



HAL
open science

Étude des courants et tensions d'arbre et de phases dans les grands alternateurs

Jean-Eric Torlay

► **To cite this version:**

Jean-Eric Torlay. Étude des courants et tensions d'arbre et de phases dans les grands alternateurs. Energie électrique. Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, 1999. Français. NNT : . tel-00677749

HAL Id: tel-00677749

<https://theses.hal.science/tel-00677749>

Submitted on 9 Mar 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Institut National Polytechnique de Grenoble

THÈSE

présentée par

Jean-Éric TORLAY

Ingénieur ENSIEG

Pour obtenir le titre de DOCTEUR
de l'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE

(Arrêté ministériel du 30 mars 1992)

(Spécialité : génie électrique)

Étude des courants et tensions d'arbre et de phases dans les grands alternateurs

Date de soutenance : 23 juin 1999

Composition du jury

Monsieur	SABONNADIÈRE Jean-Claude	Président
Messieurs	DAVAT Bernard	Rapporteur
	TRANNOY Bernard	Rapporteur
Madame	CORENWINDER Chantal	
Messieurs	HÉRIGAULT Joël	
	FOGGIA Albert	

Thèse préparée au Laboratoire d'Électrotechnique de Grenoble

À Françoise.

Remerciements

Les officiels

Je n'aurais pas pu soutenir cette thèse si Monsieur Jean-Claude SABONNADIÈRE ne m'avait pas accueilli dans son laboratoire. Donc, merci. Merci aussi d'avoir accepté d'être le président de mon jury et d'avoir été aussi aimable pendant la soutenance.

Merci aux deux rapporteurs, Messieurs Bernard DAVAT et Bernard TRANNOY. Je suis conscient que la lecture de ce rapport fut d'un ennui terrible, surtout pendant le retour du printemps. Vous avez réussi à dénicher les deux ou trois choses intéressantes qui étaient si bien cachées dans ce très long texte, et c'est une performance.

Les industriels

Merci à ceux qui ont ouvert les robinets financiers nécessaire à l'étude, c'est-à-dire Mademoiselle Nathalie SZYLOWICZ et Monsieur Christophe KIÉNY. Merci de m'avoir fait confiance jusqu'à la fin de cette étude.

Je remercie également Madame Chantal CORENWINDER pour sa participation constante à l'étude. Le TGV entre Paris et Grenoble n'est pas particulièrement agréable mais elle a su le prendre autant de fois qu'il le fallait pour faire avancer le travail et animer les réunions.

Je tiens à présenter mes remerciements chaleureux à Monsieur Joël HÉRIGAULT qui n'a pas son pareil pour animer les repas des réunions. Nous devons tous le remercier pour son abnégation à faire les nombreuses mesures sur sites (et en particulier à Golfech, mais je ne sais toujours pas pourquoi...) Et aussi pour les remarques techniques très pertinentes — voire politiquement incorrectes — qu'il ne cesse de faire.

Alain AUDOLI. Je ne pourrai jamais le remercier suffisamment pour sa gentillesse et le soutien qu'il m'a apporté tout au long de la thèse et en particulier quand je recherchais du travail : naturellement, tu aurais souhaité que je reste à EDF, mais je ne pouvais prendre le risque d'attendre indéfiniment un évènement qui ne se serait peut-être jamais produit. J'espère qu'on ne coupera pas les ponts.

Mon chef, Monsieur Albert FOGGIA

Aïe. Ça n'a pas toujours été facile, et en particulier quand il fallait rédiger un des 20 ou 30 (voire 50) rapports qu'il a fallu que je (me) tape pendant cette thèse. Jamais je ne pourrai écrire comme Maupassant ou Baudelaire, alors, je fait des notices techniques utiles seulement pour ceux qui veulent savoir *comment ça marche*. Donc, ça ne répondait pas vraiment à tes attentes.

Heureusement, quand il n'y avait pas de scribouillage à faire, tu as su être pertinent, tu as su m'écouter, et surtout me donner de bons coups de main (de bonnes idées) quand il le fallait. Bref, merci pour tout.

Les fourmis du labo (ie indispensables à sa survie)

Je tiens aussi à remercier les nombreuses personnes qui ont su m'aider à un moment ou à un autre, pour les détails techniques et administratifs : Jacqueline Delaye, Élise Riado, dji-dji, Bruno Mallet, Jacques Davoine, Daniel Ogier, Marie-Thérèse Loubinou, Florence François, Patrick Eustache, Patrick Guillot et Étienne Callegher.

Quelques informaticiens

Un clin d'œil à Linus TORSVOLD, Miguel de ICAZA et Richard STALLMANN, les locomotives du logiciel libre. Et M.... à Bill GATES.

Je tiens aussi à saluer Jean BIGEON pour les bons tuyaux qu'il m'a passé lors de ma recherche d'emploi. J'espère que tu seras flaté de voir ton mon à côté d'illustres informaticiens.

Les potes

Longue liste.

On commence par les footeux : Lucas Saludjian, qui m'a formé et refilé la fonction de sélectionneur (quel enfoiré), Joël Conrad, Raphaël Peugeot, Nicolas Retière, Joël Guiraud, Stéphane Catellani, Alain Parolo, Dji-dji, Ali, Pascal, et les autres.

Les bretons, Gwenaëlle et Fabrice ; les chefs informaticiens, Éric, Jean-mi-mi ; le correcteur de français, M^ôssieur le Professeur Bertrand RAISON ; mais aussi Nadège et Christophe.

Les Montagnards : Manu, Benjamin, Laurent, Patrick, Ambroise le très calme qui est maintenant exilé à Tours et les autres.

Les amis : Patrice, tu nous manques : il n'y a plus moyen de faire une teufê à 25 dans ton appart. Jean-Christophe, je ne progresse plus dans la montagne, je me traîne, et je ne sais plus faire de ski de rando. Corinne, tu sais que le bureau est infiniment vide depuis que tu es partie ? Guismo, le fantastique, l'hilarant, l'incroyable : «you know, s..., but liquid». Et puis, il y a le pote (ou le sadique) qui me traîne à vélo et qui m'a forcé à faire la Marmotte. Grâce à toi, Maxime, j'ai eu le brevet d'argent... merci.

Lars-Erik, hvordan har du det ? J'espère que trouveras vite le boulot qui te convient et que l'on ne se perdra pas de vue. D'ailleurs, avec Françoise, on a vaguement projeté d'aller faire un tour dans ton pays qui semble si magnifique.

Le limoges : cet espèce de cheveu-barbu qui a fait irruption dans notre appart un jour d'octobre 93 restera toujours originaire de la Creuse, bien qu'il essaie de devenir Marseillais. Avec toi, tous les plans foireux de montagne sont permis, surtout ceux avec une tente en plein hiver. Sais-tu qu'il faut mettre une couche de branches de sapin entre la neige et la tente pour éviter de congeler ? Je remercie Cendrine d'avoir su t'habiller pour le 31 juillet 1999. C'est toujours important d'avoir des potes sur qui compter.

LA FAMILLE

Ce type de remerciement n'a pas sa place ici. C'est en étant proche tout le temps que l'on remercie le mieux.

Table des matières

Introduction générale	9
Chapitre 1 Position de l'étude	15
I Introduction	15
II Systèmes de production de l'électricité en France	16
II-A Alternateurs de forte puissance	16
II-A.1 Turboalternateurs du parc nucléaire	16
II-A.2 Alternateurs du parc hydraulique	18
II-B Autres alternateurs	19
III Maintenance	20
IV Effets des courants d'arbre	22
IV-A Ordres de grandeurs	22
IV-B Dégradations provoquées par les courants d'arbre	23
V Conclusion	24
Chapitre 2 Étude physique	27
I Introduction	27
II Tensions d'arbre	28
II-A Introduction	28
II-B Flux magnétiques entourant l'arbre	28
II-B.1 Défauts de réluctance	28
II-B.2 Secteurs de tôles	30
II-B.3 Excentricité statique	32
II-B.4 Excentricité dynamique	35
II-B.5 Défauts de réluctance du rotor	35
II-B.6 Court-circuit de l'enroulement d'excitation	36
II-C Flux magnétiques axiaux	36
II-C.1 Enroulements asymétriques	36
II-C.2 Excentricités	36
II-C.3 Aimantation résiduelle	37
II-C.4 Tension d'arbre associée aux flux magnétiques axiaux	37
II-D Charges électrostatiques	38
II-D.1 Sources de tensions électrostatiques	38
II-D.2 Symptômes	38
II-E Sources extérieures de tension	39
III Courants dans les voies d'enroulement et tensions de neutres	42
III-A Introduction	42

III-B	Flux dans l'entrefer	42
III-B.1	Introduction	42
III-B.2	Influence de la force magnétomotrice rotorique	43
III-B.3	Harmoniques dus à la saturation	45
III-B.4	Harmoniques dus à la variation d'entrefer	45
III-C	Courants dans les voies d'enroulement	47
III-D	Tensions de neutres	48
IV	Conclusion	49
 Chapitre 3 Simulations		53
I	Introduction	53
II	Simulation des alternateurs 1 300 MW	54
II-A	Choix et hypothèses de simulation	54
II-A.1	Simulation en deux dimensions	54
II-A.2	Analyse spectrale	54
II-A.3	Hypothèses générales et circuit électrique	54
II-A.4	Procédure de simulation	57
II-B	Résultats	57
II-B.1	Introduction	57
II-B.2	Tension de l'arbre	58
II-B.3	Courant entre voies d'enroulement	59
II-B.4	Tension des neutres	63
II-B.5	Tension entre phases	65
II-B.6	Tension entre phase et neutre	66
II-B.7	Courant d'excitation	66
II-B.8	Synthèse	66
II-B.9	Conclusion	68
III	Simulations de la maquette	69
III-A	Choix et hypothèses de simulation	69
III-A.1	Deux dimensions et analyse spectrale	69
III-A.2	Géométrie et matériaux	69
III-A.3	Circuit électrique	70
III-A.4	Résolution numérique	70
III-A.5	Spires de mesure de flux	72
III-B	Résultats	72
III-B.1	Introduction	72
III-B.2	Tension d'arbre	74
III-B.3	Courants dans les voies d'enroulement	76
III-B.4	Tensions entre les neutres	78
III-B.5	Tension entre phases	81
III-B.6	Flux dans l'entrefer	82
III-B.7	Synthèse	84
III-B.8	Conclusion	84
IV	Conclusion	86

Chapitre 4	Mesures	89
I	Introduction	89
II	Construction de la maquette	90
II-A	Conception et réalisation	90
II-A.1	Introduction	90
II-A.2	Caractéristiques de la maquette	90
II-A.3	Simulation des défauts sur la maquette	91
II-A.4	Autres caractéristiques	92
III	Mesures réalisées sur la maquette	94
III-A	Installation au LEG et dispositif de mesure	94
III-A.1	Description de l'installation	94
III-A.2	Mesures électriques	94
III-A.3	Référence de position du rotor	95
III-B	Mesures	95
III-B.1	Introduction	95
III-B.2	Tension d'arbre	96
III-B.3	Courant dans les voies d'enroulement	100
III-B.4	Tension entre les neutres	104
III-B.5	Flux dans l'entrefer	106
III-B.6	Tension entre phases	108
III-B.7	Tension entre phase et neutre	108
III-B.8	Courant d'excitation	109
III-B.9	Synthèse	109
III-B.10	Conclusion	109
IV	Mesures sur les alternateurs EDF	112
IV-A	Conditions de mesure	112
IV-B	Mesures	112
IV-B.1	Introduction	112
IV-B.2	Tensions d'arbre	113
IV-B.3	Courant d'excitation	115
IV-B.4	Courants entre les neutres	117
IV-B.5	Synthèse	117
IV-B.6	Conclusion	117
V	Conclusion	118
Chapitre 5	Résultats et perspectives	121
I	Introduction	121
II	Synthèse des tensions d'arbre	122
II-A	Résultats et comparaisons	122
II-B	Propriétés et méthodologie d'analyse	124
II-C	Conclusion	125
III	Courants entre voies d'enroulement et autres grandeurs électriques	126
III-A	Courants entre les voies d'enroulement	126
III-B	Tension entre les neutres	128
III-C	Flux dans l'entrefer	128
IV	Perspectives	130
V	Conclusion	131

Conclusion générale	133
Annexes	137
A Effets néfastes des courants d'arbre	139
I Remerciements	139
II Introduction	139
III Paliers satinés et brillants	139
IV Rayures des paliers	141
V Petits cratères	142
VI Points de soudure	142
VII Évolution d'un défaut dans un roulement	142
B Forces électromotrices des voies d'enroulement	145
I Machine saine	145
II Excentricité statique	147
C Procédure de simulation avec Flux2d	151
D Essais et caractéristiques de la maquette	153
I Essais	153
I-A Description de la plateforme d'essais de SARELEM	153
I-B Premiers essais et améliorations	153
II Caractéristiques	154
II-A Caractéristiques générales du banc d'essais de la maquette	154
II-B Courbes à vide et en court-circuit de la maquette	154
Bibliographie	157

Introduction générale

Les grands alternateurs sont des machines complexes et coûteuses, qu'il faut entretenir de façon optimale pour augmenter la rentabilité des fournisseurs d'énergie électrique. Il apparaît de nos jours des insuffisances dans la surveillance de ces générateurs et les exploitants ont besoin de nouveaux outils de diagnostic.

Depuis l'apparition des machines électriques tournantes, les opérateurs ont remarqué des phénomènes indésirables. En particulier, des courants passant dans l'arbre ont été observés dans les paliers de la machine bien qu'elle ne soit pas conçue pour cela. Ces courants sont parfois si grands qu'ils endommagent les roulements et les paliers. Des ingénieurs ont donc réalisé des études pour comprendre le mode de fonctionnement et éradiquer ces courants d'arbre.

Depuis ces investigations, le phénomène est assez bien cerné et les constructeurs évitent les erreurs qui créent des sources de courants importants dans l'arbre. D'autre part, des études ont montré que les défauts tels que les courts-circuits ou les excentricités entraînent des tensions d'arbre. C'est cette propriété que nous cherchons à exploiter aujourd'hui, en utilisant la tension d'arbre comme outil d'aide au diagnostic. En effet, si des défauts conduisent à des tensions d'arbre, alors une tension d'arbre anormale est le symptôme d'un défaut. Il reste à analyser cette tension pour identifier le défaut et établir ainsi un système d'aide au diagnostic. Pour cela, il était nécessaire d'approfondir la connaissance du comportement de la tension d'arbre et d'autres grandeurs telles que les courants de circulation entre les voies d'enroulement et les tensions de neutres. C'est ce que nous avons fait de le cadre de notre thèse. Pour analyser ces grandeurs, nous avons réalisé des simulations numériques à l'aide du logiciel FLUX2D

La validation des simulations a été réalisée en comparant les résultats aux mesures faites sur une maquette. Cette maquette a été construite par la société SARELEM. Elle est capable de fonctionner avec des défauts que l'opérateur peut provoquer.

Dans le premier chapitre de notre étude, nous verrons comment est conçu le système de production de l'énergie électrique français et quels sont les alternateurs concernés par cette étude. Ensuite, une définition de la maintenance est donnée, avec ses implications dans chaque famille d'alternateurs. Dans une troisième partie, les effets des courants d'arbre sont présentés.

Le deuxième chapitre est une étude théorique. Nous donnerons une définition de la tension d'arbre, mais aussi des courants dans les voies d'enroulement, des tensions des neutres et du flux dans l'entrefer. Pour chacune de ces grandeurs, les connaissances actuelles sont rappelées et quelques développements analytiques sont exposés. Ce chapitre permettra de justifier les hypothèses qui sont faites tout au long de cette étude.

Dans le troisième chapitre, les résultats des simulations sont présentés. Dans un premier temps, les hypothèses de simulations sont justifiées et les procédures de simulation détaillées. Ensuite, nous verrons les résultats des simulations des grands alternateurs, en commençant par la tension d'arbre pour quatre fonctionnements différents. La même présentation sera faite pour les courants entre les voies d'enroulement et les tensions entre les neutres.

Suivent les résultats des simulations de la maquette. Cette analyse montrera comment le diagnostic d'un défaut est possible en considérant la tension d'arbre. Cette même analyse sera reprise pour la tension entre les neutres et les courants dans les voies d'enroulement.

Les mesures faites dans cette étude sont présentées dans le quatrième chapitre. Ce chapitre débute par la description de la maquette, depuis sa conception jusqu'à son installation au Laboratoire d'Électrotechnique de Grenoble, en passant par sa construction par la société SARELEM. Nous verrons les détails qui font de cette machine un outil de laboratoire particulier

qui peut fonctionner avec des excentricités statiques et des courts-circuits des enroulement d'excitation et d'induit. Ensuite, les mesures réalisées sur cette maquette sont présentées, en commençant par la tension d'arbre. Nous verrons que cette tension peut apporter de précieux renseignements pour une aide au diagnostic. De la même manière, les tensions entre neutres, les courants dans les voies d'enroulement et le flux dans l'entrefer seront analysés.

Dans la troisième partie de ce chapitre sont présentées les mesures faites sur les sites de production. Nous commencerons par décrire la méthode de mesure et ensuite, nous analyserons les mesures obtenues. Nous verrons que les tensions d'arbre sont très différentes d'un type de machine à l'autre.

Le cinquième chapitre fait un bilan de l'étude et montre les similitudes entre les mesures et les simulations de la tension d'arbre et des courants entre voies d'enroulement. Ces points communs sont encourageants pour concevoir un outil d'aide au diagnostic. Nous verrons aussi les divergences entre les résultats et les simulations des tensions entre les neutres et cela nous amènera naturellement à définir les travaux qui restent à effectuer pour donner aux exploitants cet outil complémentaire de diagnostic.

Chapitre 1

Position de l'étude

Chapitre 1

Position de l'étude

I Introduction

Dans ce chapitre, nous allons préciser le cadre de notre étude et situer l'intérêt de notre travail. Cette thèse initiée et soutenue par EDF vise une meilleure surveillance de ses grands alternateurs. C'est pourquoi il nous est apparu nécessaire de décrire brièvement les moyens de production de l'électricité en France. La première partie de ce chapitre montre les catégories et la répartition géographique des moyens de production.

Après avoir décrit les grands alternateurs, thème de notre étude, il convient de définir ce qu'est la maintenance et quelles sont les opérations qui lui sont associées. La deuxième partie de ce chapitre présentera ainsi l'éventail des types de maintenance auxquels pourrait s'intégrer notre système de surveillance.

Dans la dernière partie de ce chapitre, nous verrons les effets des courants d'arbre, qui sont des phénomènes assez difficiles à diagnostiquer et nous verrons comment les reconnaître.

II Systèmes de production de l'électricité en France

La consommation électrique de la France est d'environ 450 TWh/an, ce qui représente une puissance moyenne d'environ cinquante gigawatts. En 1973, les ingénieurs pensaient que la consommation électrique française aurait été de 1 000 TWh/an. C'est pour répondre à cette demande et donner à la France une certaine indépendance vis-à-vis des énergies fossiles qu'un programme de construction d'installations nucléaires très important fut décidé.

Malgré une consommation d'électricité plus faible que prévue, le programme nucléaire n'a pratiquement pas été revu à la baisse et la vingtaine de sites de production représente une puissance installée de soixante gigawatts. Ces sites fournissent 75 % de la production totale, tandis que l'énergie hydraulique en assure environ 15 %, avec quelques spécificités, et que le reste est réparti entre les installations utilisant les hydrocarbures et les producteurs indépendants.

Dans un premier temps, nous verrons comment sont réalisées les installations de forte puissance du parc nucléaire et du parc hydraulique, et ensuite, nous verrons les particularités des productions indépendantes.

II-A Alternateurs de forte puissance

II-A.1 Turboalternateurs du parc nucléaire

Les installations du parc nucléaire assurent la production de base de l'électricité : en effet, leurs temps de réponse face aux variations de puissance ne permettent pas de subvenir directement à la demande. Par conséquent, les variations très rapides de puissance sont assurées par les installations indépendantes et par des usines hydrauliques spécifiques.

Centrales nucléaires françaises La France est dotée à l'heure actuelle de 58 réacteurs nucléaires répartis sur 20 sites comme indiqué à la figure 1.1.

Actuellement, le programme de construction nucléaire vient de s'achever par la réalisation des deux tranches du palier 1 450 MW de Civaux (86), la seule centrale nucléaire complètement construite par la France. Ce palier est constitué de deux autres réacteurs situés à Chooz (08). Les tranches de ce palier sont encore en phase de tests. Ces deux réalisations sont les dernières du programme initial de 1973 et aucune autre tranche n'est prévue pour l'instant.

Certes, le Service Études et Projets Thermiques et Nucléaires (SEPTEN) a préparé les plans d'un autre type de réacteur d'une puissance d'environ 2 100 MVA. Cependant, la conjoncture ne permet pas de construire d'autres installations nucléaires et incite plutôt à démanteler les installations vieillissantes, comme le petit réacteur à eau lourde de Brennilis (29). Pour d'autres raisons, le surgénérateur de Creys-Malville (38) devrait lui aussi être démantelé.

Ce dernier, avec le petit réacteur Phénix de Marcoule (30), est différent de tous les autres puisqu'il utilise les neutrons rapides pour brûler le combustible. Alors que les réacteurs classiques à eau pressurisée utilisent la seule fission du noyau d'uranium 235 (contenu à 0.7 % dans l'uranium naturel et enrichi entre 2 et 4 % dans les réacteurs), le surgénérateur est capable en plus de transformer l'uranium 238 en plutonium 239 et d'utiliser la fission de ce dernier. Cette technologie permet de tirer 60 fois plus d'énergie d'une même masse d'uranium

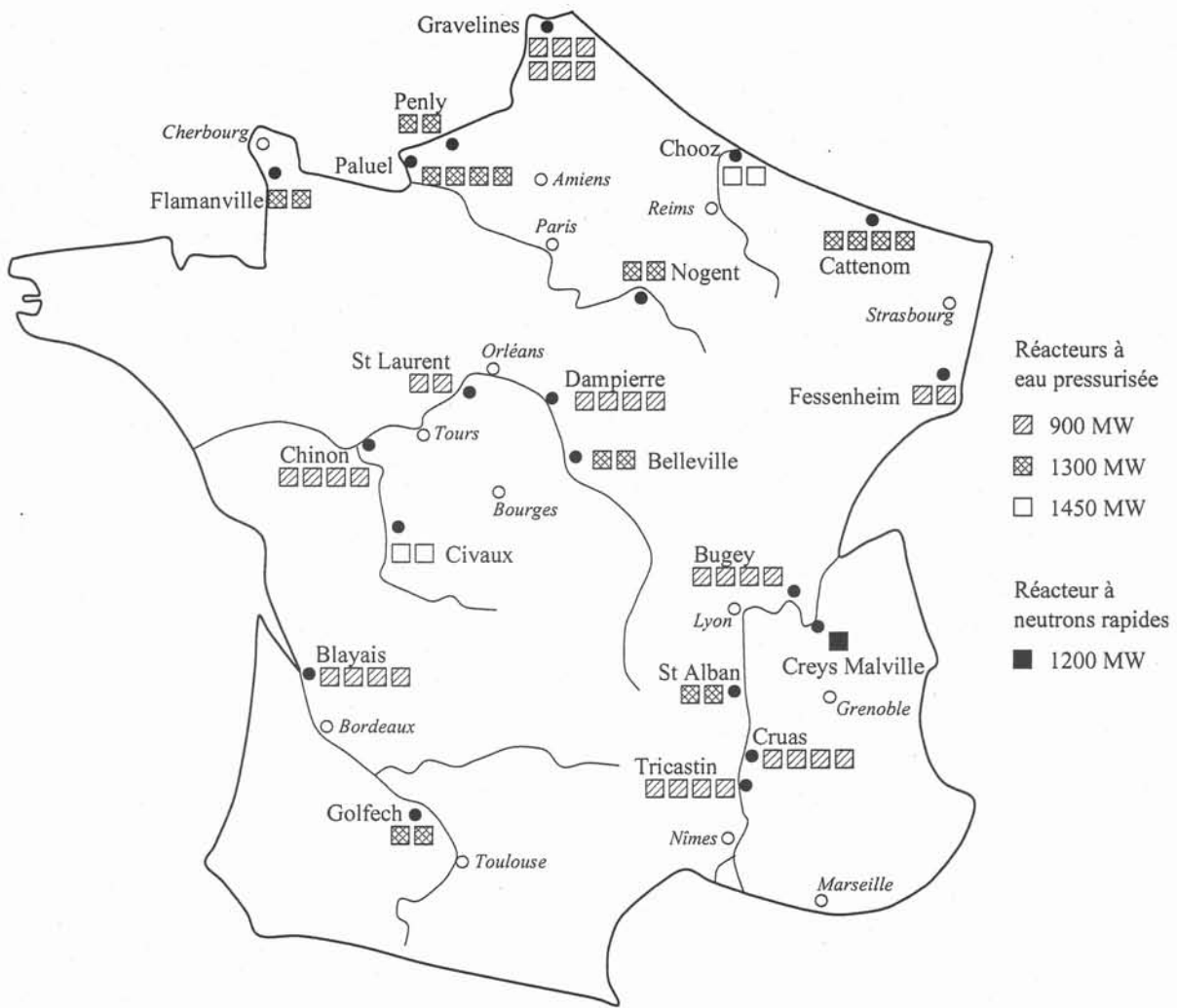


FIG. 1.1 – Répartition des centrales nucléaires en France

naturel que la technologie classique et elle présente aussi l'avantage de recycler le plutonium rejeté par la filière classique.

