccentricities of a Synchronous Generator Using 3-D FEM." *IEEE Transactions on Magnetics*, 46(8), 3516-3519.
- Ilamparithi, T., Nandi, S., and Subramanian, J. (2015). "A Disassembly-Free Offline Detection and Condition Monitoring Technique for Eccentricity Faults in Salient-Pole Synchronous Machines." *IEEE Transactions on Industry Applications*, 51(2), 1505-1515.
- Jiang, J. W., Bilgin, B., Sathyan, A., Dadkhah, H., and Emadi, A. (2016). "Analysis of unbalanced magnetic pull in eccentric interior permanent magnet machines with series and parallel windings." *IET Electric Power Applications*, 10(6), 526-538.
- Joksimovic, G., Bruzzese, C., and Santini, E. "Static eccentricity detection in synchronous generators by field current and stator Voltage Signature Analysis - Part I: Theory." Presented at The XIX International Conference on Electrical Machines - ICEM 2010.
- Jufer, M. (2004). *Traité d'électricité volume IX: Électromécanique*: Presses Polytechniques et Universitaires Romandes (PPUR).

- Jung, J. H., Lee, J. J., and Kwon, B. H. (2006). "Online Diagnosis of Induction Motors Using MCSA." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 53(6), 1842-1852.
- Kabir, S. M. L., Karim, I., and Chowdhury, A. H. (1998). "Effect of generator saturation on shaft torques during faulty synchronization." *Electric Power Systems Research*, 44(2), 85-91.
- Karlsson, M. (2006). Electro-mechanical modelling and analysis of hydroelectric rotor systems, Licentiate thesis, comprehensive summary, Luleå tekniska universitet, Luleå.
- Karlsson, M., Aidanpää, J.-O., Perers, R., and Leijon, M. (2007). "Rotor Dynamic Analysis of an Eccentric Hydropower Generator with Damper Winding for Reactive Load." *Journal of Applied Mechanics*, 74(6), 1178-1186.
- Kokoko, O., Merkhoul, A., Tounzi, A., Al-Haddad, K., and Guillot, E. "Analysis of air-gap influence on a large hydro generator's parameters using sudden symmetrical short-circuit test." Presented at 2015 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC).
- Krämer, E. (1993). *Dynamics of Rotors and Foundations*: Springer-Verlag.
- Labbé, P., Merkhoul, A., Giroux, A.-M., and Dirani, H. C. (2016). *Mesure de l'entrefer et du flux magnétique dans l'alternateur du groupe 32 de Beauharnois*. Institut de Recherche d'Hydro-Québec.
- Léonard, F. (1991). *Suivi de l'échauffement et détection de courts-circuits dans les rotors d'alternateurs*. Institut de Recherche d'Hydro-Québec IREQ.
- Li, J.-q., and Wang, X.-m. "FEM analysis on interturn fault of rotor winding in DFIG." Presented at 2013 International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS).
- Li, Y., Li, H., Zhao, H., and Wan, S. "Fault identification method of rotor inter turn short-circuit using stator winding detection." Presented at Sixth International Conference on Electrical Machines and Systems, 2003. ICEMS 2003.
- Li, Y. B., Ho, S. L., Fu, W. N., and Liu, W. Y. (2009). "An Interpolative Finite-Element Modeling and the Starting Process Simulation of a Large Solid Pole Synchronous Machine." *IEEE Transactions on Magnetics*, 45(10), 4605-4608.
- Long, S. A., Zhu, Z. Q., and Howe, D. (2001). "Vibration behaviour of stators of switched reluctance motors." *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, 148(3), 257-264.