Spécificités des générateurs. La plus grande partie des générateurs électriques des centrales nucléaires françaises se divise en trois types de générateurs :

- Le palier 900 MW CP1, composé d'alternateurs construits par la société ALSTOM. Ce sont des alternateurs classiques à 2 paires de pôles, avec un seul neutre et la source du courant d'excitation est un alternateur inversé à diodes tournantes placé au bout de l'arbre. Le rotor est fait d'une seule pièce.
- Le palier 900 MW CP2, composé d'alternateurs construits par la Compagnie Électromécanique (CEM). Le rotor de ces machines est composé de plusieurs blocs. Ils disposent d'une excitation statique séparée.
- Le palier 1300 MW, composé d'alternateurs construits par la société ALSTOM. La conception est différente de celle des 900 MW. Ce sont des alternateurs à 2 paires de pôles, mais l'enroulement d'induit représente 2 machines montées tête-bêche. Ce montage fait que l'ensemble possède 2 neutres reliés à la masse de l'installation par l'intermédiaire d'une résistance de 1 kΩ.

Le rotor est fait d'une seule pièce en acier qui a une masse d'environ 200 tonnes, un diamètre de 2 mètres pour une longueur de 8 mètres. Le stator est constitué de 21 secteurs de tôles à cristaux orientés dans le sens tangentiel. Cette pièce pèse environ 500 tonnes. L'ensemble est refroidi par de l'hydrogène à une pression de 4 bars et les enroulements du rotor sont construits de façon à laisser passer le fluide caloporteur depuis les extrémités vers le centre. Quant aux conducteurs de l'induit, où 48 kA passent sous une tension de 20 kV, certains sont creux pour laisser passer l'eau déminéralisée qui assure leur refroidissement.

Le courant d'excitation de 5 kA est fourni par l'excitatrice inversée à diodes tournantes placée en bout d'arbre.

Tous ces alternateurs sont capables de fournir de la puissance réactive et de répondre à des variations quotidiennes de charge, à condition qu'elles soient lentes et de faible amplitude.

Ils sont très bien surveillés mécaniquement, chimiquement et thermiquement. Cependant, l'analyse de la tension d'arbre et d'autres grandeurs électriques, alternateur en service, peut apporter une aide précieuse pour diagnostiquer des défauts difficilement détectables ou localisables par les surveillances conventionnelles.

II-A.2 Alternateurs du parc hydraulique

La production hydraulique représente environ 15 % de la production d'électricité en France. À la différence des turboalternateurs du parc nucléaire, les alternateurs hydrauliques sont très nombreux et très différents. Les installations de production hydraulique sont de plusieurs types.

- Les installations de hautes chutes. Le débit est faible, mais la hauteur de la chute est très grande. Dans ce cas, ce sont des turbines Pelton ou Kaplan qui entraînent les alternateurs. Parmi ces installations, certaines ont le rôle particulier de devoir répondre très rapidement aux pics de charge du réseau. C'est le cas de la Station de Transfert d'Énergie par Pompage (STEP) de Grand'Maison (38), qui produit de l'électricité lorsque la demande est forte en laissant passer de l'eau depuis le barrage supérieur (140 millions de m³) vers le barrage inférieur (14 millions de m³). En revanche, quand la demande est faible, la station consomme de l'électricité pour refouler de l'eau depuis le barrage inférieur vers le barrage supérieur. Au total, dans cette exploitation, l'eau fait en moyenne sept va-et-vient entre les deux barrages avant d'être lâchée. C'est l'une des rares installations qui a un bilan énergétique négatif, mais elle est indispensable pour la stabilité du réseau.
- Les installations de moyenne chute. Ce sont des installations qui exploitent la pression de l'eau du barrage.
- Les installations au fil de l'eau. Dans ce cas, la hauteur de chute est faible, mais le débit est important.
- D'autres installations plus expérimentales, telles que l'usine marémotrice de la Rance (50). Les alternateurs de cette exploitation sont des groupes bulbes.

À l'opposé des turboalternateurs, les alternateurs hydrauliques sont étudiés et produits pour chaque installation, ce qui fait que l'on dispose d'un grand nombre de machines toutes différentes les unes des autres. De manière générale, ce sont des alternateurs à grand nombre de pôles saillants — donc une vitesse plus faible —, un diamètre du rotor très grand (jusqu'à 10 m), une longueur de circuit magnétique de 3 à 4 m, et un entrefer beaucoup plus faible que les turboalternateurs.

Parce qu'elles sont moins stratégiques, notre étude ne concerne pas prioritairement ces machines, mais certaines conclusions auxquelles nous sommes parvenus pourront s'y appliquer. Ainsi, compte-tenu du faible coût de la méthode de surveillance, les techniques développées dans cette thèse pourraient être appliquées à l'hydraulique.

II-B Autres alternateurs

Les installations qui n'appartiennent pas aux parcs nucléaire ou hydraulique sont des exploitations qui consomment des hydrocarbures pour l'essentiel. Dans ce cas, les temps de réponse des installations sont assez courts et permettent de compenser les pics de consommation électrique.

Ces installations, qui ont un rendement économique peu intéressant, sont de puissance plus faible. Dans ce cas, les alternateurs ne sont pas aussi bien surveillés que les grands alternateurs, parce que le coût d'un outil de diagnostic est sans doute supérieur au coût de remplacement des éléments endommagés. Naturellement, les conclusions générales de cette étude pourront s'y appliquer, mais une instrumentation de ces machines ne serait sûrement pas rentable financièrement.

De plus, il faut noter qu'une partie de cette production n'est pas réalisée par EDF, mais par des sociétés indépendantes, comme par exemple des entreprises ayant besoin de moyens de production électrique pour des raisons de sécurité et qui rentabilisent l'investissement en proposant de l'énergie à EDF, qui est obligé de l'acheter.

III Maintenance

La maintenance des installations a atteint de nos jours un caractère primordial pour EDF. En effet, les grandes usines nucléaires étant maintenant achevées, il faut les exploiter le plus longtemps possible sans les endommager. Lors de leur construction, leur durée de vie était estimée à une trentaine d'années. Si l'entretien et la maintenance sont de bonne qualité, les installations pourront peut-être offrir une quarantaine, voire une cinquantaine d'années de service.

Maintenance est un terme générique qui désigne un grand nombre de tâches. Elle peut se concevoir de la façon représentée à la figure 1.2. Dans cette figure, on peut distinguer :

- maintenance : surveillance et entretien, à un coût le plus limité possible, d'une installation ;
- maintenance curative : il s'agit de la réparation des matériels usés ou endommagés ;
- maintenance prédictive : c'est la réparation des causes ;
- la maintenance systématique est une opération répétée régulièrement et qui consiste à ouvrir la machine et pratiquer une révision. Cela permet de connaître l'état des éléments non surveillés ;
- maintenance conditionnelle : dans ce cas, les interventions ne se font que sous condition, ce qui suppose que les systèmes de surveillance soient fiables, précis et exhaustifs ;
- maintenance prévisionnelle : c'est une amélioration de la maintenance conditionnelle : l'opérateur ne se contente plus d'attendre que les indicateurs de surveillance détectent la fin de vie d'un élément, mais il essaie de prévoir la date de l'évènement pour programmer le remplacement de la pièce à l'avance.

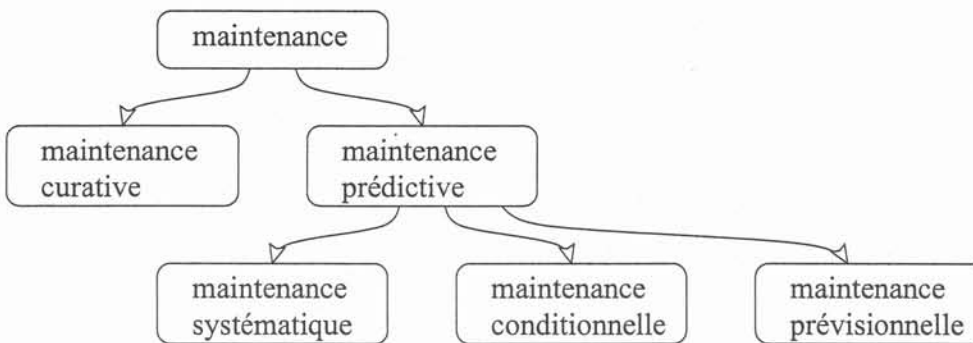


FIG. 1.2 - *La maintenance*

Pour la maintenance, les machines électriques de EDF sont réparties en trois groupes.

- Les petites machines, celles qui n'ont pas coûté trop cher à l'achat. Dans ce cas, un changement de la machine est moins onéreux qu'une instrumentation de surveillance et c'est pourquoi elles sont soumises à une maintenance curative.
- Les grosses machines hydrauliques dont la maintenance est systématique.
- Les groupes stratégiques — ceux du parc nucléaire — sont soumis à une maintenance conditionnelle.

La maintenance des alternateurs se fait dans plusieurs domaines. En particulier, les machines sont équipées de systèmes de surveillance :

- de l'hydrogène et de l'eau de refroidissement par voie chimique ;
- thermiques ;

- de débit et de température de l'eau circulant dans les barres de l'induit des turboalternateurs ;
- mécaniques ;
- électriques.

Notre étude se place en complément des systèmes de surveillance déjà existants et a pour but de mieux diagnostiquer des défauts déjà observés par les autres systèmes et de détecter des défauts qui ne sont pas décelables par ailleurs.

D'autres études sont en cours pour expérimenter la surveillance en fonctionnement par l'intermédiaire des décharges partielles.

Pour la surveillance d'une installation, il est intéressant d'avoir des appareils qui montrent une évolution d'une grandeur caractéristique, quelle qu'elle soit. D'autre part, il est plus judicieux encore d'avoir des systèmes un peu plus évolués qui, non seulement détectent une évolution, mais en plus déterminent l'élément qui est responsable de cette évolution. De tels outils sont en général plus difficiles à mettre au point et c'est ce type d'outil que l'on cherche à élaborer dans cette étude.

IV Effets des courants d'arbre

Depuis que les premières machines électriques ont été réalisées, les opérateurs ont remarqué que des tensions et des courants indésirés apparaissaient dans l'arbre de plusieurs façons :

- entre l'arbre et la carcasse, l'arbre ayant un potentiel constant sur toute sa longueur ;
- entre les deux extrémités de l'arbre ;
- dans les parties de l'arbre situées à l'intérieur des paliers.

Ces défauts sont apparus de plus en plus fréquemment et leurs conséquences se sont aggravées au cours du temps. Deux phénomènes en sont la cause :

- les machines sont de plus en plus fiables : les défauts qui auraient pu paraître secondaires et cachés par des défauts plus graves deviennent les défauts principaux ;
- les mécanismes de création de certains de ces défauts — notamment ceux liés aux courants de Foucault — ont vu leurs effets amplifiés par l'augmentation de la vitesse périphérique de l'arbre.

Dans les paragraphes suivants, nous présentons des ordres de grandeur puis des exemples de dégradations.

IV-A Ordres de grandeurs

Les premières études ont montré qu'il existe un grand nombre de phénomènes capables de créer des tensions et des courants d'arbre. Nous donnons ici quelques exemples caractéristiques des tensions d'arbre.

Dans le cas d'une tension entre l'arbre et la carcasse, le potentiel de l'arbre est supposé constant sur toute la longueur ; les tensions qui apparaissent dans les paliers peuvent être très grandes et croître jusqu'à ce que le film d'huile isolant du palier soit le siège d'une décharge, parfois jusqu'à 250 V crête à crête. Mais, dans ce cas, des expériences ont montré que le courant qui circule lors du court-circuit des deux paliers est faible, de l'ordre de 1 mA, [20].

Si une tension existe entre les deux extrémités de l'arbre, le courant qui circule dans une boucle de faible impédance peut être très important. Si l'arbre est correctement isolé de la carcasse à l'une des extrémités au moins, les tensions peuvent être de l'ordre de la centaine de volts crête à crête.

Les tensions qui apparaissent le long de l'arbre dans les paliers sont de moindre amplitude, mais si le film d'huile est court-circuité, des courants de 1,2 kA peuvent circuler, [10]. Les dégâts sont alors très importants dans les paliers.

Les tensions d'arbre sont néfastes à partir de 20 V, [2]. En effet, au delà de cette limite, des décharges sous forme d'étincelles peuvent se produire à travers le film d'huile. De plus, pour un groupe hydraulique vertical, une tension d'arbre supérieure à 1 V est considérée comme anormale, [44].

D'autre part, il est généralement admis qu'un courant supérieur à 2 mA/mm² altère les surfaces des roulements et des paliers, [44].

IV-B Dégradations provoquées par les courants d'arbre

Dans l'annexe A, les effets néfastes des courants d'arbre sont exposés. Il est important de pouvoir les reconnaître pour détecter la source des dégradations et envisager une opération de maintenance. Dans l'annexe, nous verrons que les pièces affectées sont généralement les joints, les paliers, les roulements et l'arbre.

V Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le cadre de notre étude. Elle se focalise sur un nombre restreint d'alternateurs, à l'origine d'une importante partie de la production d'énergie électrique. La maintenance de ces machines peut conditionner le bon fonctionnement de l'appareil de production de l'électricité française, et il est nécessaire de bien surveiller son état.

D'autre part, les opérateurs ont remarqué les effets des courants d'arbre. La dernière partie de ce chapitre — et l'annexe A — montrait ces effets parfois dévastateurs pour mieux comprendre la nocivité de ces courants d'arbre. Les études concernant ces phénomènes ont toujours eu pour but de réduire les sources de tension d'arbre et actuellement, elles cherchent en plus à faire de l'analyse de la tension d'arbre un outil de diagnostic.

Le chapitre suivant présente les mécanismes de création de tensions et de courants d'arbre. Il nous permettra de mieux comprendre quels phénomènes peuvent en être responsables, et donc susceptibles d'être diagnostiqués. Mais l'étude ne se limitera pas à ce seul phénomène : elle s'intéressera aussi aux courants dans les voies d'enroulement et aux tensions de neutres comme outils de confirmation du diagnostic donné par les tensions d'arbre. Cette étude physique est traitée dans le chapitre suivant.

Chapitre 2

Étude physique

Chapitre 2

Étude physique

I Introduction

Les effets des courants d'arbre ont été présentés au chapitre précédent ; nous pouvons maintenant nous intéresser aux mécanismes physiques qui en sont la cause. Les motivations qui ont poussé bon nombre d'ingénieurs à étudier ces phénomènes ont évolué au cours du temps. Au début du siècle, à la suite des premières graves avaries provoquées par les courants d'arbre, il importait d'en trouver les causes pour ensuite construire des machines qui évitent ces phénomènes. Ces travaux effectués, les constructeurs, pour la plupart, se sont efforcés de produire des machines peu sensibles à ce phénomène.

Par la suite, des études de tensions d'arbre ont été menées en vue du diagnostic. En effet, comme les tensions d'arbre résultent des caractéristiques magnétiques de la machine, mais aussi de ses défauts, il est intéressant d'analyser ces tensions pour connaître l'état de la machine, et cela **à tout instant et sans modifier la production de l'installation**. C'est dans ce contexte que notre travail se situe.

Notre étude concerne l'analyse des tensions d'arbre ainsi que d'autres grandeurs magnétiques et électriques d'une machine synchrone. C'est le cas du flux dans l'entrefer, mais aussi des courants entre les voies d'enroulement et, pour certaines machines ayant plusieurs neutres, de la tension entre ces neutres.

Dans ce chapitre, nous présentons une étude théorique de la tension d'arbre, puis nous analyserons le flux dans l'entrefer et les autres grandeurs significatives pour le diagnostic.

II Tensions d'arbre

II-A Introduction

Comme nous l'avons vu, les tensions d'arbre sont de plusieurs natures : leurs localisations, leurs amplitudes et leurs capacités à engendrer des courants d'arbre destructeurs sont différentes. Par exemple, une tension due à un générateur de charges électrostatiques sera très élevée mais ne sera pas capable d'engendrer un courant intense : en effet, dès que le champ disruptif de l'huile est atteint, l'étincelle produite est très brève et décharge l'arbre. Et, à l'inverse, un défaut magnétique engendre des tensions généralement plus faibles, mais capables de produire des courants très importants, [2].

À cause de la complexité des grands alternateurs, toutes les sources de tension d'arbre ne peuvent pas être évitées. Pour les empêcher de créer de forts courants dans les paliers, ces derniers sont isolés. De plus, une mise à la masse de l'arbre par l'intermédiaire de balais est effectuée du côté de la turbine pour écouler les charges électrostatiques de la ligne d'arbre.

Les phénomènes physiques à l'origine de courants d'arbre sont généralement classés en quatre types, [2], [10] :

- flux magnétiques entourant l'arbre ;
- flux magnétiques axiaux ;
- charges électrostatiques ;
- sources extérieures de tension.

Ces phénomènes physiques sont exposés dans la suite de ce chapitre.

II-B Flux magnétiques entourant l'arbre

II-B.1 Défauts de réluctance

Un défaut de répartition de la réluctance autour de l'axe de la machine peut créer une dissymétrie de répartition du flux comme indiqué à la figure 2.1, où le stator est constitué de deux secteurs de tôles. La réluctance du stator sur le chemin $N_1 \rightarrow S_1$ est plus petite que celle du chemin $N_1 \rightarrow S_2$, ce qui crée un déséquilibre du flux dans le stator. De plus, la réluctance du rotor est symétrique et le flux est le même sur le chemin $S_2 \rightarrow N_1$ et sur le chemin $S_1 \rightarrow N_1$, [44].

Le déséquilibre entre les flux $\Phi_{N_1 \rightarrow S_1}$ et $\Phi_{N_1 \rightarrow S_2}$ peut être représenté comme la somme d'un flux normal Φ_n et d'un flux de défaut Φ_d , la somme étant justifiée par le fait que les grands alternateurs sont généralement peu saturés. Comme le montre la figure 2.2, Φ_d est localisé dans le stator et tourne dans le sens trigonométrique sur toute la circonférence du stator.

Un quart de tour plus tard, c'est-à-dire, une demie période électrique plus tard, on constate en regardant la figure 2.3 que le flux de défaut peut être représenté de la même façon, sauf qu'il entoure le stator dans le sens rétrograde.

Maintenant, considérons une spire constituée par l'axe du rotor, les paliers et le bâti, notée \mathcal{S} sur les figures 2.1 à 2.3. Le flux normal Φ_n à travers la spire \mathcal{S} est nul, mais pas le flux de défaut Φ_d qui est, dans ce cas, alternatif à la fréquence électrique de la machine.

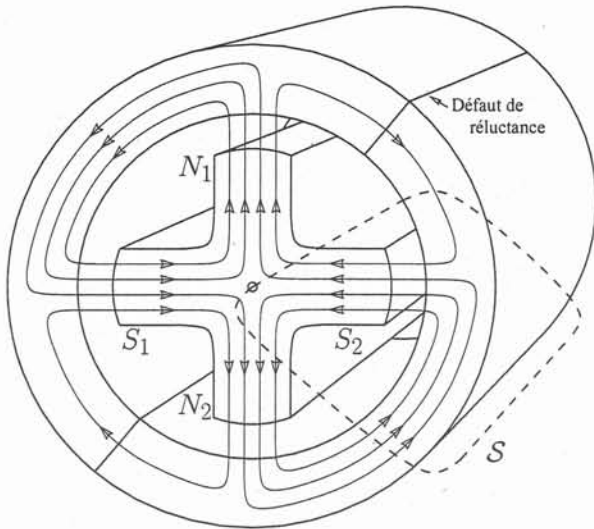


FIG. 2.1 – Répartition du flux avec défaut de réluctance au stator

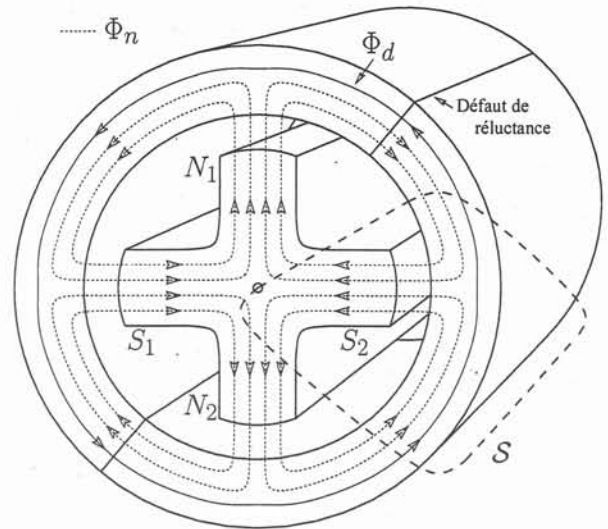


FIG. 2.2 – Décomposition des flux avec défaut de réluctance au stator

Comme cette spire S entoure un champ magnétique alternatif, elle est le siège d'une tension induite. Dans la figure 2.5, nous pouvons voir la tension induite le long de l'arbre.

Si l'arbre est isolé des deux paliers, alors des tensions entre l'arbre et les paliers existent dans chaque palier, de sorte que la somme des tensions le long de la spire S est nulle. En revanche, si l'arbre est relié électriquement à un des deux paliers — c'est généralement le cas pour les générateurs des installations nucléaires —, alors les tensions de l'arbre, de la carcasse et des paliers s'ajoutent, et une tension opposée apparaît dans le palier isolé, entre l'arbre et le palier.

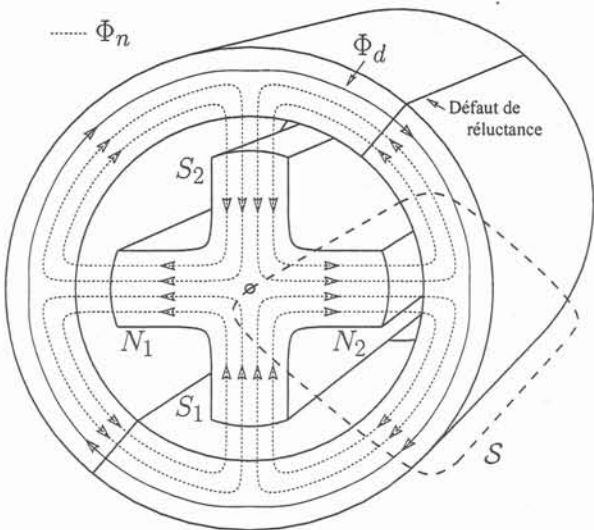


FIG. 2.3 – Décomposition des flux avec défaut de réluctance au stator

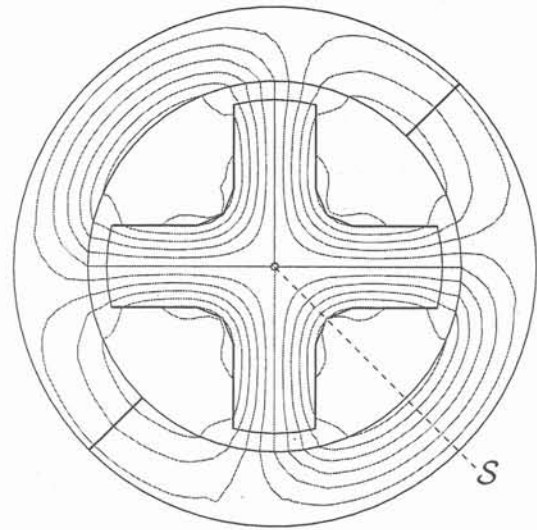
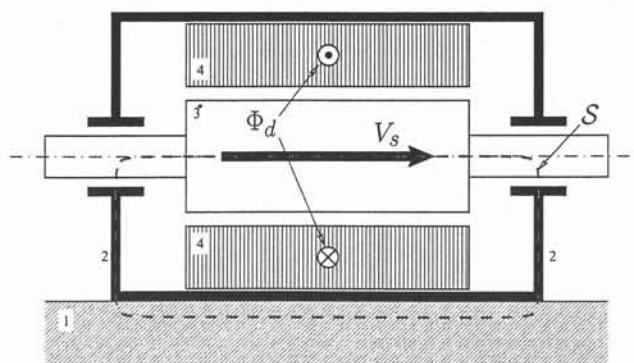


FIG. 2.4 – Répartition des flux avec défaut de réluctance au stator : $\Phi_d \neq 0$

De façon plus générale, pour vérifier si la spire S est le siège d'un flux alternatif, il suffit de tracer un segment depuis le centre du rotor — représenté par un cercle sur les figures de ce chapitre — jusqu'au bord extérieur du stator. Ensuite, si le nombre de lignes de flux coupant ce segment dans un sens est différent du nombre de lignes de flux le coupant dans l'autre sens,



- 1 : plaque de base ;
- 2 : paliers ;
- 3 : rotor ;
- 4 : stator ;
- V_s : tension d'arbre ;
- ϕ_d : flux magnétique de défaut entourant l'arbre.

FIG. 2.5 – Localisation de la tension créée par un flux magnétique entourant l'arbre

alors un flux magnétique entoure l'arbre et crée une tension d'arbre.

Les figures 2.1 à 2.3 sont des schémas qualitatifs destinés à expliquer le phénomène. La figure 2.4, réalisée à l'aide du logiciel FLUX2D, prouve que la répartition des lignes de flux de la figure 2.1 est une bonne approximation de la réalité. C'est la démarche que nous avons utilisé pour illustrer le raisonnement : ainsi, les figures 2.4 à 2.16 qui ont été réalisées avec FLUX2D montrent la répartition du flux dans les différentes configurations d'une machine synchrone et nous pouvons en déduire la forme de la tension d'arbre.

La méthode décrite ici qui montre les effets d'une répartition non uniforme de réluctance du stator à cause des joints de tôle, peut être extrapolée aux cas suivants.

- Les tôles sont fixées à la carcasse par l'intermédiaire d'encoches. Ces encoches constituent des variations locales de réluctance.
- La présence de matériaux magnétiques dans la charpente de fixation de l'induit à la carcasse provoque des variations locales de la réluctance comme les encoches.
- Les canaux de réfrigération créent aussi des variations locales de réluctance.
- La carcasse est parfois faite en plusieurs parties. S'il y circule un flux de fuite, une tension d'arbre sera créée, [44].
- Une anisotropie des tôles peut aussi être responsable de tensions d'arbre. Cette anisotropie peut être volontaire dans le cas des alternateurs du palier 1300 MW EDF, où l'effet recherché est d'obtenir une réluctance minimale dans la direction tangentielle. Ainsi, du point de vue magnétique, le stator ressemble à un polygone de vingt-et-un côtés. Cette anisotropie est parfois involontaire : c'est le cas de la maquette décrite au chapitre 4. La fabrication de tôles se fait par laminage et les grains des tôles ont une tendance naturelle à s'orienter dans le sens de laminage sans que l'on puisse les en empêcher. Par conséquent, le stator de la maquette est un assemblage de tôles anisotropes et présente deux maxima et deux minima de réluctance par tour [19].

II-B.2 Secteurs de tôles

Dans ce paragraphe, nous reprenons la description générale faite ci-dessus et nous l'appliquons au cas particulier des secteurs de tôles, [44], [21], [27] et [19].

Dans les figures 2.1 à 2.4, la répartition du flux engendre des tensions d'arbre. Cependant, les défauts de réluctance de la machine n'engendrent pas toujours des tensions d'arbre et nous allons décrire la règle généralement admise, qui consiste à considérer le nombre de secteurs de tôles et le nombre de paires de pôles.

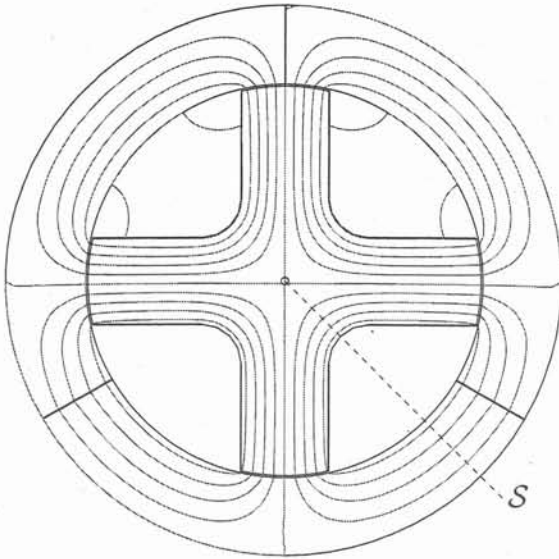


FIG. 2.6 - Répartition du flux dans une machine quadripolaire avec 3 secteurs de tôles : $\Phi_d = 0$

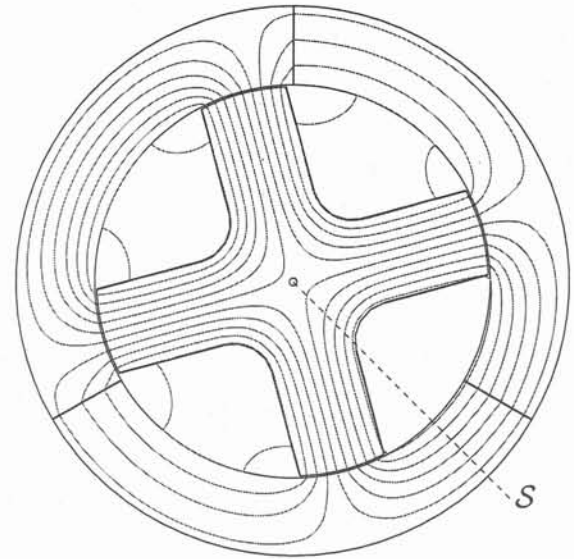


FIG. 2.7 - Répartition du flux dans une machine quadripolaire avec 3 secteurs de tôles : $\Phi_d \neq 0$

Dans les figures 2.1 à 2.4, on a 4 pôles, c'est-à-dire $p = 2$ paires de pôles et $k = 2$ secteurs de tôles. Nous constatons qu'une tension d'arbre à la fréquence électrique de la machine est engendrée. Mais cette configuration n'est pas le cas général.

En effet, si on se rapporte aux figures 2.6 et 2.7, on a $p = 2$ et $k = 3$. La figure 2.6 montre la répartition du flux quand l'un des pôles est en face de l'un des défauts de réluctance du stator. Nous constatons que le flux résultant dans la spire S est nul. Cette configuration de la machine se produit tous les 30° . Dans la position intermédiaire, quand le rotor a tourné de 15° , le flux résultant dans la spire S n'est pas nul, comme l'indique la figure 2.7. Cela signifie qu'une tension dont la demie période correspond à un douzième de tour du rotor est induite dans la spire S . Cela veut dire que la fréquence de la tension induite le long de l'arbre est six fois plus grande que la fréquence de rotation. Comme c'est une machine quadripolaire, la fréquence de la tension d'arbre est donc égale à trois fois la fréquence électrique.

Les figures 2.8 et 2.9 montrent la répartition des flux dans une machine à $p = 3$ paires de pôles et $k = 2$ secteurs de tôles. Dans ces deux figures qui représentent des positionnements opposés du rotor par rapport au stator, nous constatons que le flux moyen traversant la spire S est nul. Ce qui veut dire que dans cette machine, aucune tension d'arbre n'est induite.

De façon plus générale, considérons une machine à p paires de pôles et à k secteurs de tôles équidistants. C'est une machine où il y a p pôles nord et il existe deux fréquences de répétition du système lorsque le rotor tourne :

- le système se répète chaque fois qu'un même joint voit passer un pôle nord : cela fait p répétitions ;
- le système se répète encore chaque fois qu'un même pôle nord passe devant un joint : cela fait k répétitions.

Si p et k sont premiers entre eux, chaque joint rencontre p pôles nord dans un tour, et les k joints se retrouvent $k \cdot p$ fois dans la même position relative, c'est-à-dire que le système se répète $k \cdot p$ fois par tour du rotor. Si on note N la vitesse de rotation en tours par minute, la fréquence f de répétition du système est : $f = N \cdot p \cdot k$, en Hz. Il faut remarquer dans cette

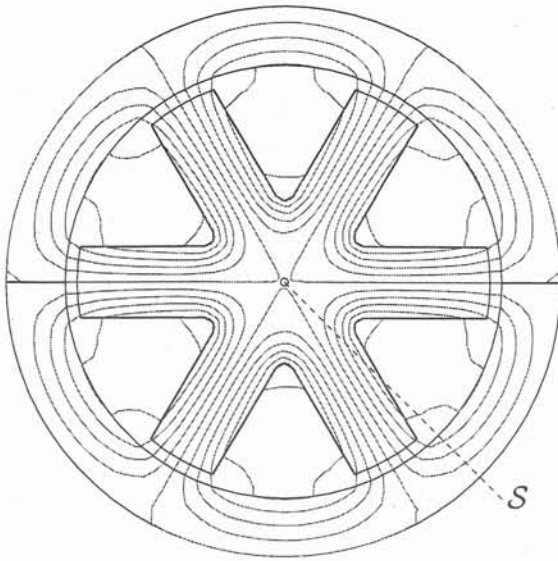


FIG. 2.8 – Répartition du flux dans une machine hexapolaire avec 2 secteurs de tôles : $\Phi_d = 0$

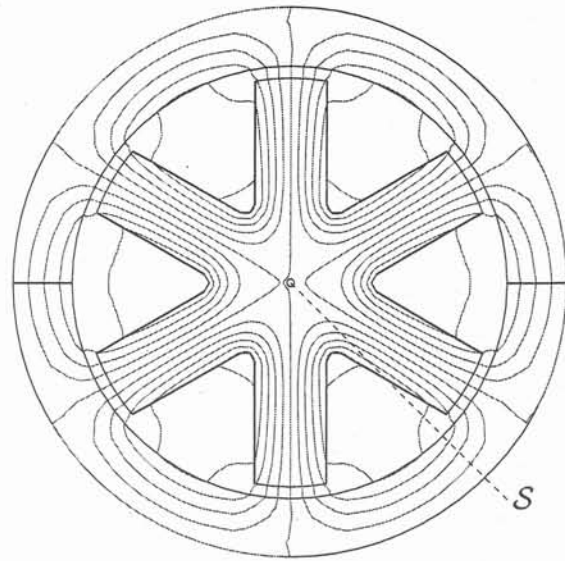


FIG. 2.9 – Répartition du flux dans une machine hexapolaire avec 2 secteurs de tôles : $\Phi_d = 0$

expression la présence du terme $N \cdot p$, fréquence du réseau.

Si p et k ne sont pas premiers entre eux, posons $\delta = k \wedge p$ le plus petit diviseur commun à p et k et soit p' et k' tels que $p' = p/\delta$ et $k' = k/\delta$. Si on divise la circonférence du stator en δ parties, dans chacune de ces parties, on a p' paires de pôles et k' secteurs de tôles. Comme p' et k' sont premiers entre eux, on se retrouve dans le cas précédent et la fréquence de répétition du système est : $f = \delta \cdot N \cdot p' \cdot k' = N \cdot p \cdot k'$, en Hz. Dans cette relation, on remarque aussi la présence du terme $N \cdot p$ représentant la fréquence du réseau.

Il en découle la règle générale suivante, [19], [1], [44] et [28]:

Si le numérateur de la fraction irréductible k/p (ou k'/p') est pair, le flux dans la spire S est nul. Sinon, c'est-à-dire si le numérateur est impair, alors une tension d'arbre est induite, de fréquence égale au produit du numérateur par la fréquence du réseau.

Le raisonnement tenu ici pour les secteurs de tôles est directement applicable à toute variation de réluctance du stator, à condition que ces variations soient égales en amplitude et qu'elles soient régulièrement réparties sur la circonférence. En particulier, dans le cas des machines qui ont un recouvrement des secteurs de tôles — ce qui correspond à une forme d'inclinaison des joints —, on considère le nombre de joints par tour du circuit magnétique. Naturellement, l'influence de ces variations de réluctance est d'autant plus faible que le nombre de joints est grand par rapport au nombre de secteurs de tôles par tour.

Ces conclusions sont aussi valables pour les rainures présentes sur l'extérieur des tôles pour les fixer à la carcasse. Bien que cette propriété soit mentionnée dans [19], nombre de constructeurs ne semblent pas la prendre en compte.

II-B.3 Excentricité statique

Les flux magnétiques entourant l'arbre peuvent aussi être créés par des excentricités. Les excentricités sont de plusieurs types, comme indiqué à la figure 2.10. Pour différencier ces

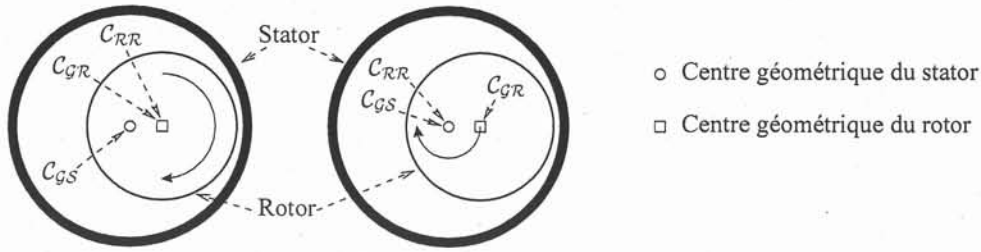


FIG. 2.10 – *Excentricités statique (à gauche) et dynamique (à droite)*

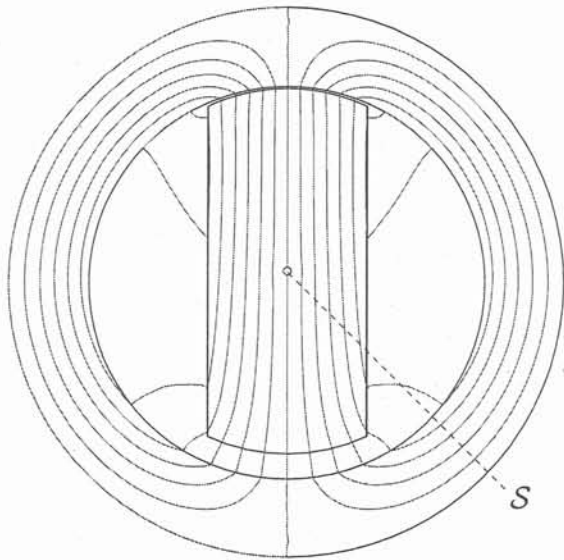


FIG. 2.11 – *Répartition des lignes de champ dans une machine bipolaire ayant une excentricité pour laquelle $\Phi_d = 0$*

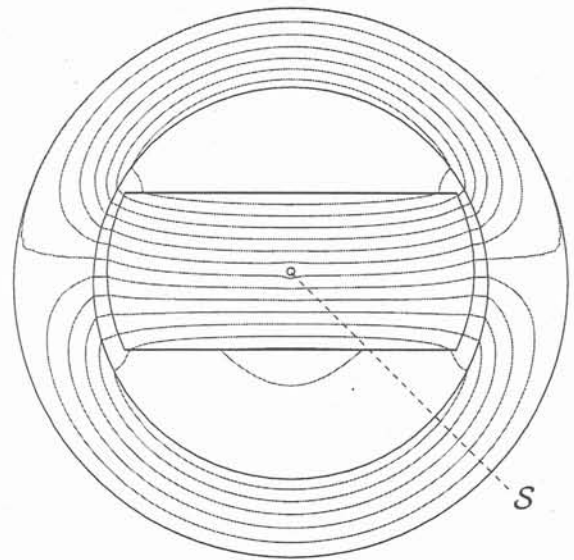


FIG. 2.12 – *Répartition des lignes de champ dans une machine bipolaire ayant une excentricité pour laquelle $\Phi_d \neq 0$*

excentricités, il faut distinguer trois centres dans la machine :

- le centre géométrique du stator, C_{GS} ;
- le centre géométrique du rotor, C_{GR} ;
- le centre de rotation du rotor, C_{RR} .

Dans le cas idéal, ces trois centres sont confondus — $C_{GS} = C_{RR} = C_{GR}$ — et la machine fonctionne normalement : pas de balourd et l'entrefer est régulier sur toute la circonférence.

Une excentricité statique correspond à une situation où $C_{GS} \neq C_{RR} = C_{GR}$, c'est-à-dire que l'entrefer n'est pas uniforme ; il est constant en fonction du temps pour tout point donné du stator, et la machine ne présente pas de balourd mécanique. Nous pouvons aussi dire que l'entrefer minimal reste fixe dans l'espace.

Une excentricité dynamique correspond à une situation où $C_{GS} = C_{RR} \neq C_{GR}$. Pour un point donné sur le rotor, l'entrefer est régulier alors que pour un point donné sur le stator, l'entrefer n'est pas constant. Ceci correspond à un balourd mécanique.

Les figures 2.11 et 2.12 montrent la répartition des flux dans le cas d'une excentricité — statique ou dynamique, voire une combinaison des deux — dans une machine bipolaire. Dans la figure 2.11, l'axe de symétrie du rotor est aussi celui de la machine et les flux se répartissent régulièrement de chaque côté. De ce fait, le flux résultant dans la spire S est nul. Dans la figure 2.12, le rotor a effectué un quart de tour par rapport à la figure 2.11. Les deux entrefers

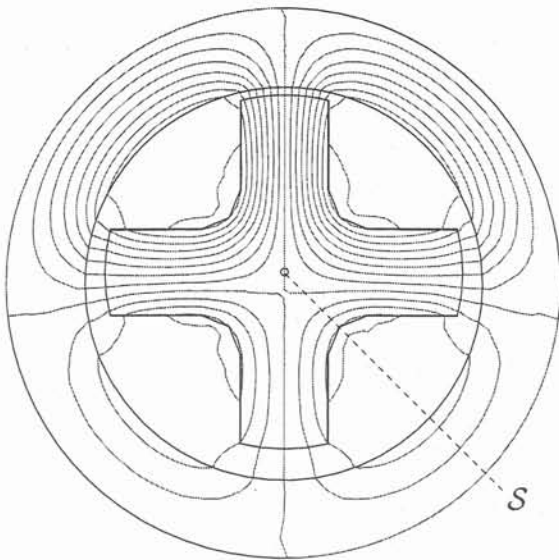


FIG. 2.13 – Répartition des lignes de champ dans une machine quadripolaire ayant une excentricité pour laquelle $\Phi_d = 0$

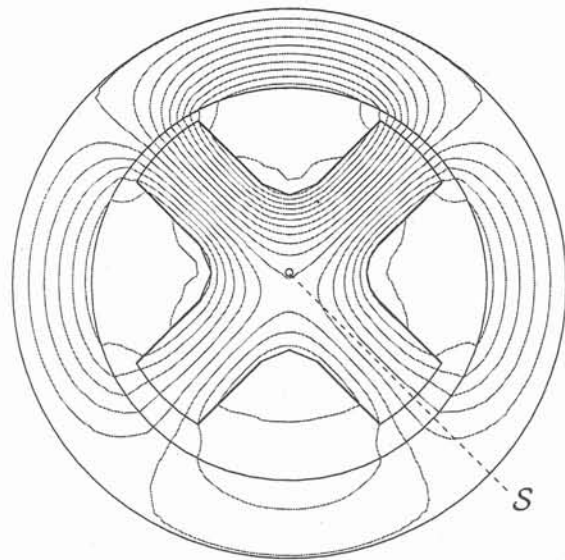


FIG. 2.14 – Répartition des lignes de champ dans une machine quadripolaire ayant une excentricité pour laquelle $\Phi_d \neq 0$

sont identiques, mais ils ne sont pas symétriques par rapport à l'axe de symétrie du rotor. Ainsi, le flux aura tendance à passer en priorité du côté où l'entrefer est minimal et, puisqu'il est pratiquement symétrique au centre du rotor, il en résulte un flux non nul dans la spire S .

Si on regarde ce qui se passe un quart de tour plus loin, on se retrouve dans le cas de la figure 2.11, mais avec des polarités inversées et la spire S voit un flux opposé. Ainsi, cette spire entoure un flux alternatif à la fréquence électrique, dans le cas d'une excentricité statique pour une machine à une paire de pôles ($p = 1$). Ce cas est développé dans [21].

Les figures 2.13 et 2.14 montrent la répartition du flux dans une machine quadripolaire ayant une excentricité — statique ou dynamique —. Dans la figure 2.13, un pôle voit un entrefer minimal, un autre voit un entrefer maximal et les deux autres des entrefers intermédiaires. La figure est symétrique par rapport à l'un des axes du rotor, et le flux est réparti de façon symétrique. Dans ce cas, la spire S est donc traversée par un flux globalement nul.

Pour une excentricité statique, nous pouvons voir sur la figure 2.14 — qui représente la machine de la figure 2.13 après un quart de tour —, que l'axe de symétrie de la figure ne coïncide pas avec les axes de symétrie du rotor. La répartition du flux n'est donc pas symétrique par rapport au rotor et on constate que le flux résultant dans la spire S n'est pas nul. Toutefois, on constate que la différence est moindre que sur la figure 2.12.

Si on se place un quart de tour plus loin, on retrouve la situation de la figure 2.13 avec les polarités inversées. Ainsi, la spire S entoure un flux alternatif à la fréquence du réseau et une tension est induite sur l'arbre, [21].

Ce type de raisonnement, exposé dans [28], peut être extrapolé à un nombre quelconque de pôles pour aboutir à la conclusion suivante.

Une excentricité statique induit une tension dans le circuit arbre-paliers-bâti à la fréquence du réseau. Toutefois, ces tensions sont de moindre amplitude que dans le cas d'un défaut de réluctance du stator et décroissent pour les machines ayant un grand nombre de pôles.