- Lundström, L., Gustavsson, R., Aidanpää, J. O., Dahlback, N., and Leijon, M. (2007). "Influence on the stability of generator rotors due to radial and tangential magnetic pull force." *IET Electric Power Applications*, 1(1), 1-8.
- Lundström, N. L. P., and Aidanpää, J.-O. (2007). "Dynamic consequences of electromagnetic pull due to deviations in generator shape." *Journal of Sound and Vibration*, 301(1), 207-225.
- Lundström, N. L. P., Grafström, A., and Aidanpää, J.-O. (2014). "Small shape deviations causes complex dynamics in large electric generators." *The European Physical Journal - Applied Physics*, 66(2), 20903.
- Verville, M.G., Proulx, G., (1994). Centrale La Grande-1, Groupe n° 1, Essais de Réception Mécanique. Service Essais Et Études Techniques. Institut de Recherche d'Hydro-Québec.
- Maljković, Z., Gašparac, I., Žarko, D., and Magic, D. (2005). OSCILLATIONS IN BULB TYPE HYDROPOWER UNIT.
- Mechmeche, H., Hecquet, M., Tounzi, A., Gillon, F., and Fritz, G. "Effect of magnetic material nonlinearities on the acoustic behavior of 4-phase SRMs." Presented at 2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM).
- Merkhouf, A., and Belanger, S. (2009). Modélisation électromécanique de l'alternateur la Sarcelle. Institut de Recherche d'Hydro-Québec.
- Michel, L., and Guy, F. (1996). "Dynamique des rotors en flexion." *Techniques de l'ingénieur Mécanique des éléments tournants*, base documentaire : TIB185DUO (ref. article : b5110).
- Mirimani, S. M., Vahedi, A., Marignetti, F., and Stefano, R. D. (2015). "An Online Method for Static Eccentricity Fault Detection in Axial Flux Machines." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 62(3), 1931-1942.
- Naderi, P. (2016). "Cage-rotor induction motor inter-turn short circuit fault detection with and without saturation effect by MEC model." *ISA Transactions*, 64, 216-230.
- Park, J. K., and Hur, J. (2016). "Detection of Inter-Turn and Dynamic Eccentricity Faults Using Stator Current Frequency Pattern in IPM-Type BLDC Motors." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 63(3), 1771-1780.
- Pennacchi, P., and Frosini, L. (2005). "Dynamical behaviour of a three-phase generator due to unbalanced magnetic pull." *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, 152(6), 1389-1400.

- Perers, R., Lundin, U., and Leijon, M. (2007). "Saturation Effects on Unbalanced Magnetic Pull in a Hydroelectric Generator with an Eccentric Rotor." *IEEE Transactions on Magnetics*, 43(10), 3884-3890.
- Persarvet, G. (2011). Evaluation of Finite Element Method Based Software for Simulation of Hydropower Generator - Power Grid Interaction, Student thesis.
- Pyrhönen J., Jokinen. T., Hrabovcava V. Design of Rotating Electrical Machines: John Wiley & sons. (2008)
- Ramirez-Nino, J., and Pascacio, A. (2001). "Detecting interturn short circuits in rotor windings." *IEEE Computer Applications in Power*, 14(4), 39-42.
- Rosenberg, E. (1918). "Magnetic Pull in Electric Machines." *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, XXXVII(2), 1425-1469.
- Rosenberg, L. T. (1955). "Eccentricity, Vibration, and Shaft Currents in Turbine Generators [includes discussion]." *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*, 74(3), 1.
- Sadowski, N., Lefèvre, Y., Lajoie-Mazenc, M., and Bastos, J. (1992). "Sur le calcul des forces magnétiques." *Journal de Physique III*, 2(5), 859-870.
- Sadowski, N., Lefevre, Y., Lajoie-Mazenc, M., and Cros, J. (1992). "Finite element torque calculation in electrical machines while considering the movement." *IEEE Transactions on Magnetics*, 28(2), 1410-1413.
- Santos, F. L. M. d., Anthonis, J., Naclerio, F., Gyselinck, J. J. C., Auweraer, H. V. d., and Góes, L. C. S. (2014). "Multiphysics NVH Modeling: Simulation of a Switched Reluctance Motor for an Electric Vehicle." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 61(1), 469-476.
- Sasic, M., Stone, G. C., Stein, J., and Stinson, C. (2013). "Detecting Turn Shorts in Rotor Windings: A New Test Using Magnetic Flux Monitoring." *IEEE Industry Applications Magazine*, 19(2), 63-69.
- Sawatani, K., Sano, K., and Ootake, S. (1986). "Stator Frame Deformation Problem in Large Diameter Hydro-Generators." *IEEE Power Engineering Review*, PER-6(3), 30-31.
- Smith, A. C., and Dorrell, D. G. (1996). "Calculation and measurement of unbalanced magnetic pull in cage induction motors with eccentric rotors. I. Analytical model." *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, 143(3), 193-201.