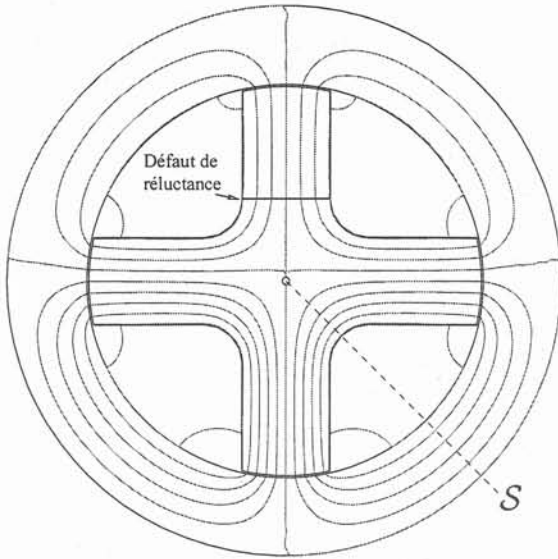


FIG. 2.15 – Décomposition des flux avec un défaut de réluctance au rotor : $\Phi_d = 0$

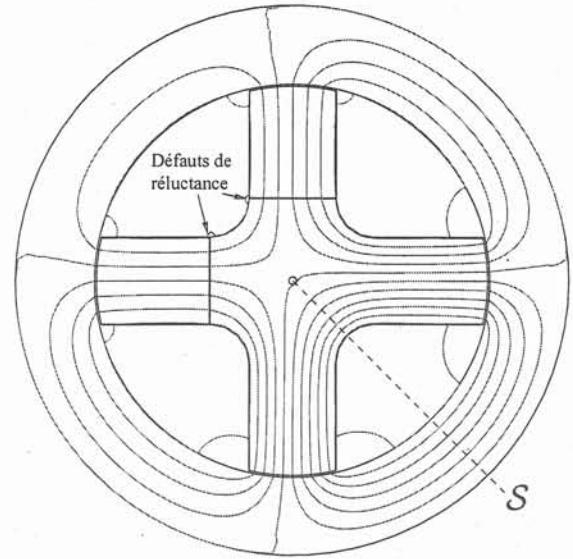


FIG. 2.16 – Répartition des flux avec deux défauts de réluctance au rotor : $\Phi_d \neq 0$

D'autre part, des défauts géométriques tels que des affaissement du stator ou du rotor, peuvent provoquer les mêmes symptômes que les excentricités statiques.

II-B.4 Excentricité dynamique

Dans ce cas, l'entrefer est constant pour un point donné du rotor. Par conséquent, si la machine est dans la configuration des figures 2.12 ou 2.14, les flux sont déséquilibrés et une spire S sera traversée par un flux alternatif à la fréquence électrique de la machine.

En revanche, si la machine est dans la configuration des figures 2.11 ou 2.13, les flux sont équilibrés et la résultante du flux dans une spire S est nulle, c'est-à-dire que la tension d'arbre a une composante nulle à la fréquence électrique.

Ainsi, une excentricité dynamique peut créer une tension d'arbre à la fréquence du réseau, mais ce n'est pas une conséquence systématique.

Pour conclure sur les effets des excentricités, nous pouvons dire que leur conséquence principale est une composante à la fréquence du réseau dans la tension d'arbre. Cependant, alors qu'elle apparaît toujours dans le cas d'une excentricité statique, l'excentricité dynamique peut ne pas la générer.

II-B.5 Défauts de réluctance du rotor

Dans ce qui précède, nous nous sommes intéressés à ce qui se passait quand un défaut de réluctance était localisé au stator. Dans cette partie, nous allons voir ce qui peut se passer lorsqu'un défaut de réluctance apparaît au rotor. Dans un premier temps, la figure 2.15 montre la répartition des flux dans le cas où un seul pôle est affecté par un défaut de réluctance, qui est un entrefer dans le circuit magnétique. Comme l'axe de symétrie de la machine coïncide avec un axe de symétrie du rotor, la spire S est globalement traversée par un flux nul. C'est-à-dire qu'aucune tension d'arbre n'est induite à la fréquence du réseau, [19].

Dans la figure 2.16, deux défauts équivalents de réluctance sont présents sur deux pôles

consécutifs du rotor. De ce fait, la symétrie de la machine ne coïncide plus avec l'un des axes de symétrie du rotor et la spire S entoure un flux qui varie avec la fréquence électrique de la machine.

En conclusion, pour qu'une tension d'arbre à la fréquence du réseau soit générée par un défaut de réluctance du rotor, il faut que ce défaut affecte plusieurs pôles. C'est un défaut que l'on retrouvera principalement sur les machines du parc hydraulique, parce que les pôles sont souvent calés après construction et ont donc tous une réluctance différente. Il faut toutefois noter que les amplitudes des tensions d'arbre dues à de tels défauts sont très inférieures à celles dues aux défauts de réluctance du stator.

II-B.6 Court-circuit de l'enroulement d'excitation

Un court-circuit d'une partie de l'enroulement d'excitation a un comportement équivalent à un défaut de réluctance d'un pôle. En effet, une augmentation de la réluctance d'un pôle diminue le flux qui passe dans ce pôle. Une autre façon de diminuer ce flux est de réduire leur source, à savoir la force magnétomotrice. Et un court-circuit de l'enroulement d'excitation revient à affaiblir cette force magnétomotrice.

Nous pouvons donc dire qu'un court-circuit unique d'une partie de l'enroulement d'excitation ne provoque pas de tension d'arbre à la fréquence du réseau. Ceci ne veut pas dire qu'il n'en induit pas à un autre multiple de la fréquence du réseau.

II-C Flux magnétiques axiaux

Nous venons de voir comment se développent des flux magnétiques autour de l'arbre de la machine. D'autres types de flux magnétiques indésirables peuvent apparaître. En particulier, il existe des flux magnétiques qui passent par l'axe du rotor et qui se referment par les paliers et la carcasse. Ils sont dus à :

- un enroulement asymétrique ;
- une excentricité ;
- une aimantation résiduelle.

II-C.1 Enroulements asymétriques

Des flux magnétiques axiaux sont créés lorsqu'un courant entoure l'arbre. Ainsi, quand on réalise les connexions de l'induit, il faut veiller à ce que la somme des courants qui entourent l'arbre soit nulle. Si les connexions sont mal conçues dans une machine synchrone, alors un flux axial alternatif apparaîtra. De la même façon, ces flux peuvent découler d'une dissymétrie dans l'enroulement d'excitation d'une machine synchrone.

II-C.2 Excentricités

Les excentricités, statiques ou dynamiques, induisent des flux magnétiques axiaux. En effet, la figure 2.17 montre que les flux de fuites de cette machine bipolaire ne sont pas équilibrés et il en résulte un flux axial non nul. Ce flux change de sens avec le déplacement des pôles ; c'est donc un flux alternatif à la fréquence électrique de la machine.

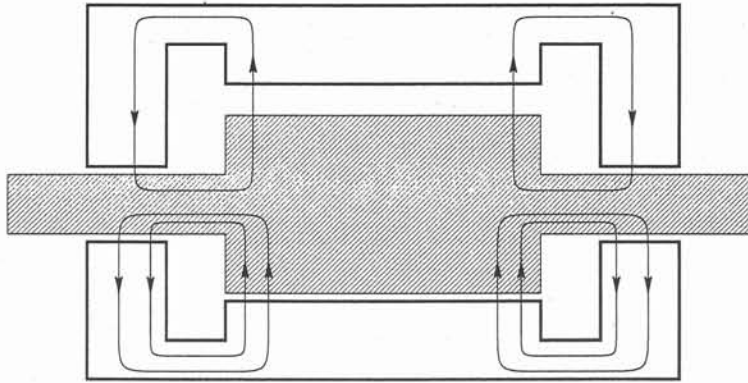


FIG. 2.17 – Flux de fuite d'une machine bipolaire ayant une excentricité

Pour des machines à grand nombre de pôles, le phénomène est plus complexe, mais si il y a un champ magnétique axial, il sera plus faible que dans le cas de la machine bipolaire et sera alternatif à la fréquence électrique de la machine, [44].

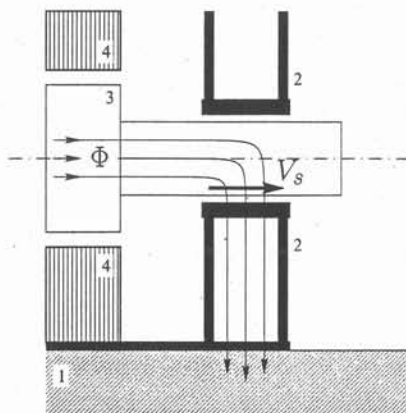
II-C.3 Aimantation résiduelle

Des flux magnétiques axiaux proviennent aussi d'une aimantation résiduelle de l'arbre ou d'une autre pièce de la machine. Ces magnétisations sont dues à :

- des pièces non désaimantées lors de la construction ;
- des travaux de maintenance réalisés avec des outils magnétisés ;
- des interventions à l'aide de machines à souder à l'arc, qui font passer de forts courants et, par conséquent, induisent de forts champs magnétiques, [37].

II-C.4 Tension d'arbre associée aux flux magnétiques axiaux

En se refermant par les paliers, un flux magnétique axial coupe l'arbre perpendiculairement et constitue un frein à courants de Foucault comme le montre la figure 2.18.



- 1 : plaque de base ;
- 2 : paliers ;
- 3 : arbre et rotor ;
- 4 : stator ;
- V_s : tension d'arbre ;
- Φ : flux magnétique axial.

FIG. 2.18 – Localisation de la tension créée par un flux magnétique axial

Il faut noter que la tension d'arbre due à ce phénomène n'est pas négligeable puisqu'elle a été responsable d'un grand nombre de défaillances majeures sur les machines, [37].

II-D Charges électrostatiques

Nous venons de voir que des tensions d'arbre peuvent être créées par des phénomènes électromagnétiques dans les machines synchrones. Cependant, des phénomènes électrostatiques sont aussi susceptibles d'entraîner des tensions d'arbre et c'est ce que nous allons voir maintenant.

II-D.1 Sources de tensions électrostatiques

La triboélectricité, phénomène découvert il y a très longtemps, et dont les applications les plus connues sont l'électrisation d'un morceau de verre avec de la laine ou d'une peau de chat avec de l'ébonite, mais aussi les générateurs de J. RAMSDEN et de R. J. VAN DE GRAAFF, pour ne citer qu'eux. Cependant, bien que connu expérimentalement, le phénomène n'a toujours pas de justification scientifique cohérente. Il n'est pas limité aux frottements de quelques solides particuliers entre eux, mais aussi aux liquides qui s'écoulent le long d'un solide. C'est le cas pour certains liquides isolants passant dans des tuyaux. De plus, la présence de particules étrangères dans le liquide pourrait amplifier le phénomène. C'est ainsi que nous pouvons imaginer le circuit de l'huile sous pression des paliers comme un générateur électrostatique de VAN DE GRAAFF.

Une autre forme de séparation de charges peut être faite par des liquides en frottement sur des solides. Un de ces générateurs a été mis en évidence expérimentalement dans les années 1850: ayant entendu parler de la décharge électrique subie par un ouvrier qui tentait de réparer une fuite de vapeur dans une chaudière, Lord AMSTRONG créa une machine capable de développer des étincelles de 50 cm de longueur. Le principe de fonctionnement consiste à laisser de la vapeur d'eau sous pression s'échapper par des ouvertures métalliques: en frottant sur les parois, la vapeur d'eau se trouve chargée positivement, tandis que la machine se charge négativement.

Ce phénomène est aussi celui observé dans les turbines à vapeur qui entraînent les turboalternateurs. Ainsi, en frottant sur les pales et les aubes des turbines, la vapeur leur transmet une partie de sa charge électrique. Une étude menée par Alfred COHEN a abouti à la relation, [3]:

$$q = r \cdot (K_1 - K_2) \quad , \text{ avec } q \text{ charge apportée au matériau 1 par le matériau 2;}$$

$$r = 4,4 \text{ une constante;}$$

$$K_1 \text{ et } K_2, \text{ constantes diélectriques des surfaces.} \quad (2.1)$$

Si on considère que le métal des pales a une constante diélectrique égale à 3, que la vapeur sèche, comme les autres gaz, a une constante égale à 1 et que l'eau pure a une constante de 81, alors une vapeur sèche chargera l'arbre positivement avec une faible amplitude, tandis qu'une vapeur humide le chargera négativement avec une grande amplitude. Les compresseurs à ammoniac sont aussi victimes de ce phénomène.

II-D.2 Symptômes

La tension due aux phénomènes électrostatiques dans les alternateurs se distingue des tensions créées par des défauts magnétiques par le fait que le potentiel de l'arbre est pratiquement le même tout le long de l'arbre. La différence de potentiel qui en résulte entre l'arbre et le bâti

de la machine expose les paliers au champ électrique. Si le courant maximal du générateur est inférieur au courant qui peut passer sans claquage dans les films d'huile du fait de leur résistance, alors la tension atteint un seuil et ne varie pratiquement plus. Des expériences mettant en œuvre une résistance de faible impédance entre l'arbre et les paliers ont montré que le courant maximal délivré par les générateurs électrostatiques ne dépasse pas 1 mA, [20], ce qui est très faible comparé aux courants que peuvent créer des défauts magnétiques.

En revanche, si la tension induite est capable de charger l'arbre suffisamment pour atteindre le champ disruptif de l'huile, alors une étincelle apparaît entre l'arbre et le palier et l'arbre se décharge très rapidement, dans une durée comprise entre 1 μ s et 100 μ s. La tension de l'arbre ressemble alors à une suite de cycles de charge et de décharges capacitives. Les tensions maximales enregistrées sont de l'ordre de 250 V crête à crête.

Lors de la décharge, l'étincelle altère l'arbre et le palier par électroérosion ; l'évolution de ces dégradations peut conduire à un arrêt de la machine, [1], [3], [5], [20] et [44].

II-E Sources extérieures de tension

La tension d'arbre due aux sources extérieures est celle qui est apparue le plus récemment. En effet, la cause principale est la source d'excitation qui utilise des composants électroniques de puissance, [2], [8], [16] et [45].

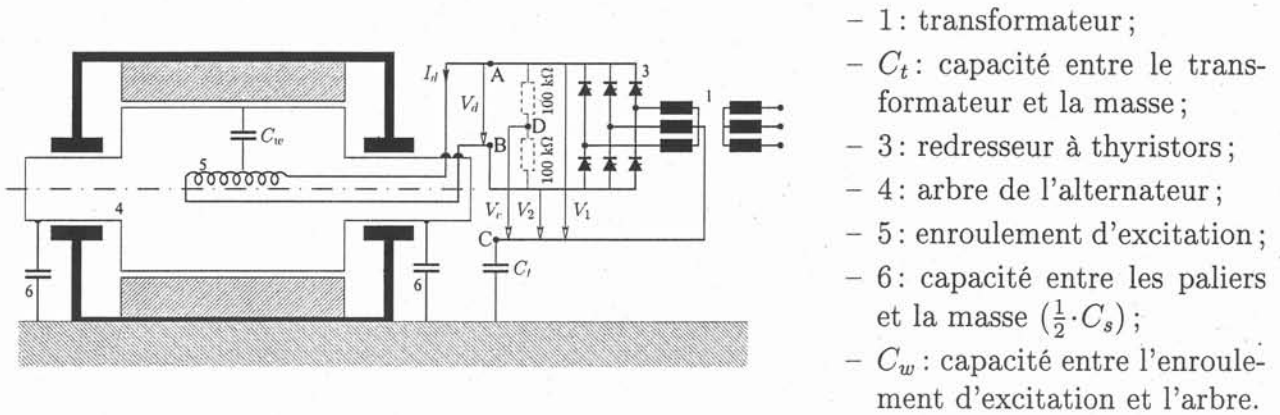


FIG. 2.19 - Turboalternateur et son redresseur statique — machines à bagues

Considérons une excitation statique composée d'un redresseur à 6 thyristors, comme indiqué à la figure 2.19. Les tensions des différents éléments sont représentées à la figure 2.20.

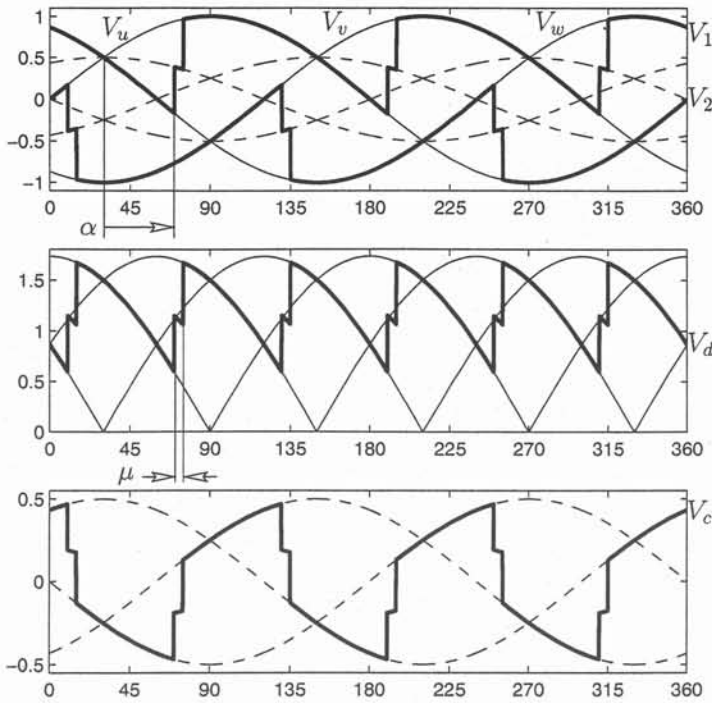
La tension appliquée à l'enroulement d'excitation est la tension V_d de la figure 2.20, et sa valeur moyenne est, [36] :

$$V_d = V_{d0} \cdot \cos(\alpha) - \frac{3 \cdot X}{\pi} \cdot I_d \quad , \quad \text{avec} \quad V_{d0} = V \cdot \sqrt{6} \cdot \frac{3}{\pi}$$

V : valeur efficace de la tension simple du réseau ;
 X : réactance de commutation ;
 I_d : courant d'excitation.

(2.2)

D'autre part, la tension de mode commun V_c est aussi représentée à la figure 2.20 parce qu'elle se transmet sur l'arbre par couplage capacitif. En effet, la figure 2.21 montre que le



- V_u, V_v et V_w : tensions simples du réseau ;
- V_1 : tension de la borne A du pont redresseur ;
- V_2 : tension de la borne B du pont redresseur ;
- $V_d = V_1 - V_2$: tension d'excitation ;
- $V_c = \frac{1}{2} \cdot (V_1 + V_2)$: tension de mode commun ;
- α : angle d'allumage (40° ici) ;
- μ : empiètement ;

FIG. 2.20 - Tension d'excitation et tension de mode commun d'un redresseur à 6 thyristors

circuit électrique est un diviseur capacitif et la tension d'arbre V_s vérifie la relation :

$$V_s = \frac{\frac{1}{j \cdot C_s \cdot \omega}}{\frac{1}{j \cdot C_s \cdot \omega} + \frac{1}{j \cdot C_w \cdot \omega} + \frac{1}{j \cdot C_t \cdot \omega}} \cdot V_c, \text{ c'est-à-dire : } V_s = \frac{C_w \cdot C_t}{C_w \cdot C_t + C_s \cdot C_t + C_s \cdot C_w} \cdot V_c \quad (2.3)$$

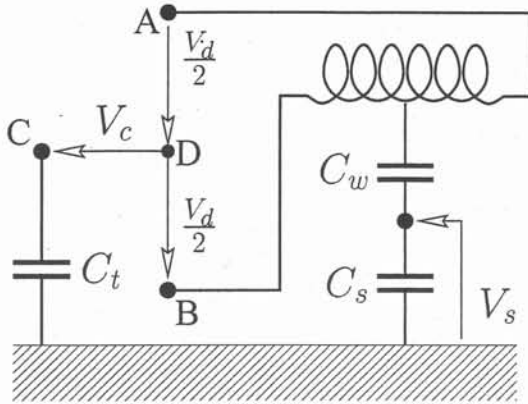
Les ordres de grandeurs de ces capacités pour des turboalternateurs sont, [2] :

- $C_t = 10 \text{ nF}$;
- $C_w = 500 \text{ nF}$;
- $C_s = 200 \text{ nF}$.

L'ordre de grandeur de la tension d'arbre est donc d'environ 5 % de la tension de mode commun. Or, pour un turboalternateur, V_c est de l'ordre de 1 kV, donc V_s est de l'ordre de 20 V, alternative à la fréquence de 300 Hz pour une alimentation à 50 Hz.

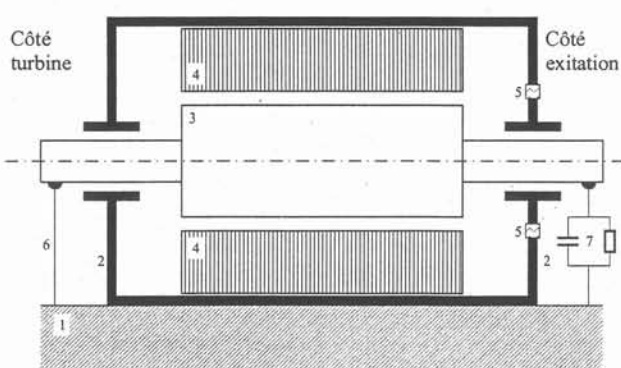
Le couplage capacitif entre l'arbre et l'enroulement d'excitation transmet aussi les pics de commutation à très haute fréquence, [2]. Les résultats obtenus montrent qu'une tension transitoire d'une fréquence de quelques centaines de kHz et d'une amplitude de 20 V est induite sur l'arbre.

Or, ces composantes à haute fréquence mettent en évidence un autre phénomène : à ces fréquences, l'arbre d'un turboalternateur n'est plus un bon conducteur. En effet, si la résistance de l'arbre est inférieure à un Ohm pour des fréquences inférieures à 100 Hz, elle est au contraire supérieure à plusieurs dizaines de Ohms pour des fréquences supérieures à 10 kHz. Ainsi, pour réduire ces tensions, les balais de mise à la masse placés habituellement du côté turbine sont insuffisants. Il faut en placer d'autres du côté de l'excitation et les associer à des filtres R-C, comme le montre la figure 2.22.



- C_t : capacité entre le transformateur et la masse ;
- C_w : capacité entre l'enroulement d'excitation et le rotor ;
- C_s : capacité entre le rotor et la masse ;
- A, B, C et D sont les mêmes points dans la figure 2.19.

FIG. 2.21 - Modèle simplifié de la machine avec excitation statique



- 1 : plaque de base ;
- 2 : paliers ;
- 3 : rotor ;
- 4 : stator ;
- 5 : isolation des paliers ;
- 6 : mise à la masse : écoulement des charges électrostatiques ;
- 7 : filtre R-C : filtrages des fréquences dues à l'excitation à thyristors.

FIG. 2.22 - Filtre R-C de réduction de la tension de l'arbre

III Courants dans les voies d'enroulement et tensions de neutres

III-A Introduction

Nous venons de voir comment des tensions d'arbre apparaissent dans une machine électrique. Elles ne sont pas les seuls phénomènes révélateurs de l'état électrique et mécanique de la machine. En effet, le flux dans l'entrefer est très sensible à l'état de charge de la machine, mais, dans certains cas, il peut comporter des signaux relatifs à certains défauts tels que des excentricités ou des courts-circuits rotoriques.

Lorsque la machine comporte plusieurs voies d'enroulement pour chaque phase, il est naturel de considérer que les courants sont les mêmes dans chaque voie. Or, là aussi, les défauts modifient cet équilibre.

Certains alternateurs comportent un double bobinage; c'est le cas des alternateurs du palier 1300 MW de EDF, qui possèdent deux neutres reliés par des résistances. Les tensions mesurées entre ces neutres sont aussi significatives de l'état de la machine.

Les particularités inhérentes à chacune de ces grandeurs sont exposées dans les paragraphes suivants.

III-B Flux dans l'entrefer

III-B.1 Introduction

Le flux dans l'entrefer est fortement lié à l'état de charge de la machine; il est donc riche en renseignements sur l'état général de la machine. Un court-circuit de l'enroulement inducteur ou une excentricité modifient la répartition du flux, en particulier dans l'entrefer.

Dans cette partie, une étude analytique montre comment le flux varie en fonction des défauts de la machine.

Pour une machine saine, le flux dans l'entrefer est le produit de la perméance par la force magnétomotrice. Le champ tournant dans l'entrefer a donc un contenu harmonique très riche composé des éléments suivants :

- le fondamental;
- les harmoniques dus à la force magnétomotrice rotorique et statorique;
- les harmoniques dus aux encoches du rotor et du stator;
- les harmoniques de la perméance dus aux excentricités;
- les harmoniques de la perméance dus à la saturation.

En négligeant les effets des encoches, l'induction magnétique B dans l'entrefer est liée à la force magnétomotrice fmm par la relation :

$$B = \frac{f(\mu)}{\delta} \cdot fmm \quad , \text{ avec } f(\mu) : \text{ une fonction de la réductance;} \\ \delta : \text{ entrefer.} \quad (2.4)$$

III-B.2 Influence de la force magnétomotrice rotorique

La force magnétomotrice d'une machine tournante contient des harmoniques impairs, imposés par les caractéristiques de construction. La présence de défauts tels qu'un court-circuit de l'enroulement inducteur peut entraîner l'apparition d'harmoniques pairs et d'harmoniques de rangs fractionnaires.

Fonctionnement normal. La force magnétomotrice dans un alternateur à vide est créée par le courant d'excitation; sa forme d'onde dans l'espace dépend des caractéristiques de la machine. Dans le cas d'une machine à entrefer lisse, avec deux paires de pôles et trois encoches par pôle, la distribution des ampères-tours est celle de la figure 2.23.

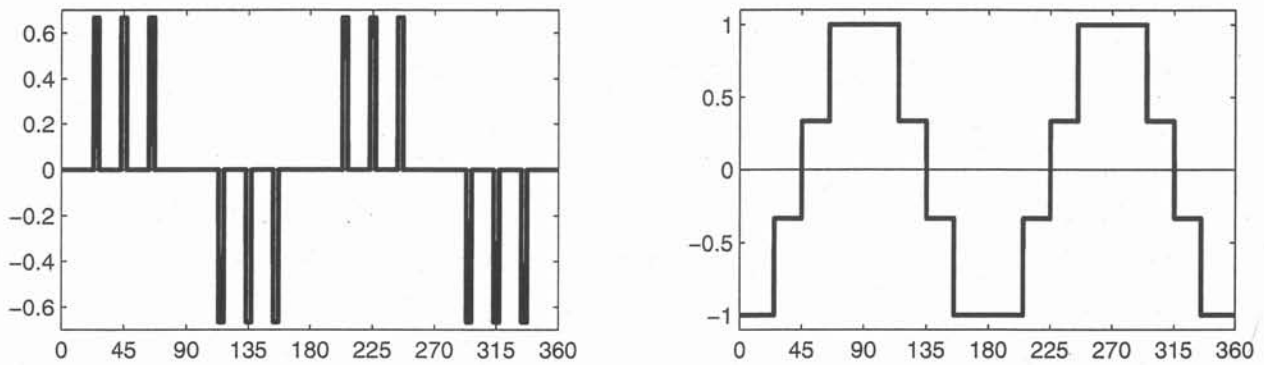


FIG. 2.23 – Distribution des ampères-tours d'excitation du rotor (à gauche) et du flux dans l'entrefer (à droite)

D'autre part, la force magnétomotrice est une fonction de l'angle mécanique θ , avec les propriétés suivantes :

$$fmm(\theta + 2 \cdot \pi / p) = fmm(\theta) \text{ , } p \text{ étant le nombre de paires de pôles} \quad (2.5)$$

$$fmm(\pi + p \cdot \theta) = -fmm(p \cdot \theta) \quad (2.6)$$

$$fmm(\pi - p \cdot \theta) = fmm(p \cdot \theta) \quad (2.7)$$

On en déduit que la série de FOURIER ne contient que des harmoniques impairs en cosinus, c'est-à-dire :

$$fmm(\theta) = \sum_n fmm_n \cdot \cos(n \cdot p \cdot \theta) \text{ , avec } fmm_n \text{ : coefficient de l'harmonique } n ;$$

θ : angle mécanique ;

$$n = 1, 3, 5... \quad (2.8)$$

Quand le rotor tourne à la vitesse synchrone, la force magnétomotrice peut s'écrire :

$$fmm(\theta, t) = \sum_n fmm_n \cdot \cos(n \cdot (p \cdot \theta - \omega_s \cdot t)) \text{ , avec } \omega_s = 2 \cdot \pi \cdot f \text{ : pulsation du réseau ;}$$

f : fréquence du réseau ;

$$n = 1, 3, 5... \quad (2.9)$$

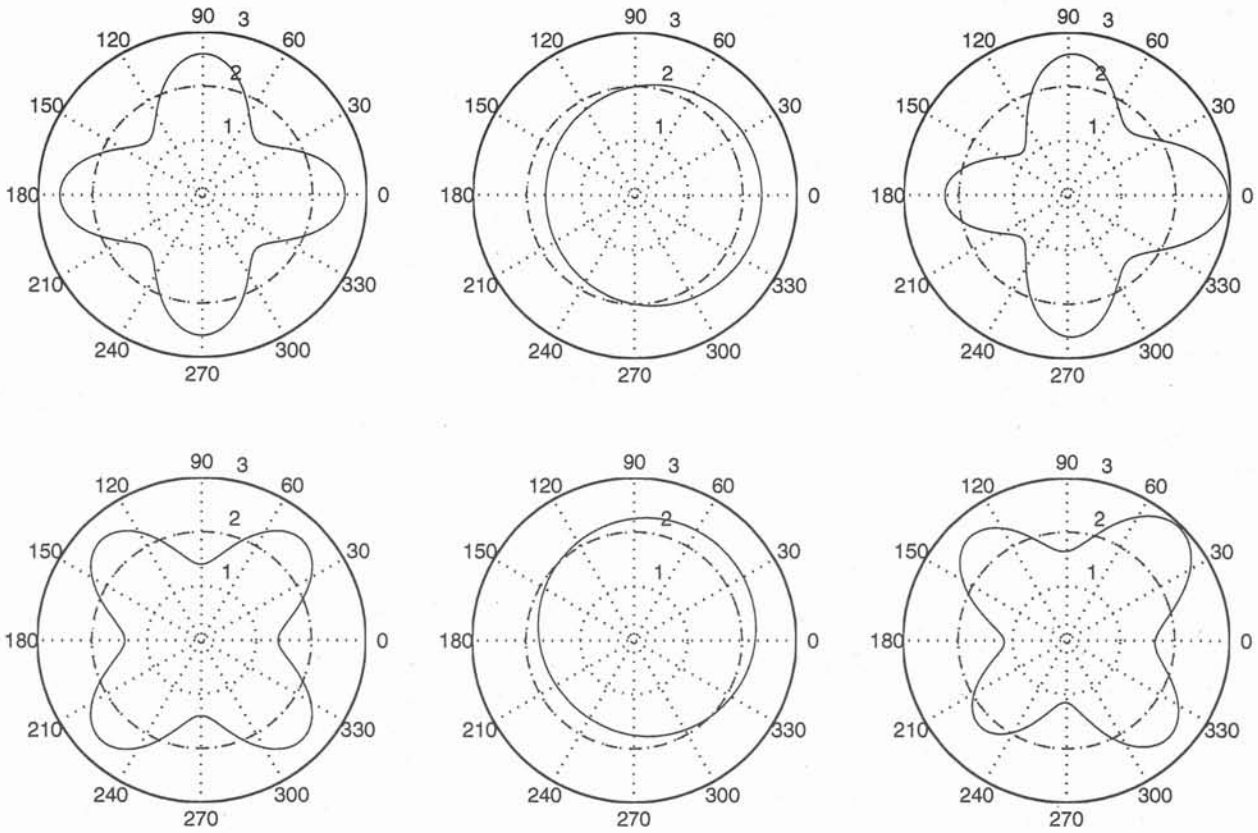


FIG. 2.24 – Représentation en coordonnées polaires du flux dans l'entrefer dans le cas d'un court-circuit de l'excitation. La première colonne représente une machine saine, la deuxième représente le défaut conformément à l'équation 2.11. Le flux de défaut apparaît dans la troisième colonne. La deuxième ligne représente le flux une demie période électrique après la première ligne.

L'induction dans l'entrefer est liée à la force magnétomotrice et elles ont toutes les deux la même période. Par conséquent, nous pouvons écrire la relation :

$$B(\theta, t) = \sum_n B_n \cdot \cos(n \cdot (p \cdot \theta - \omega_s \cdot t)) \quad (2.10)$$

Court-circuit de l'enroulement d'excitation. Lors d'un court-circuit de l'enroulement du rotor, tout se passe comme si nous superposions à la force magnétomotrice initiale une force magnétomotrice produite par une paire de pôles tournant à la vitesse de rotation du rotor. Sa représentation analytique est donc :

$$\lambda_{cc} \cdot \cos\left(\theta - \frac{\omega_s}{p} \cdot t\right), \quad \omega_s : \text{pulsation du réseau};$$

θ : représente une paire de pôles;

λ_{cc} : constante liée à l'amplitude du défaut. (2.11)

Si nous considérons que la force magnétomotrice initiale s'écrit :

$$fmm = fmm_0 \cdot \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t), \quad (2.12)$$

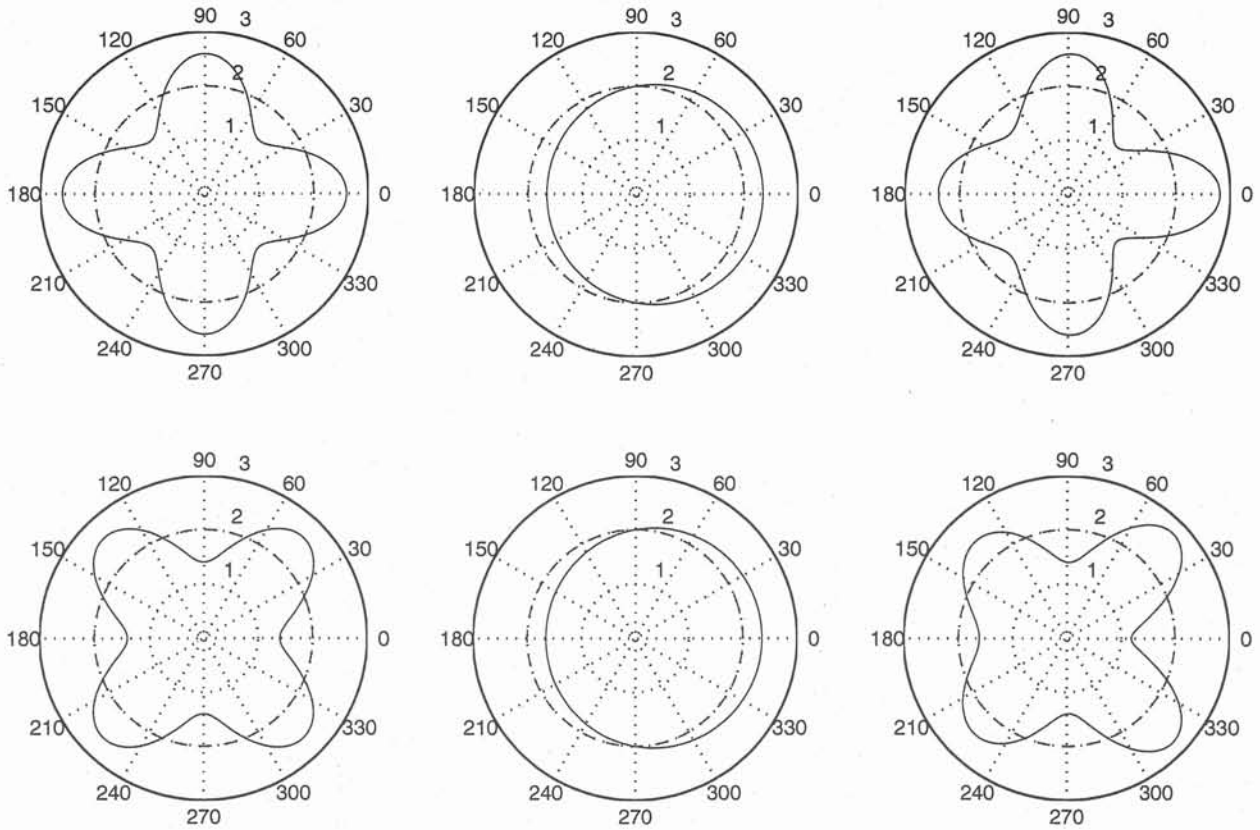


FIG. 2.25 – Représentation en coordonnées polaires du flux dans l'entrefer pour une excentricité statique. La première colonne représente une machine saine, la deuxième représente le défaut conformément à l'équation 2.15. Le flux de défaut apparaît dans la troisième colonne. La deuxième ligne représente le flux une demie période électrique après la première ligne.

alors la force magnétomotrice produite par le défaut est représentée par :

$$fmm_{cc} = fmm_0 \cdot \left\{ \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) + \lambda_{cc} \cdot \cos \left(\theta - \frac{\omega_s}{p} \cdot t \right) \right\} \quad (2.13)$$

Une représentation en coordonnées polaires du flux correspondant à cette équation pour une machine octopolaire ($p=4$) est donnée à la figure 2.24.

III-B.3 Harmoniques dus à la saturation

La saturation du fer annule la relation linéaire entre le flux et la force magnétomotrice et lie ces deux grandeurs suivant la courbe de saturation des matériaux magnétiques utilisés en électrotechnique. Par conséquent, même si la force magnétomotrice est sinusoïdale, le flux contiendra des harmoniques d'ordre impair.

III-B.4 Harmoniques dus à la variation d'entrefer

Excentricité statique. Dans ce cas, le rotor n'est pas centré dans le stator. Une façon de représenter ce défaut consiste à utiliser les coordonnées polaires : un cercle de rayon 1 centré sur l'origine du repère s'exprime par la fonction ρ :

$$\rho(\theta) = 1 \quad (2.14)$$

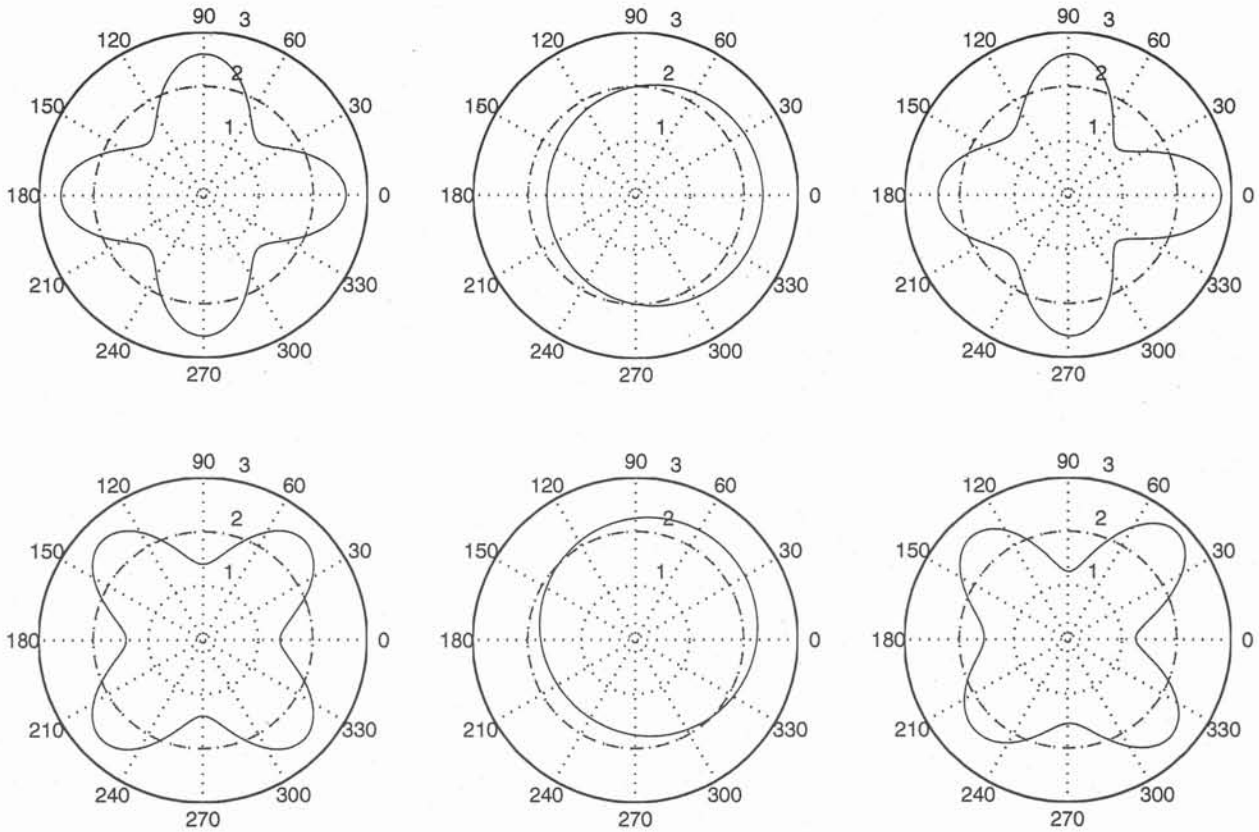


FIG. 2.26 – Représentation en coordonnées polaires du flux dans l'entrefer pour une excentricité dynamique. La première colonne représente une machine saine, la deuxième représente le défaut conformément à l'équation 2.17. Le flux de défaut apparaît dans la troisième colonne. La deuxième ligne représente le flux une demi période électrique après la première ligne.

D'autre part, un cercle de rayon 1 décalé de λ_{es} par rapport à l'origine est représenté par la fonction ρ_{es} :

$$\rho_{es}(\theta) = 1 + \lambda_{es} \cdot \sin(\theta) \quad (2.15)$$

Par conséquent, l'induction dans l'entrefer B_{es} sera modulée par cette fonction indépendante du temps et peut s'écrire, [24] :

$$B_{es} = B_0 \cdot \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \cdot (1 + \lambda_{es} \cdot \sin \theta) \quad (2.16)$$

Cette équation montre qu'une excentricité statique n'ajoute pas d'harmoniques tournants au flux dans l'entrefer, mais en modifie la répartition dans l'espace. Là où l'entrefer est le plus faible, l'induction magnétique est la plus grande. Une représentation en coordonnées polaire du flux magnétique associé à cette induction est donnée à la figure 2.25.

Excentricité dynamique. Comme pour l'excentricité statique, le rotor n'est pas centré dans le stator. Nous pouvons donc utiliser le même type de fonction de modulation, sauf que cette fois-ci, la fonction dépend du temps. La vitesse de rotation de l'entrefer minimal — ou maximal — est la vitesse de rotation du rotor, c'est-à-dire la pulsation ω_s/p . Le terme de

modulation s'écrit :

$$1 + \lambda_{ed} \cdot \sin \left(\theta - \frac{\omega_s}{p} \cdot t \right) \quad (2.17)$$

Et l'induction dans l'entrefer B_{ed} peut donc s'écrire, [24] :

$$B_{ed} = B_0 \cdot \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \cdot \left[1 + \lambda_{ed} \cdot \sin \left(\theta - \frac{\omega_s}{p} \cdot t \right) \right] \quad (2.18)$$

Nous allons transformer cette relation pour établir les harmoniques de l'induction B_{ed} :

$$\begin{aligned} B_{ed} = & B_0 \cdot \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) + B_0 \cdot \frac{\lambda_{ed}}{2} \cdot \sin \left(\frac{p+1}{p} \cdot (p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \right) \\ & - B_0 \cdot \frac{\lambda_{ed}}{2} \cdot \sin \left(\frac{p-1}{p} \cdot (p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \right) \end{aligned} \quad (2.19)$$

De cette relation, nous pouvons déduire :

- la période du terme $\cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t)$ est la période électrique ;
- la période de $\sin \left(\frac{p+1}{p} \cdot (p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \right)$ est $(p+1)$ fois la période de rotation, car $\frac{\omega_s}{p}$ est la vitesse de rotation ;
- la période de $\sin \left(\frac{p-1}{p} \cdot (p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \right)$ est $(p-1)$ fois la période de rotation.

Cela veut dire que les harmoniques $(p+1)$ et $(p-1)$ de la fréquence de rotation s'ajoutent au flux normal lors d'une excentricité dynamique. Des représentations de ce flux sont données à la figure 2.26.

III-C Courants dans les voies d'enroulement

Dans la plupart des alternateurs, l'induit est constitué de plusieurs voies d'enroulement en parallèle. La figure 2.27 montre une disposition possible de voies d'enroulement : c'est celle des 1300 MW. Dans cette figure, les bobines 1, 2, 3 et 4 représentent une même phase. La tension de chaque voie d'enroulement est fonction du flux qui traverse les spires. Pour une machine saine, toutes les voies d'enroulement d'une même phase voient le même flux. Ainsi, elles ont toutes la même force électromotrice induite donc aucun courant ne circule de l'une à l'autre.

Lorsqu'un défaut se produit, par exemple une excentricité, la voie d'enroulement placée dans la zone où l'entrefer est le plus faible verra un flux plus grand que celle placée dans la zone où l'entrefer est le plus grand. Ainsi, les forces électromotrices des voies d'enroulement d'une même phase seront différentes et engendreront des courants qui circuleront à l'intérieur de la machine entre les voies d'enroulement.

Les calculs analytiques de l'annexe B montrent qu'une excentricité statique entraîne une circulation de courants à la fréquence du réseau, que l'on décèle en mesurant les différences des courants entre voies d'enroulement.

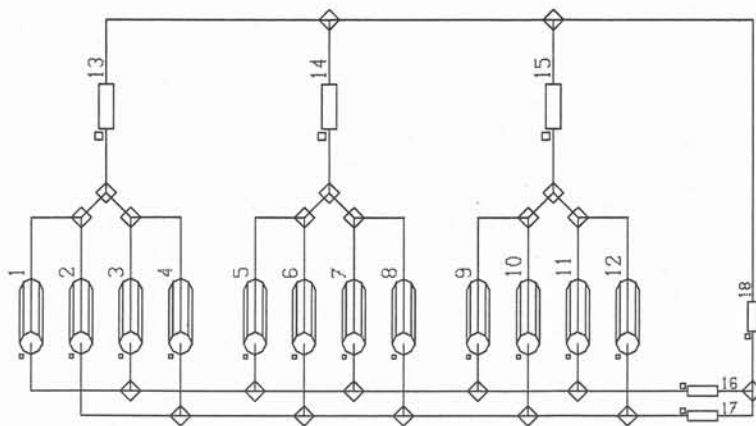


FIG. 2.27 – Circuit électrique d'un alternateur à plusieurs voies d'enroulement par phase et à plusieurs neutres

III-D Tensions de neutres

Dans les turboalternateurs du palier 1300 MW, le câblage présente la particularité de posséder deux neutres différents. La figure 2.27 montre le câblage de ces deux neutres : l'un est le point commun des bobines 1, 3, 5, 7, 9 et 11 ; l'autre est composé par la liaison des bobines 2, 4, 6, 8, 10 et 12.

Quand la machine est saine, les deux neutres sont au potentiel de la masse et il n'existe pas de différence de potentiel dans les résistances 16 et 17 de la figure 2.27. Mais lorsqu'un défaut survient, chacun des neutres peut avoir un potentiel variable et une tension apparaît entre ces deux neutres.

IV Conclusion

L'étude théorique que nous avons présentée dans ce chapitre montre comment utiliser certaines grandeurs électriques comme outils de diagnostic de l'état d'une machine. La première partie montre que la tension d'arbre est une grandeur révélatrice de l'état général d'une machine, parce qu'elle est dépendante d'un grand nombre de phénomènes physiques. C'est une grandeur très sensible à l'état magnétique du stator et, dans le cas où la machine est correctement construite du point de vue magnétique, les signaux mesurables apportent de précieux renseignements sur l'éventuelle présence d'excentricités ou de courts-circuits.