- Tabatabaei, I., Faiz, J., Lesani, H., and Nabavi-Razavi, M. T. (2004). "Modeling and Simulation of a salient-pole synchronous Generator with dynamic eccentricity using modified winding function theory." *IEEE Transactions on Magnetics*, 40(3), 1550-1555.
- Tétreault, A. "Rotor shape vs. rotor field pole shorted turns: Impact on rotor induced vibrations on hydrogenerators." Presented at 2012 IEEE International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis.
- Timar, P. L. (1989). *Noise and Vibration of Electrical Machines* Elsevier.
- Timoshenko, S. (1995). *Vibration Problems in Engineering* D. Van Nostrand.
- Troitskaia, S. G., and Svetlana, G. (2008). *Prediction of Performance of Large Synchronous Machines with Skewed Stators*, University of Alberta (Canada).
- Urresty, J.-C., Riba, J.-R., and Romeral, L. (2012). "Application of the zero-sequence voltage component to detect stator winding inter-turn faults in PMSMs." *Electric Power Systems Research*, 89, 38-44.
- Vijayraghavan, P., and Krishnan, R. (1999). "Noise in electric machines: a review." *IEEE Transactions on Industry Applications*, 35(5), 1007-1013.
- Wallin, M. (2013). *Measurement and modelling of unbalanced magnetic pull in hydropower generators*, Doctoral thesis, comprehensive summary, Acta Universitatis Upsaliensis, Uppsala.
- Wallin, M., Bladh, J., and Lundin, U. (2013). "Damper Winding Influence on Unbalanced Magnetic Pull in Salient Pole Generators with Rotor Eccentricity." *IEEE Transactions on Magnetics*, 49(9), 5158-5165.
- Wallin, M., and Lundin, U. (2013). "Dynamic Unbalanced Pull from Field Winding Turn Short Circuits in Hydropower Generators." *Electric Power Components and Systems*, 41(16), 1672-1685.
- Wallin, M., Ranlof, M., and Lundin, U. (2011). "Reduction of Unbalanced Magnetic Pull in Synchronous Machines due to Parallel Circuits." *IEEE Transactions on Magnetics*, 47(12), 4827-4833.
- Wan, S., Li, H., Li, Y., and Wang, Y. "The diagnosis method of generator rotor winding inter-turn short circuit fault based on excitation current harmonics." Presented at The Fifth International Conference on Power Electronics and Drive Systems, 2003. PEDS 2003.

- Wan, S., Wang, A., Li, Y., and Wang, Y. "Reluctance network model of turbo-generator and its application in rotor winding inter-turn short circuit fault." Presented at IEEE International Conference on Electric Machines and Drives, 2005.
- Wang, L., Cheung, R. W., Ma, Z., Ruan, J., and Peng, Y. (2008). "Finite-Element Analysis of Unbalanced Magnetic Pull in a Large Hydro-Generator under Practical Operations." IEEE Transactions on Magnetics, 44(6), 1558-1561.
- Wei, C., Pillay, P., and Zhangjun, T. (2002). "Impact of stator windings and end-bells on resonant frequencies and mode shapes of switched reluctance motors." IEEE Transactions on Industry Applications, 38(4), 1027-1036.
- Wood, J. W., and Hindmarch, R. T. (1986). "Rotor winding short detection." IEE Proceedings B - Electric Power Applications, 133(3), 181-189.
- Yonggang, L., Jianwen, L., and Wei, S. "On-line fault detection of inter-turn short circuits in turbo-generator rotor windings." Presented at 2008 International Conference on Electrical Machines and Systems.
- Yong-gang, L., and Wei, S. "Multi-loop model and simulation research of hydrogenerators with rotor winding inter-turn short circuit fault." Presented at 2011 International Conference on Electrical Machines and Systems.
- Zarko, D., Ban, D., Vazdar, I., and Jarica, V. (2012). "Calculation of Unbalanced Magnetic Pull in a Salient-Pole Synchronous Generator Using Finite-Element Method and Measured Shaft Orbit." IEEE Transactions on Industrial Electronics, 59(6), 2536-2549.
- Zhangjun, T., Pillay, P., and Omekanda, A. M. (2003). "Vibration prediction in switched reluctance motors with transfer function identification from shaker and force hammer tests." IEEE Transactions on Industry Applications, 39(4), 978-985.
- Zhangjun, T., Pillay, P., Omekanda, A. M., Chen, L., and Cetinkaya, C. "Effects of material properties on switched reluctance motor vibration determination." Presented at 38th IAS Annual Meeting on Conference Record of the Industry Applications Conference, 2003.
- Zhangjun, T., Pillay, P., Omekanda, A. M., Chen, L., and Cetinkaya, C. "Measurement of Young's modulus for switched reluctance motor vibration determination." Presented at Electric Machines and Drives Conference, 2003. IEMDC'03. IEEE International.
- Zhangjun, T., Pillay, P., Omekanda, A. M., Chen, L., and Cetinkaya, C. (2004). "Young's modulus for laminated machine structures with particular reference to switched reluctance motor vibrations." IEEE Transactions on Industry Applications, 40(3), 748-754.

- Zhongming, Y., Bin, W., and Sadeghian, A. (2003). "Current signature analysis of induction motor mechanical faults by wavelet packet decomposition." *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 50(6), 1217-1228.
- Zhou, Y., Bao, X., Di, C., and Wang, L. (2016). "Analysis of Dynamic Unbalanced Magnetic Pull in Induction Motor with Dynamic Eccentricity during Starting Period." *IEEE Transactions on Magnetics*, 52(7), 1-4.
- Zhu, Z. Q., and Howe, D. (1997). "Effect of Rotor Eccentricity and Magnetic Circuit Saturation on Acoustic Noise and Vibration of Single-Phase Induction Motors." *Electric Machines & Power Systems*, 25(5), 443-457.