D'autres grandeurs sont aussi très intéressantes pour le diagnostic d'une machine. Ce sont le flux dans l'entrefer et les courants dans les voies d'enroulement, qui contribuent à apporter des informations précises sur l'état de la machine. Ces grandeurs sont toutefois sensibles au type de machine étudié. Ainsi, **il convient de choisir soigneusement les grandeurs à analyser en fonction des machines à surveiller.** En effet, les turboalternateurs ont un entrefer plus large dont le flux sera plus difficile à analyser.

Après avoir vu par la théorie comment des phénomènes physiques modifient la tension d'arbre, les courants des voies d'enroulement, le flux dans l'entrefer et la tension des neutres, il faut appliquer ces principes aux grands turboalternateurs. Pour cela, nous les avons modélisé à l'aide d'un logiciel de calcul par éléments finis et nous pouvons ainsi déterminer les signatures des principaux défauts, tels que les courts-circuits de l'enroulement d'excitation, et les excentricités statiques et dynamiques. Ces résultats sont exposés dans le prochain chapitre.

Chapitre 3

Simulations

Chapitre 3

Simulations

I Introduction

Dans les chapitres précédents, nous avons exposé l'influence des défauts sur certaines grandeurs électriques de la machine. Dans la suite de ce chapitre, nous allons montrer que les principaux défauts qui se développent conduisent à une signature caractéristique.

À cet effet, nous avons réalisé des simulations à l'aide d'un logiciel de calcul électromagnétique en deux dimensions, FLUX2D, logiciel développé au Laboratoire d'Électrotechnique de Grenoble. Dans un premier temps, les résultats des simulations sur les turboalternateurs de 1 300 MW vont être présentés.

Pour valider le lien entre la simulation et la réalité, nous avons réalisé une maquette qui peut fonctionner avec des défauts tels que des courts-circuits et des excentricités. Des simulations ont été faites avec les caractéristiques de cette maquette et seront présentées dans un deuxième temps.

II Simulation des alternateurs 1 300 MW

II-A Choix et hypothèses de simulation

II-A.1 Simulation en deux dimensions

L'étude physique réalisée dans le deuxième chapitre a montré que les causes des tensions d'arbres sont très nombreuses. Il serait naturellement intéressant de simuler l'ensemble de l'installation pour attribuer à chaque phénomène ses propres effets. Cependant, les moyens informatiques actuels ne permettent pas une telle modélisation.

Pour notre étude, nous devons pouvoir mettre en évidence des excentricités ou des courts-circuits rotoriques. Nous avons vu que les effets de tels défauts provoquent des tensions entre les deux extrémités de l'arbre. Comme notre étude porte sur des alternateurs ayant une grande longueur par rapport à leur diamètre, l'hypothèse de simulation en deux dimensions donnera *a priori* de bon résultats. Par conséquent, seule la longueur du circuit magnétique sera prise en compte, en excluant les paliers, car ces éléments ont une contribution très limitée dans la tension d'arbre recherchée. La validation de cette hypothèse sera vérifiée lors de la comparaison entre les simulations et les mesures de la maquette.

II-A.2 Analyse spectrale

Dans le chapitre 2, nous avons vu que les défauts que l'on cherche à déceler créent des harmoniques de la fréquence de rotation de la machine sur la tension de l'arbre et les autres grandeurs électriques de la machine. Notre analyse consistera donc en une décomposition en série de Fourier de ces grandeurs électriques. Dans la pratique, il est intéressant de considérer les fréquences de la tension d'arbre entre 25 Hz (fréquence de rotation des turboalternateurs) et 1,4 kHz, ce qui représente un spectre de 56 raies. Cette limite supérieure a été choisie lors de l'analyse des signaux mesurés sur sites, parce que les signaux ne comportaient pas de composante significative à une fréquence supérieure à 1,4 kHz. En effet, les mesures montrent que les amplitudes des harmoniques à 9 900 Hz ou 10 725 Hz générés dans le courant par les excitatrices à diodes inversées sont suffisamment faibles pour être négligés. Dans la pratique, l'analyse spectrale est réalisée grâce au logiciel MATLAB.

II-A.3 Hypothèses générales et circuit électrique

Le circuit magnétique des turboalternateurs n'est pas très saturé globalement. Avec le logiciel FLUX2D, nous pouvons modéliser les matériaux magnétiques saturables isotropes dont la courbe de saturation pour le stator est donnée à la figure 3.1. L'acier du rotor a la caractéristique de la figure 3.2.

Dans les turboalternateurs, des barres jouant le rôle d'amortisseurs sont présentes au rotor. Ces amortisseurs ont un rôle important lors des régimes transitoires mais pas lors du fonctionnement en régime permanent équilibré. Comme notre étude porte sur le régime permanent, nous n'avons pas représenté les amortisseurs.

Un autre point qui doit être correctement pris en compte dans la modélisation de défauts est la position des encoches de l'enroulement d'excitation. Dans les simulations effectuées, la représentation du rotor est tout à fait conforme aux plans. La représentation de la géométrie modélisée est donnée à la figure 3.3.

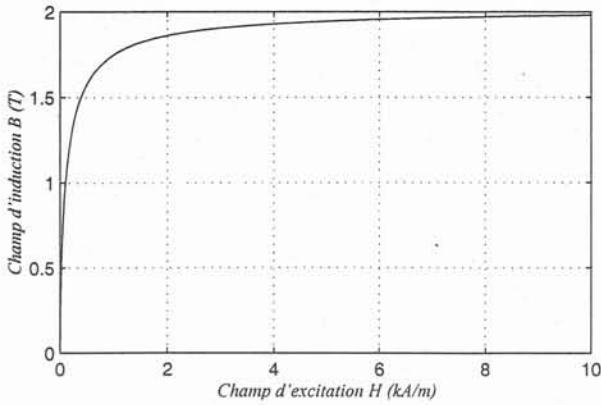


FIG. 3.1 – Courbe de saturation magnétique des tôles du stator

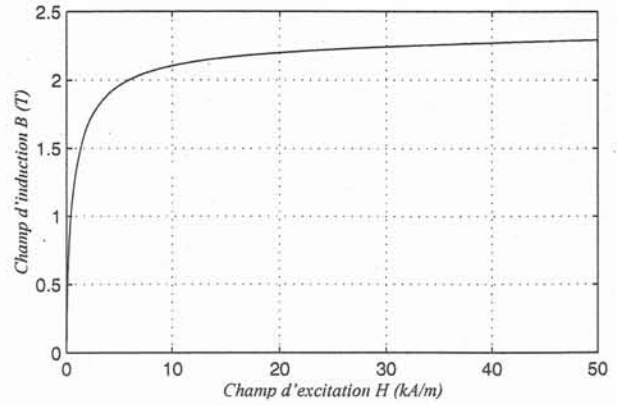


FIG. 3.2 – Courbe de saturation magnétique de l'acier du rotor

La modélisation faite dans cette étude reprend aussi de manière précise la disposition des enroulements d'induit de la machine. En effet, surtout en ce qui concerne les courants dans les voies d'enroulement, il est important de bien se conformer aux connexions réelles. La représentation du circuit est donnée à la figure 3.4. Le circuit comporte des caractéristiques qui ont une grande influence sur les grandeurs électriques analysées dans cette étude. Ainsi, le circuit des neutres des turboalternateurs de 1 300 MW est modélisé par des résistances de 1 k Ω , notées 70 et 71 à la figure 3.4.

Dans l'installation réelle, des instruments de mesures sont reliés à chaque phase. De ces connexions, des courants de fuite circulent vers la masse. Cette impédance de fuite est représentée par une résistance de 100 k Ω , notée 73 dans la figure 3.4.

Le réseau électrique est simplement composé de trois résistances de 100 k Ω , notées 67, 68 et 69 à la figure 3.4. Ce réseau permet de simuler des fonctionnements à vide et en charge de la machine. Comme la simulation exacte du comportement du réseau ne peut pas être prise en compte de façon rigoureuse — la simulation d'un réseau nécessite à elle seule une étude complète —, nous avons choisi d'étudier le comportement de la machine lorsqu'elle est déconnectée du réseau. Des simulations ont montré que la valeur des résistances du réseau n'avait pratiquement pas d'influence sur les grandeurs utiles au diagnostic, ce qui justifie en première approche l'étude à vide. La validité de cette hypothèse se trouve d'autre part confirmée par la comparaison des mesures réalisées sur des alternateurs fonctionnant à la puissance nominale et connectés au réseau, et des mesures réalisées lors de la détermination de la caractéristique à vide d'un alternateur EDF.

Cette hypothèse écarte aussi l'étude de l'impact de la régulation à quatre boucles de la puissance d'une tranche. Nous verrons dans l'analyse des mesures sur site que cette hypothèse n'est pas rhéiditoire puisque les fréquences apparaissant dans le courant d'excitation sont facilement attribuables à cette régulation. La source de tension est donc représentée par une source de tension parfaite notée 74 dans la figure 3.4.

Pour simuler la tension entre les deux extrémités de l'arbre, le rotor a été considéré comme une bobine d'une spire de très faible résistance (bobine n° 35 de la figure 3.4). La carcasse a été considérée comme une bobine d'une spire de très faible résistance (bobine n° 36 de la figure 3.4). Les deux bobines de l'arbre et de la carcasse ont été mises en série, ce qui représente le contact électrique entre l'arbre et la carcasse des alternateurs côté turbine. Une résistance de 100 k Ω (résistance 72 de la figure 3.4) modélise le film d'huile de l'autre palier. La résistance

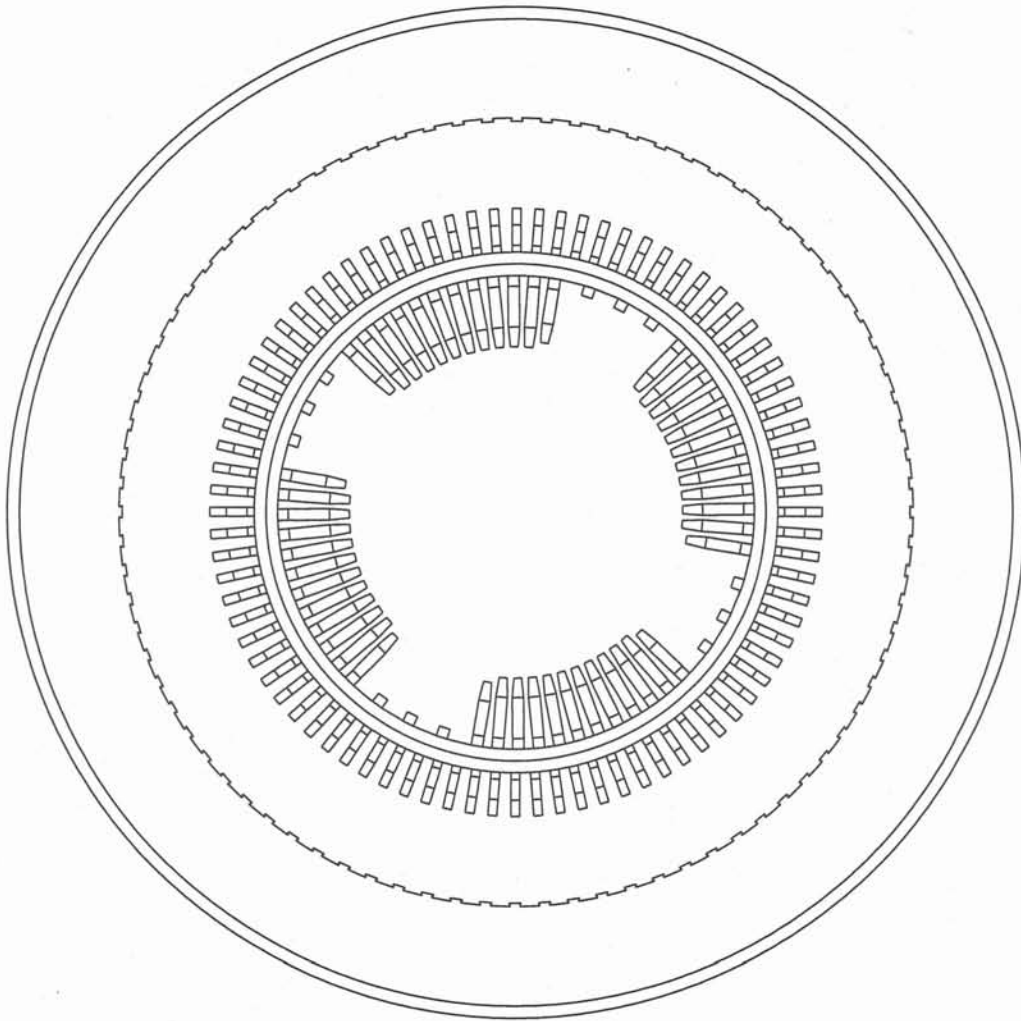


FIG. 3.3 – Géométrie des turboalternateurs de 1300 MW

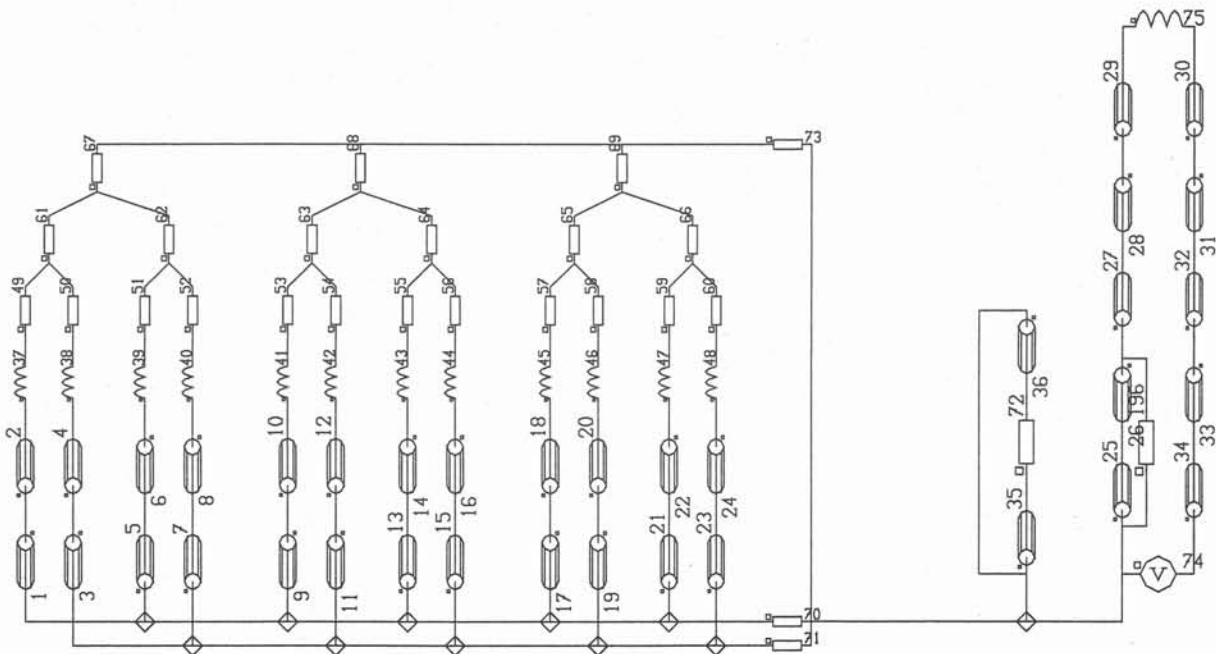


FIG. 3.4 – Circuit électrique des turboalternateurs de 1300 MW

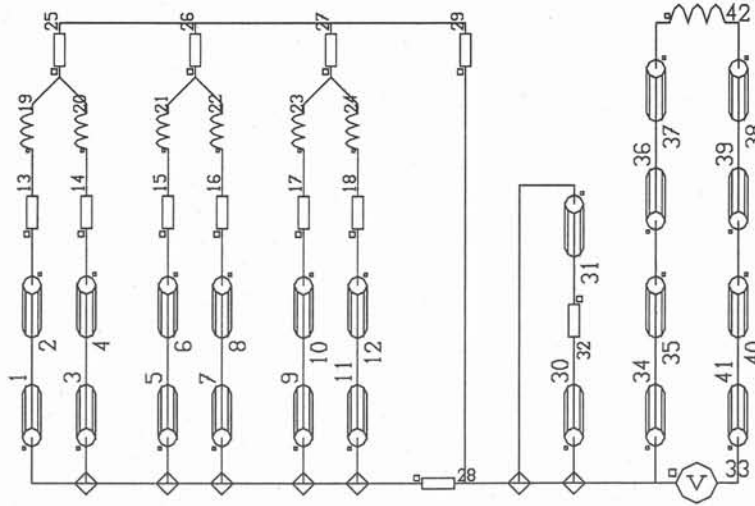


FIG. 3.5 – Circuit électrique des turboalternateurs de 900 MW

72 et les bobines 35 et 36 représentent le circuit des courants d'arbre. La tension d'arbre analysée est la tension de la résistance 72.

Le circuit électrique des alternateurs de 900 MW est différent de celui des 1 300 MW. Il est composé de deux voies d'enroulement par phase au lieu de quatre et ne possède qu'un seul neutre, relié à la masse par l'intermédiaire d'une résistance. Le circuit est présenté à la figure 3.5.

II-A.4 Procédure de simulation

L'analyse harmonique des grandeurs électriques de la machine nécessite de connaître l'évolution dans le temps de ces grandeurs. La période de rotation de la machine est la période des signaux que nous allons analyser. Comme nous ne connaissons pas, *a priori*, les symétries de notre signal et que nous ne voulons pas écarter involontairement des phénomènes cachés, nous avons choisi d'étudier le signal sur une période entière.

D'autre part, la représentation d'une excentricité ne permet pas d'extrapoler les calculs à partir d'une fraction de géométrie. Par conséquent, l'étude sur une période entière d'un signal nécessite que l'on connaisse l'évolution de ce signal sur toute cette période. Pour cela, il est nécessaire de faire une simulation en pas à pas dans le temps, en changeant à chaque fois la position du rotor et en tenant compte de la vitesse d'évolution du problème. Le logiciel FLUX2D permet ce type de résolution grâce à la commande magnétique évolutif.

Enfin, la description détaillée de la procédure de simulation est traitée dans l'annexe C.

II-B Résultats

II-B.1 Introduction

Dans cette partie, des résultats de simulation sont présentés dans des figures contenant :
 – le signal temporel sur une révolution de l'arbre en régime permanent, soit 40 ms dans

- le cas des turboalternateurs ;
- une décomposition en série de Fourier de ce signal temporel.

La décomposition en série de Fourier peut se faire puisque le signal est périodique à la fréquence de rotation de l'arbre. Cette décomposition, faite à l'aide du logiciel MATLAB, est présentée sous forme de diagramme en barres. La première fréquence correspond au fondamental, c'est-à-dire à la fréquence de rotation de la machine, soit 25 Hz et tous les harmoniques de ce fondamental sont représentés jusqu'à la fréquence de 1 400 Hz. L'amplitude d'une barre correspond à la valeur maximale — soit $\sqrt{2}$ fois la valeur efficace — de la fréquence associée dans le signal. Par exemple, la figure 3.13 de la page 66 représente la tension entre phases de la machine. Sur cette figure, le signal temporel est essentiellement composé d'une raie de 16,54 kV d'amplitude à 50 Hz, et représente une tension sinusoïdale qui varie de +17 kV à -17 kV.

Dans cette partie, les fonctionnements suivants sont simulés :

- machine saine à vide ;
- court-circuit de 6 spires autour d'une dent du rotor, c'est-à-dire 15 % des spires d'un pôle de l'excitation à vide ;
- excentricité statique de 16 mm — soit 17 % de l'entrefer — à vide ;
- excentricité dynamique de 16 mm à vide.

Les grandeurs analysées sont :

- la tension d'arbre ;
- les courants entre les voies d'enroulement ;
- la tension entre neutres ;
- la tension entre phases ;
- le courant d'excitation.

Les simulations présentées dans cette partie concernent des alternateurs à vide. Pratiquement, ils sont connectés à un réseau de trois résistances de 100 k Ω reliés en étoile, notées 67, 68 et 69 sur la figure 3.4.

II-B.2 Tension de l'arbre

La tension de l'arbre est une grandeur fondamentale puisqu'elle reflète l'état magnétique de la machine et qu'elle est sensible aux défauts. Dans le cas des turboalternateurs, c'est aussi la grandeur qui est la plus facilement accessible. Toutefois, la procédure de mesure impose quelques précautions et en particulier, il est nécessaire de s'assurer du bon contact des balais. De plus, les tensions observées sont parfois importantes et risquent de masquer les signaux propres aux défauts.

Comme nous n'avons pas modélisé les secteurs et l'anisotropie des tôles, la tension d'arbre des modélisations ne comportera pas de signaux relatif à cette construction particulière du stator. Dans les modélisations, la tension de l'arbre de la machine saine est donc nulle, ce qui n'est probablement pas vrai dans la réalité.

La figure 3.6 montre la tension de l'arbre obtenue lorsque la machine fonctionne avec un court-circuit des spires autour d'une dent du rotor. Cette tension d'arbre est composée de toutes les fréquences multiples de 25 Hz jusqu'à 150 Hz, d'une composante à 200 Hz et d'une composante principale à 300 Hz. Des simulations réalisées avec des courts-circuits plus importants montrent que l'amplitude des harmoniques est liée à la sévérité du défaut.

Lorsque la machine fonctionne avec une excentricité dynamique, la tension de l'arbre est presque composée des mêmes fréquences que dans le cas d'un court-circuit de l'excitation comme le montre la figure 3.8. La seule différence est la fréquence de 300 Hz, présente dans le cas d'un court-circuit, mais pas lors d'une excentricité dynamique. Les amplitudes sont différentes, mais comme elles sont liées à l'amplitude du défaut, elles ne permettent pas, seules, de différencier les deux défauts. Puisque les signatures des deux défauts sont très proches, il est nécessaire de compléter le diagnostic par d'autres systèmes de mesure : dans ce cas, c'est relativement facile, puisque des capteurs mécaniques seront beaucoup plus sensibles à une excentricité dynamique — un balourd mécanique —, qu'à un court-circuit d'un enroulement d'excitation.

Dans le cas où la machine fonctionne avec une excentricité statique, la signature du défaut sur la tension d'arbre est différente, comme le montre la figure 3.7. La décomposition en série de Fourier montre que les composantes essentielles sont le 50 Hz et le 100 Hz.

Le tableau 3.1 fait apparaître sous forme de synthèse les résultats concernant la tension d'arbre.

Fréquence	Machine saine	Court-circuit des spires entourant une dent du rotor	excentricité statique de 16 mm	excentricité dynamique de 16 mm
25 Hz	—	1,1 V	—	3,2 V
50 Hz	—	1,9 V	3,1 V	3,3 V
75 Hz	—	0,9 V	—	4,2 V
100 Hz	—	2,4 V	2,2 V	3,9 V
125 Hz	—	1,6 V	—	5,0 V
150 Hz	—	1,3 V	0,8 V	4,8 V
200 Hz	—	1,7 V	0,7 V	3,1 V
250 Hz	—	—	0,8 V	—
300 Hz	—	3,3 V	—	1,2 V

TAB. 3.1 – Tension d'arbre simulée pour les 1 300 MW

La tension d'arbre constitue donc un outil de diagnostic que nous pourrions utiliser parce que les défauts ont des signatures caractéristiques et que les amplitudes sont mesurables, ce que nous verrons dans le chapitre suivant. En particulier, il est possible d'isoler une excentricité statique. Cependant, comme l'outil distingue difficilement un court-circuit de l'enroulement d'excitation et une excentricité dynamique, il est nécessaire, pour plus de sûreté, de confirmer ce diagnostic par l'analyse d'autres signaux.

II-B.3 Courant entre voies d'enroulement

Les enroulements des alternateurs présentent plusieurs voies d'enroulement pour chaque phase ; le constructeur suppose que les courants seront les mêmes dans chacune d'elles. Cette hypothèse est effectivement vérifiée dans le cas où la machine est saine, mais lorsqu'un défaut apparaît, les forces électromotrices induites dans chaque voie d'enroulement sont différentes au sein d'une même phase. Ces différences induisent des courants de circulation entre les voies d'enroulement.

Sur les turboalternateurs que nous avons modélisés, le système de neutre est dédoublé, ce qui fait que les courants circulent entre les voies d'enroulement reliées à un même neutre.

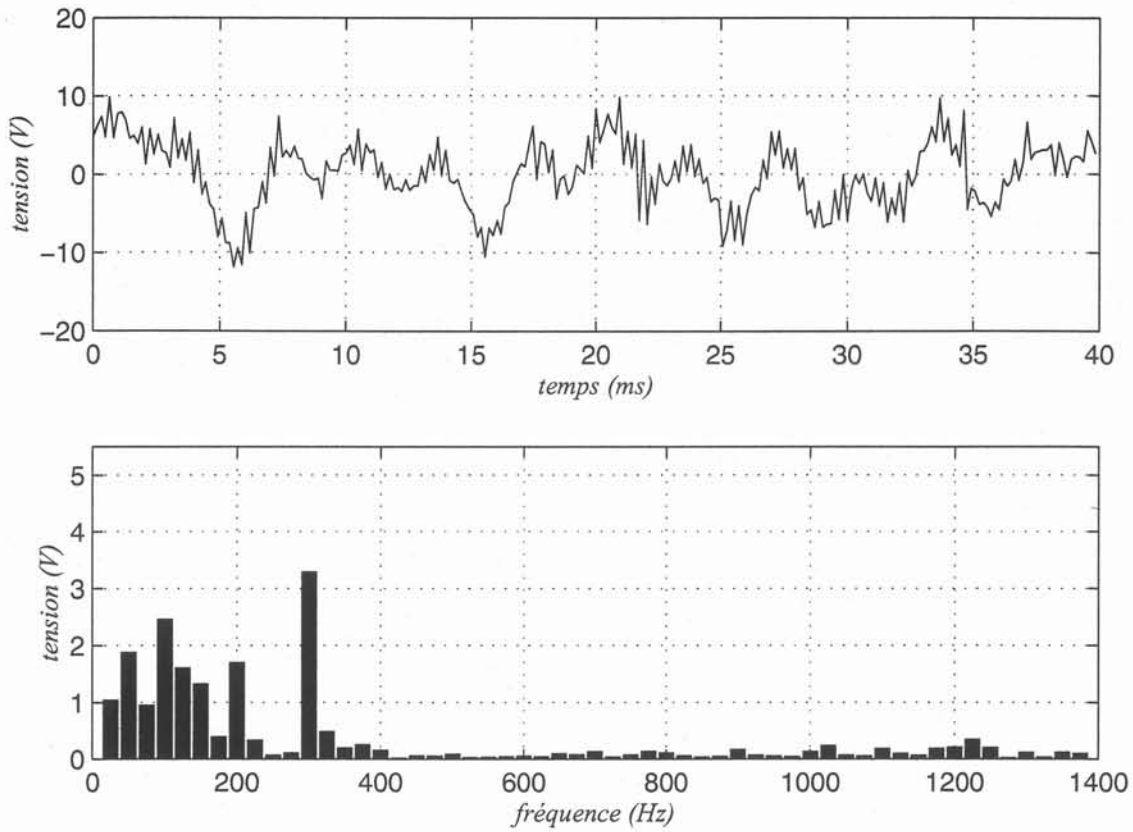


FIG. 3.6 – Tension d'arbre lors d'un court-circuit de l'excitation à vide

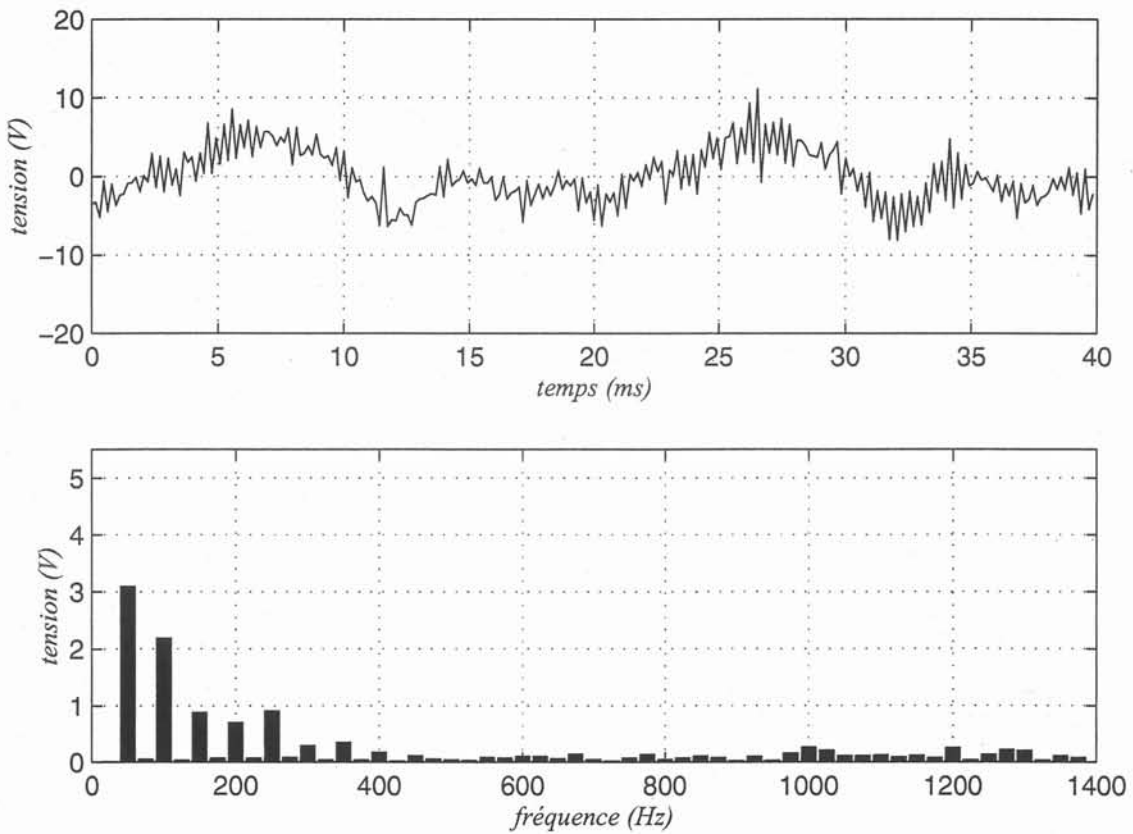


FIG. 3.7 – Tension d'arbre lors d'une excentricité statique de 16 mm à vide

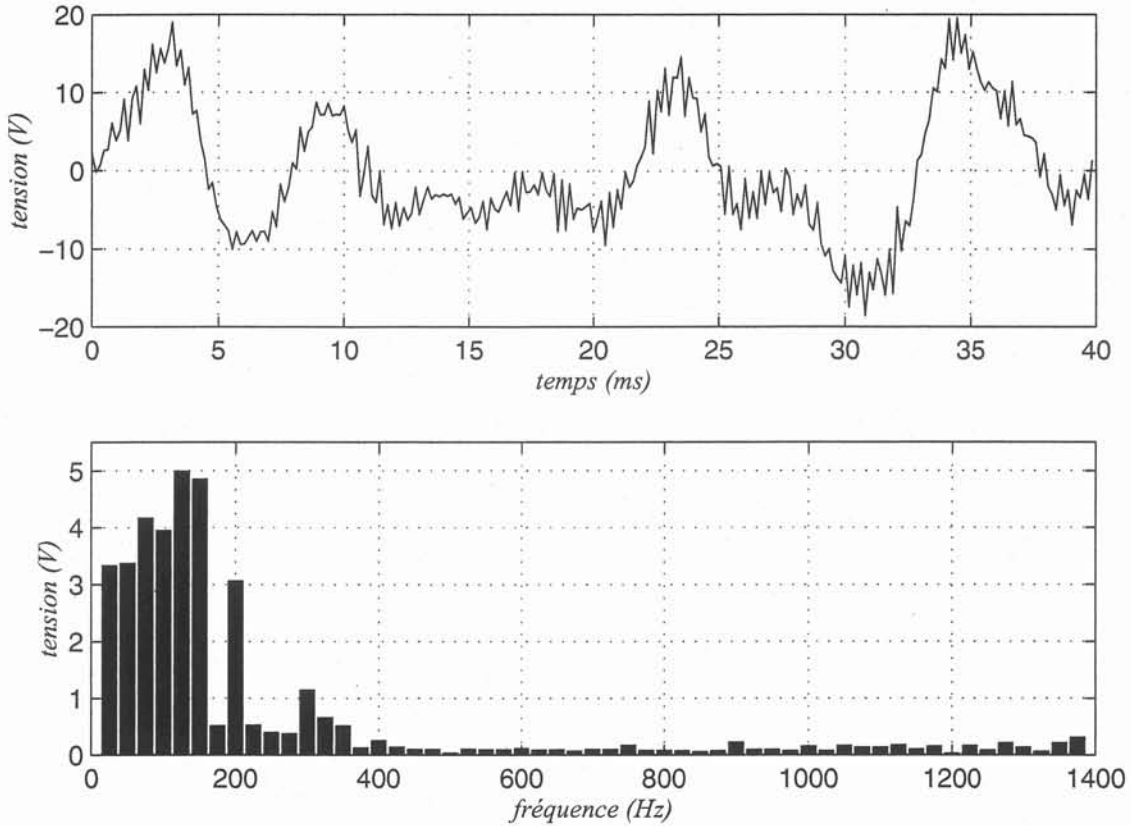


FIG. 3.8 – Tension d'arbre lors d'une excentricité dynamique à vide

Courant entre voies d'enroulement	Principales composantes
Machine saine à vide	amplitude nulle
court-circuit des spires entourant une dent du rotor	550 A à 25 Hz 250 A à 75 Hz 350 A à 100 Hz
excentricité statique de 16 mm	1 400 A à 50 Hz (9 % du courant nominal)
excentricité dynamique de 16 mm	700 A à 25 Hz 650 A à 75 Hz

TAB. 3.2 – Courant simulé entre les voies d'enroulement pour les 1 300 MW

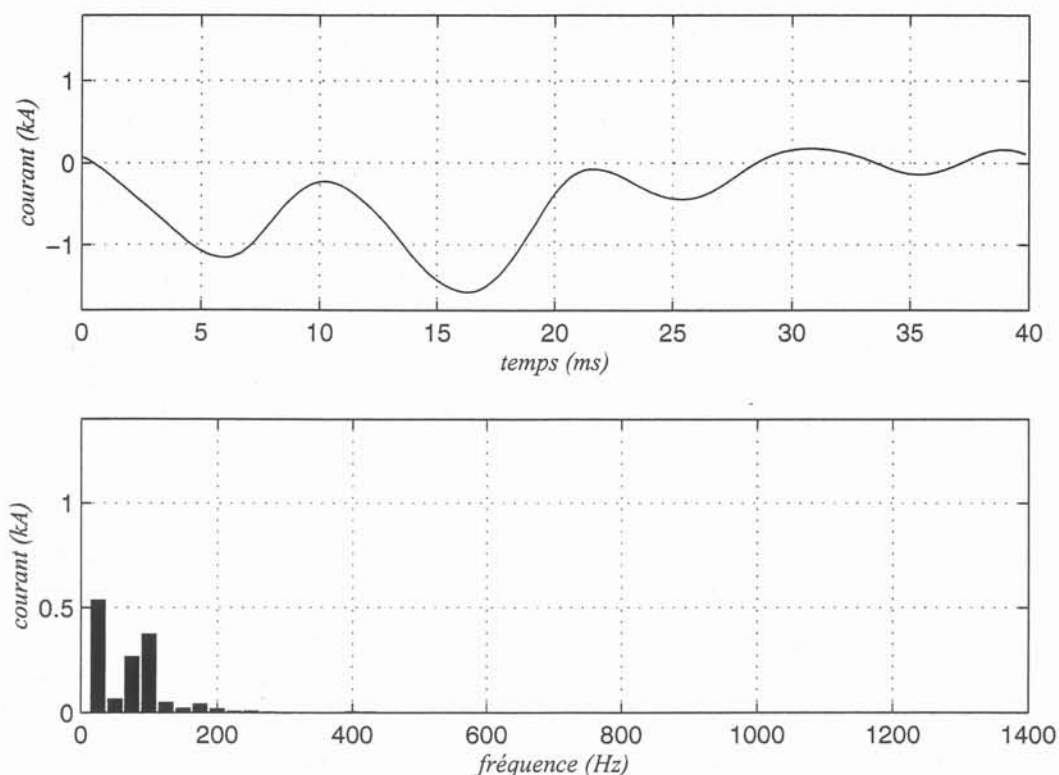


FIG. 3.9 – Courant entre les voies d'enroulement 1 et 3 de la phase U lors d'un court-circuit de l'excitation à vide

Dans cette partie, les courants analysés sont ceux qui circulent en boucle dans les bobines 1, 2, 5 et 6 de la figure 3.4. C'est la différence entre les courants des résistances 49 et 51 du circuit de la figure 3.4 qui est analysée.

Pour une machine saine, les simulations ont montré que de tels courants ne circulent pas, c'est-à-dire que le courant de la résistance 49 est strictement identique à celui de la résistance 51, quel que soit l'état de charge de la machine.

Lors d'un court-circuit des spires entourant une dent du rotor, le courant entre les voies d'enroulement comporte trois raies, à 25 Hz, 75 Hz et 100 Hz. Comme le montre la figure 3.9, l'amplitude est sensiblement la même et représente environ 5 % du courant nominal de chaque enroulement.

Lors d'une excentricité dynamique, le courant entre les voies d'enroulement est composé de deux raies aux fréquences de 25 Hz et 75 Hz, comme le montre la figure 3.11. Cette fois, la différence entre le court-circuit d'un enroulement d'excitation et une excentricité dynamique est plus flagrante : elle réside dans la seule présence d'une raie à 100 Hz dans le cas du court-circuit.

La figure 3.10 montre le courant entre les voies d'enroulement lorsque la machine a une excentricité statique. Cette fois, le signal est composé d'une raie à 50 Hz.

L'amplitude de ces courants est telle qu'une détection en charge est possible en plaçant des bobines de ROGOWSKI autour des deux conducteurs concernés de façon à mesurer la différence entre les courants. De plus, des simulations ont montré que ces courants sont indépendants de l'état de charge de la machine. Cette grandeur présente un intérêt particulier pour le diagnostic puisque les signaux sont de grande amplitude et que chaque défaut étudié a une

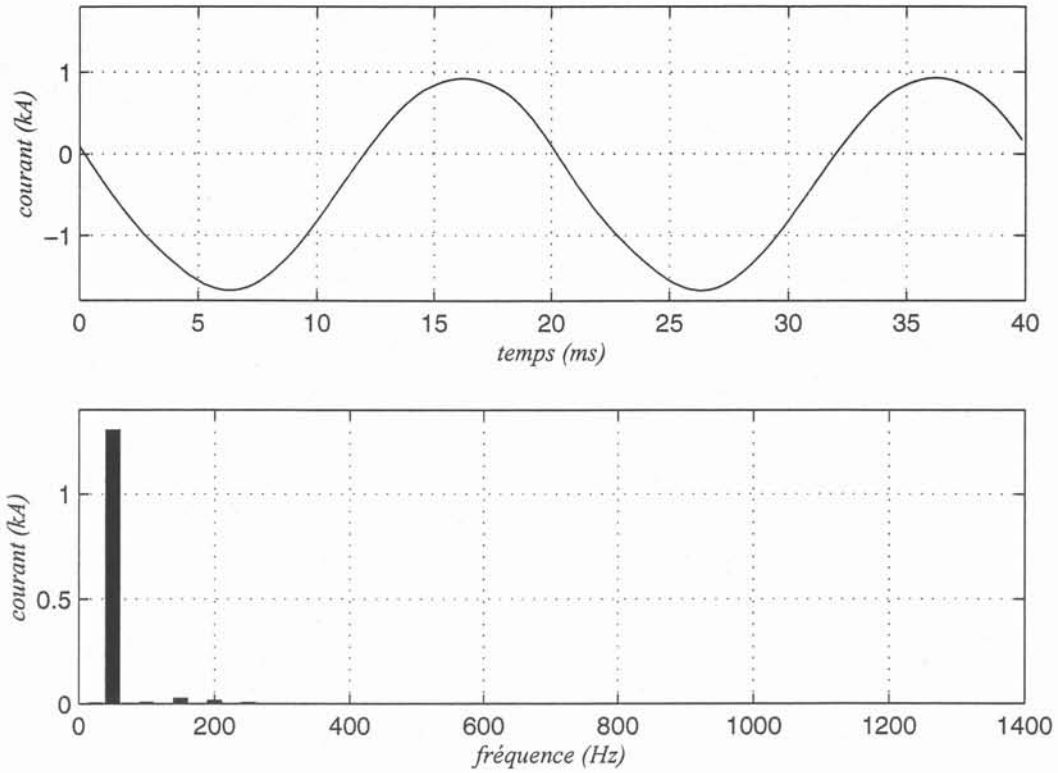


FIG. 3.10 – Courant entre les voies d’enroulement 1 et 3 de la phase U lors d’une excentricité statique de 16 mm (soit 17 % de l’entrefer) à vide

signature particulière. Le tableau 3.2 présente une synthèse de ces résultats.

II-B.4 Tension des neutres

La figure 3.4 montre les neutres des turboalternateurs de 1 300 MW. La moitié des enroulements de l’induit est reliée à la résistance 70 et l’autre moitié à la résistance 71. Ces connexions forment 2 neutres qui sont reliés à la masse par ces résistances de 1 kΩ dont nous étudions la différence de tension.

Les simulations ont montré que les tensions des résistances 70 et 71 sont les mêmes lorsque la machine est saine.

Tension entre les neutres	Principales composantes
Machine saine à vide	amplitude nulle
court-circuit des spires entourant une dent du rotor	360 V à 25 Hz 380 V à 75 Hz
excentricité statique de 16 mm	720 V à 50 Hz
excentricité dynamique de 16 mm	450 V à 25 Hz 1 070 V à 75 Hz

TAB. 3.3 – Tension simulée entre les neutres pour les 1 300 MW

La figure 3.12 présente la différence de tension entre les neutres lors d’une excentricité dynamique. La tension est élevée — 3 kV crête à crête —, mais le courant correspondant est

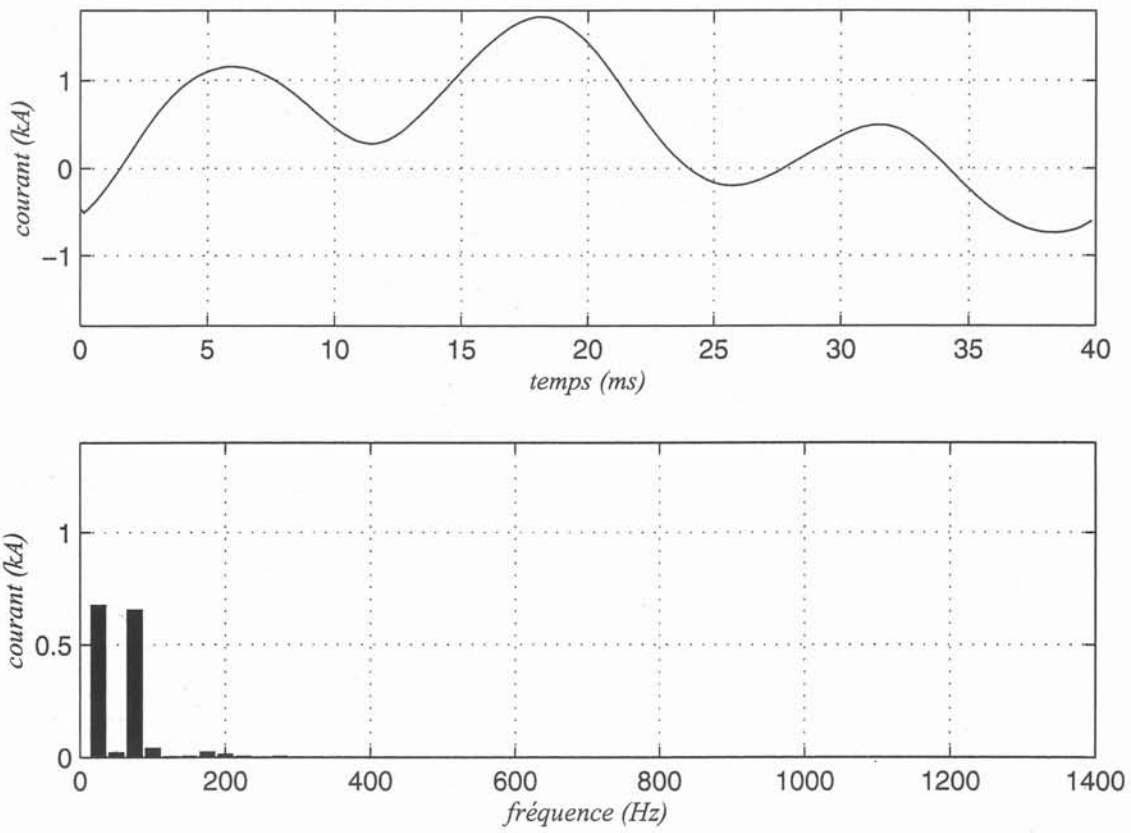


FIG. 3.11 – Courant entre les voies d'enroulement 1 et 3 de la phase U lors d'une excentricité dynamique à vide

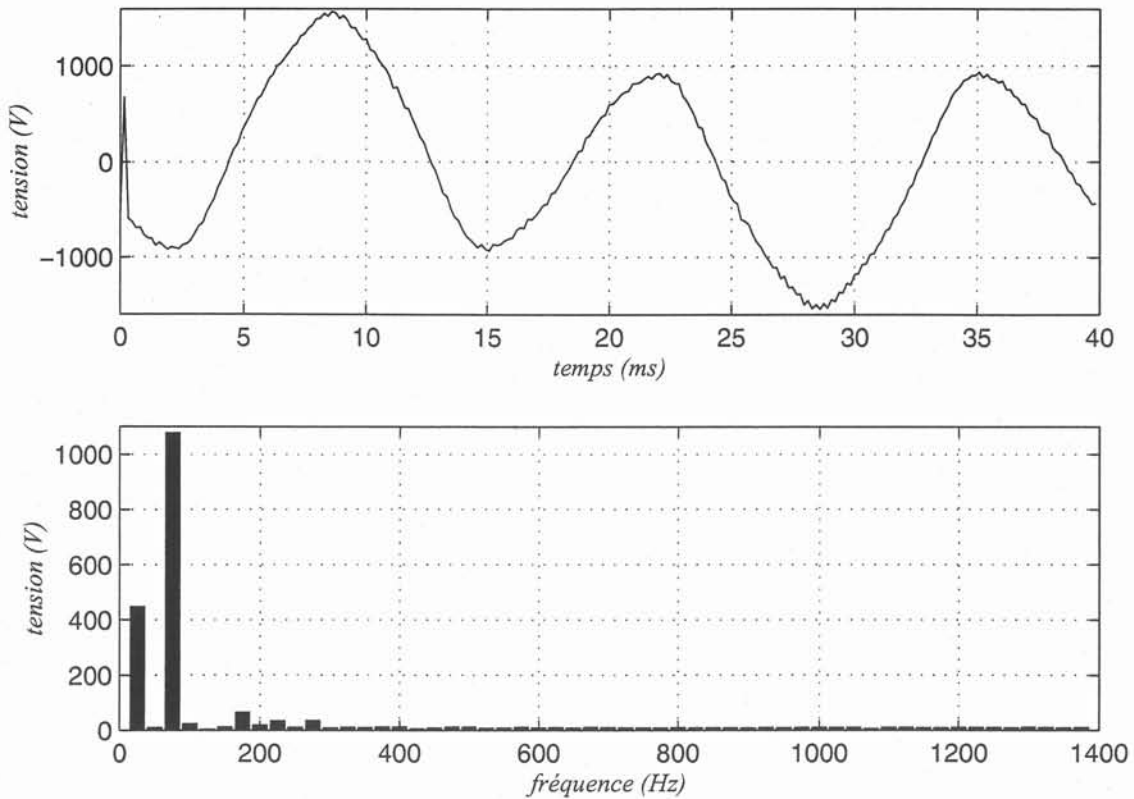


FIG. 3.12 – Tension entre les deux neutres lors d’une excentricité dynamique à vide

faible, puisque ce sont des résistances de 1 k Ω . Cette tension est composée d’une raie à 25 Hz et d’une raie à 75 Hz.

Le fonctionnement lors un court-circuit des spires autour d’une dent du rotor provoque une tension entre les neutres qui a le même contenu harmonique que l’excentricité dynamique, c’est-à-dire 25 Hz et 75 Hz.

Lors d’une excentricité statique, la tension entre les neutres est composée d’un signal à 50 Hz.

Le tableau 3.3 présente une synthèse des tensions entre les neutres obtenue par la simulation.

En conclusion, bien que cette grandeur soit facilement accessible sur les sites, tous les défauts n’ont pas une signature spécifique. Par conséquent, cette tension peut apporter une aide dans le cas d’un complément de diagnostic.

II-B.5 Tension entre phases

Nous avons vu que, lors de défauts, les forces électromotrices de chaque enroulement d’une même phase étaient légèrement différentes entre elles et que les courants résultants étaient de forte amplitude. Il est donc intéressant de savoir si ces courants sont visibles de l’extérieur de la machine, c’est-à-dire, si on en retrouve quelques traces dans les courants de chaque phase, et donc, dans la tension entre phases.

Lorsque la machine est saine, la tension entre phases est pratiquement sinusoïdale, et seul un harmonique 3 représentant 1,2 % du fondamental en amplitude est présent. Cette tension

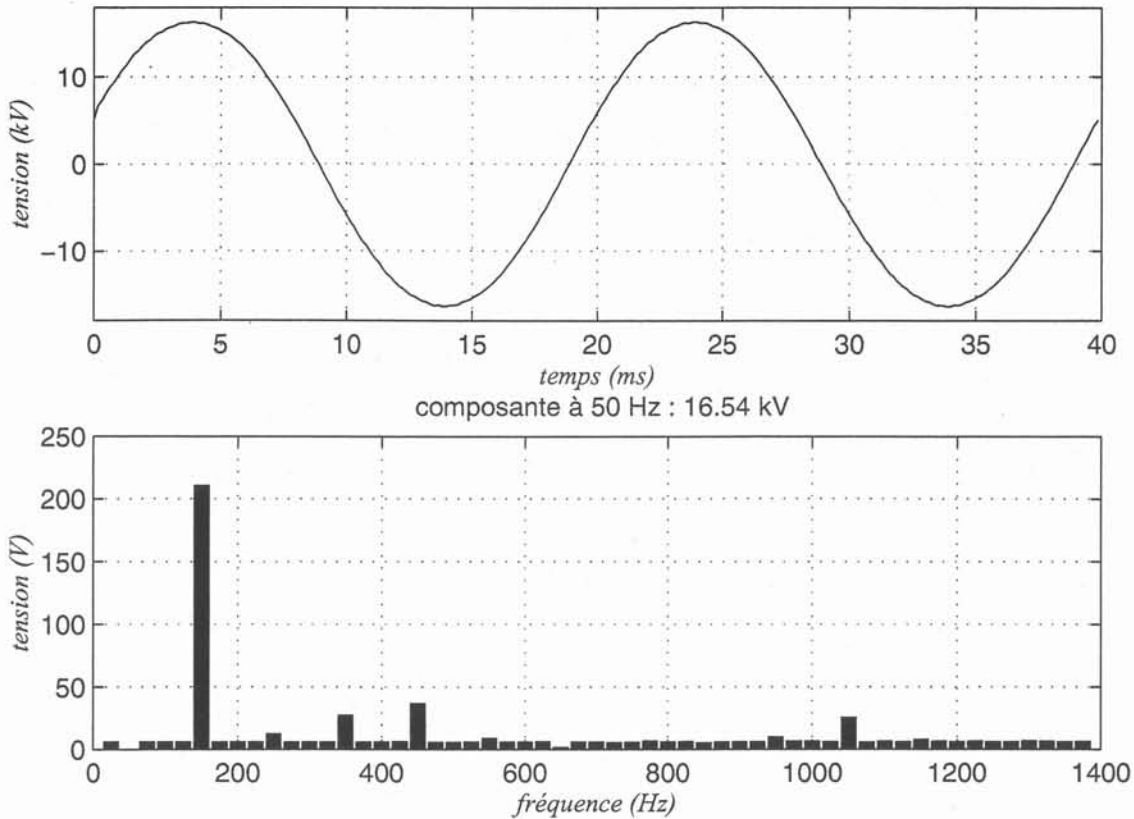


FIG. 3.13 – Tension entre les phases V et U d'un 1300 MW sain à vide

est représentée à la figure 3.13, et le fondamental à 50 Hz a été retiré du spectre pour que l'on puisse voir les harmoniques.

Les simulations ont montré que les défauts n'avaient pas d'incidence sur le spectre de la tension entre phases, même quand le réseau n'est constitué que de charges passives, ce qui montre que l'on ne peut pas faire de diagnostic avec cette grandeur.

II-B.6 Tension entre phase et neutre

L'étude de la tension entre phase et neutre peut constituer un autre moyen d'investigation. Cependant, les résultats montrent que ces tensions n'apportent pas plus d'information que l'étude de la tension entre phases et celle de la tension des neutres.

II-B.7 Courant d'excitation

Lors des simulations, nous avons aussi cherché à analyser le courant d'excitation. Cependant, il semble que nous ayons des difficultés à atteindre le régime permanent, et les harmoniques présents dans le courant d'excitation ne sont pas ceux observés lors des mesures.

II-B.8 Synthèse

Les simulations ont montré que l'analyse des grandeurs électriques de l'alternateur peut apporter une aide au diagnostic. Le tableau 3.4 présente une synthèse des résultats.

	Tension d'arbre	Courant entre voies d'enroulement	Tension entre neutres
Machine saine à vide	—	—	—
court-circuit des spires entourant une dent du rotor	1,1 V à 25 Hz 1,9 V à 50 Hz 0,9 V à 75 Hz 2,4 V à 100 Hz 1,6 V à 125 Hz 1,3 V à 150 Hz 1,7 V à 200 Hz 3,3 V à 300 Hz	550 A à 25 Hz 250 A à 75 Hz 350 A à 100 Hz	360 V à 25 Hz 380 V à 75 Hz
excentricité statique de 16 mm	3,1 V à 50 Hz 2,2 V à 100 Hz 0,8 V à 150 Hz 0,7 V à 200 Hz 0,8 V à 250 Hz	1 400 A à 50 Hz	720 V à 50 Hz
excentricité dynamique de 16 mm	3,2 V à 25 Hz 3,3 V à 50 Hz 4,2 V à 75 Hz 3,9 V à 100 Hz 5,0 V à 125 Hz 4,8 V à 150 Hz 3,1 V à 200 Hz 1,2 V à 300 Hz	700 A à 25 Hz 650 A à 75 Hz	450 V à 25 Hz 1 070 V à 75 Hz

TAB. 3.4 – Synthèse des mesures de la maquette

II-B.9 Conclusion

Les simulations de défauts tels que les courts-circuits de l'enroulement d'excitation et les excentricités de différentes natures ont montré que les grandeurs telles que la tension de l'arbre, la tension entre les neutres et les courants entre les voies d'enroulement peuvent être efficacement utilisées pour faire un diagnostic.

D'autre part, les simulations avec une charge résistive ont aussi été faites. Les résultats montrent que les signatures des défauts ne dépendent pratiquement pas de la charge — les rangs des harmoniques demeurent insensibles, même si leurs amplitudes varient légèrement —, ce qui est très intéressant pour une utilisation à des fins de diagnostic.

Cependant, certaines grandeurs, comme la tension entre phases, semblent insensibles aux défauts. Par conséquent, de telles grandeurs ne peuvent pas être utilisées comme outils de diagnostic.

Pour valider les hypothèses de simulation et les résultats obtenus sur les turboalternateurs, une maquette a été construite. L'objectif est de comparer les simulations et les mesures dans un certain nombre de fonctionnements en défaut. La partie suivante montre les simulations qui ont été réalisées à partir de cette maquette.

III Simulations de la maquette

Nous venons de voir les résultats de simulation des 1 300 MW. Pour appliquer ces résultats à la surveillance des grands turboalternateurs, il faut réaliser une validation de la méthode de simulation.

À cet effet, nous avons choisi de réaliser une maquette qui peut fonctionner avec quelques défauts intéressants pour notre étude. La validation de la méthode s'obtient alors en comparant les résultats de la simulation et les mesures. Voyons maintenant les résultats des simulations de la maquette.

III-A Choix et hypothèses de simulation

Dans cette partie, seuls les éléments nécessaires à une simulation par élément finis de la maquette sont détaillés. Une description complète de la maquette et de ses caractéristiques de construction sera donnée au chapitre 4.

III-A.1 Deux dimensions et analyse spectrale

Afin d'obtenir des résultats de simulation comparables, nous avons choisi d'utiliser les mêmes principes de simulation pour la maquette et pour les turboalternateurs. Ces hypothèses sont rappelées dans cette partie.

Pour la maquette, la puissance mécanique est fournie par un moteur à courant continu via un système d'accouplement isolant et la vitesse est réglée par un variateur électronique. Par conséquent, puissance et vitesse sont considérées comme constantes.

Comme pour les 1 300 MW, l'alternateur est modélisé en deux dimensions et sur la longueur du circuit magnétique.

Lors des mesures réalisées sur les turboalternateurs, nous avons constaté que certaines mesures de courant avec les bobines de ROGOWSKI pouvaient être perturbées par un signal à 50 Hz. Pour éviter de tels désagréments dans l'analyse des mesures de la maquette, une fréquence électrique différente du 50 Hz a été choisie, celle de 40 Hz. Les simulations ont donc été réalisées avec cette vitesse de 1 200 t/mn. L'analyse harmonique est toujours de même nature, et couvre un spectre allant de 20 Hz à 1 kHz, soit 50 raies.

III-A.2 Géométrie et matériaux

De la même façon que pour les 1 300 MW, les matériaux magnétiques sont modélisés avec une courbe de saturation et considérés comme isotropes. Les caractéristiques des tôles et de l'acier du rotor sont présentées aux figures 3.14 et 3.15 où les points correspondent aux valeurs expérimentales fournies par les constructeurs.

La maquette n'a pas de circuit amortisseur au rotor.

La réalisation du stator de la maquette n'a pas nécessité la division des tôles, compte-tenu des dimensions réduites. Ceci nous permet donc de modéliser les tôles d'un seul bloc sans faire d'hypothèses réductrices.

Le rotor de la maquette n'est pas réalisé d'une seule pièce massive comme les turboalternateurs: en effet, pour des raisons de construction, il est composé d'un arbre et d'une pièce

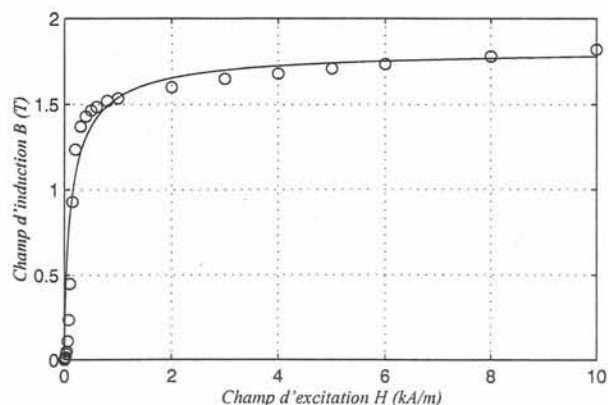


FIG. 3.14 – Courbe de saturation magnétique des tôles du stator de la maquette

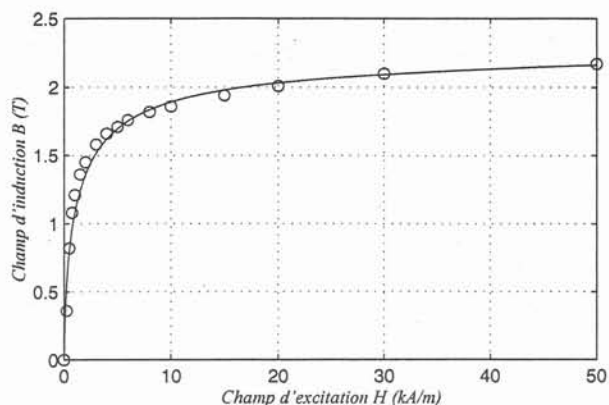


FIG. 3.15 – Courbe de saturation magnétique de l'acier du rotor de la maquette

cylindrique creuse de la longueur du circuit magnétique et montée à chaud sur l'arbre. Par conséquent, un entrefer de 0,3 mm existe entre les deux pièces sur la partie centrale de l'arbre et le contact entre les deux pièces est assuré à chaque extrémité du rotor. Cet entrefer a été modélisé par une région linéique.

Comme dans la partie précédente, la position des encoches de l'induit et du rotor est correctement modélisée. Les encoches faites sur l'extérieur des tôles pour faire passer les tirants de fixation des tôles sont aussi modélisées, et elles sont au nombre de huit. La figure 3.16 montre la géométrie d'une section droite de la maquette.

III-A.3 Circuit électrique

Le circuit électrique de la maquette est celui représenté à la figure 3.17. Il comporte quatre voies d'enroulement comme dans les turboalternateurs.

Le courant d'excitation est fourni par un redresseur à thyristors séparé de la maquette. Le fonctionnement d'une telle alimentation produit des harmoniques à 50 Hz — la fréquence électrique du réseau d'alimentation — et à 300 Hz. Comme nous travaillons à 40 Hz, ces fréquences sont facilement attribuables à cette alimentation lors de l'analyse des mesures. Il n'est donc pas nécessaire de simuler son fonctionnement. La source de tension du circuit d'excitation est donc considérée comme constante.

Pour simuler la tension d'arbre, la technique utilisée dans les simulations des turboalternateurs a été reprise : l'arbre et le rotor sont représentés par une bobine d'une spire de faible résistance (bobine 42 de la figure 3.17). La carcasse est représentée par une bobine d'une seule spire de faible résistance (bobine 44 de la figure 3.17). Ensuite, l'arbre et la carcasse sont mis en série avec une résistance de 100 kΩ (composant 46 de la figure 3.17), qui représente la tension aux bornes de la couche de verre-epoxy qui isole les roulements de la carcasse. La tension de l'arbre analysée est celle de la résistance 46.

Les résistances 59, 60 et 62 de la figure 3.17 représentent les neutres de la maquette.

III-A.4 Résolution numérique

La résolution avec le logiciel FLUX2D est effectuée suivant la procédure explicitée dans l'annexe C. Puisque le nombre d'encoches de la maquette est plus faible que celui des tur-

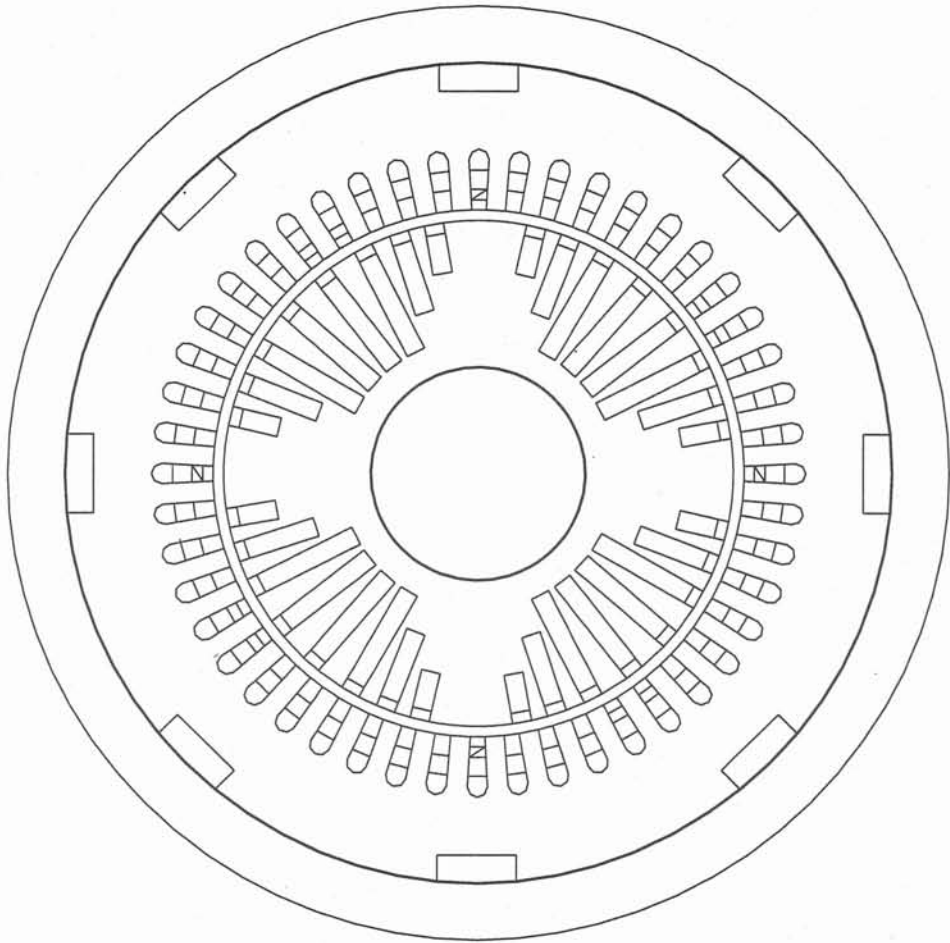


FIG. 3.16 – Géométrie de la maquette

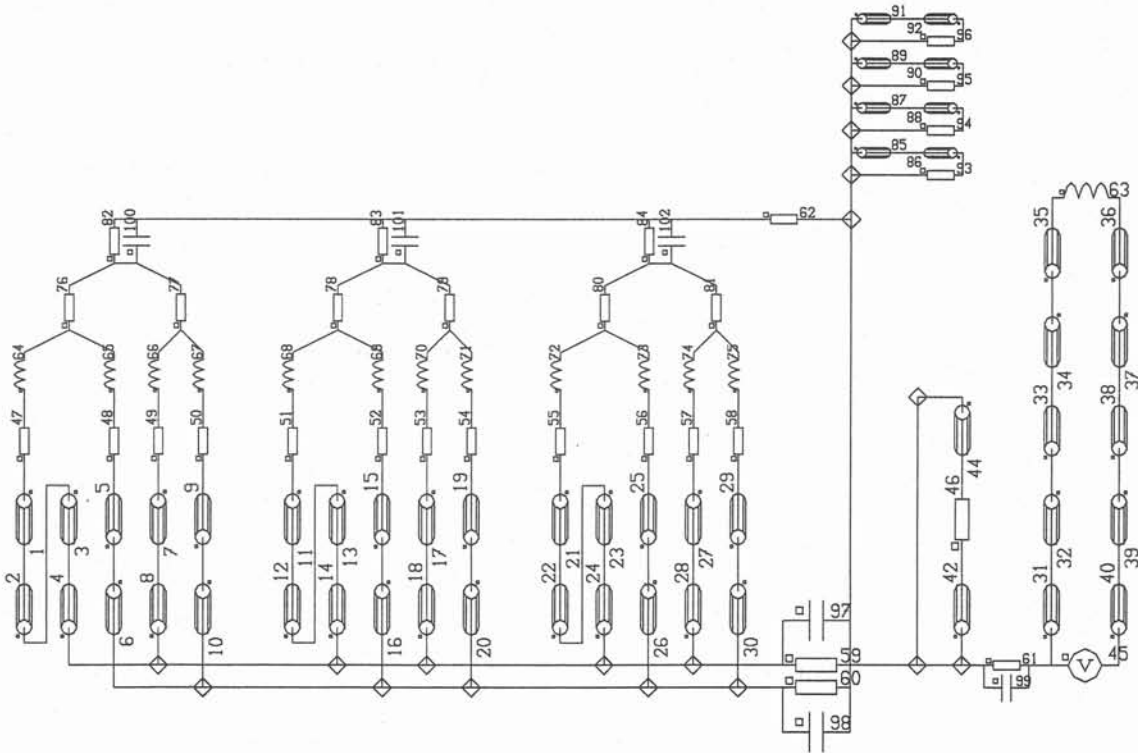


FIG. 3.17 – Circuit électrique de la maquette

boalternateurs, nous pouvons simuler cinq pas de calcul par encoche, ce qui fait $5 \cdot 48 = 240$ pas de calcul. Dans les deux cas, le nombre de pas de simulation est similaire, ce qui permet de faire des analyses fréquentielles comparables.

III-A.5 Spires de mesure de flux

Pour étudier le flux magnétique de l'entrefer, nous avons fait installer des enroulements de mesure de flux. Ils sont au nombre de huit, divisés en deux familles. Quatre enroulements sont disposés autour d'une dent du stator. Ils sont constitués de dix spires autour de la dent et leurs extrémités sont placées dans la boîte à bornes de la maquette. Les quatre autres enroulements sont composés de cinq spires qui entourent douze dents de l'induit, ce qui représente un pôle. Leurs extrémités sont aussi sorties dans la boîte à bornes. La moitié des enroulements est modélisée par les bobines 85 à 92 de la figure 3.17. Chaque bobine représente le passage dans un sens de cinq spires et chaque enroulement est représenté par deux bobines en série avec une résistance. Cette résistance est de $100 \text{ k}\Omega$ dans le cas d'un fonctionnement normal. Pour simuler un court-circuit des tôles de l'induit, il est possible de faire passer un courant dans les spires de mesure de flux autour d'une dent du stator. Ce type de fonctionnement est réalisable sur la maquette. Le courant doit être inférieur à 10 A , et pour la simulation, il suffit de remplacer la résistance de $100 \text{ k}\Omega$ par une résistance de $1,2 \text{ k}\Omega$.

III-B Résultats

III-B.1 Introduction

Pour plus de facilité de lecture, la présentation des résultats est identique à celle de la partie précédente : pour chaque grandeur analysée, on utilise la même échelle, et la représentation temporelle est faite sur un tour de l'arbre, c'est-à-dire 50 ms puisque nous avons effectué les essais à $1\,200 \text{ t/min}$. La décomposition en série de Fourier va de 20 Hz à 980 Hz avec une raie tous les 20 Hz .

Des simulations ont été faites dans les configurations de fonctionnement suivantes :

- machine saine, c'est-à-dire sans défaut ;
- court-circuit des conducteurs entourant une dent du rotor, c'est-à-dire 11% de l'enroulement d'un pôle ;
- court-circuit d'un pôle rotorique ;
- court-circuit résistif d'une spire de mesure de flux autour d'une dent du stator ;
- excentricité statique de 2 mm , c'est-à-dire la moitié de l'entrefer ;

À chaque fois, nous avons fait des simulations lorsque la machine était à vide et lorsque la machine débitait sur une charge résistive.

Dans tous les cas, les grandeurs suivantes ont été analysées :

- la tension d'arbre ;
- la différence de courant entre deux voies d'enroulement reliées au même neutre ;
- la tension entre les deux neutres de la machine ;
- la tension entre phases ;
- comme nous avons la possibilité, nous avons étudié une grandeur supplémentaire : la tension aux bornes de la résistance reliant les neutres de la machine au neutre du réseau.

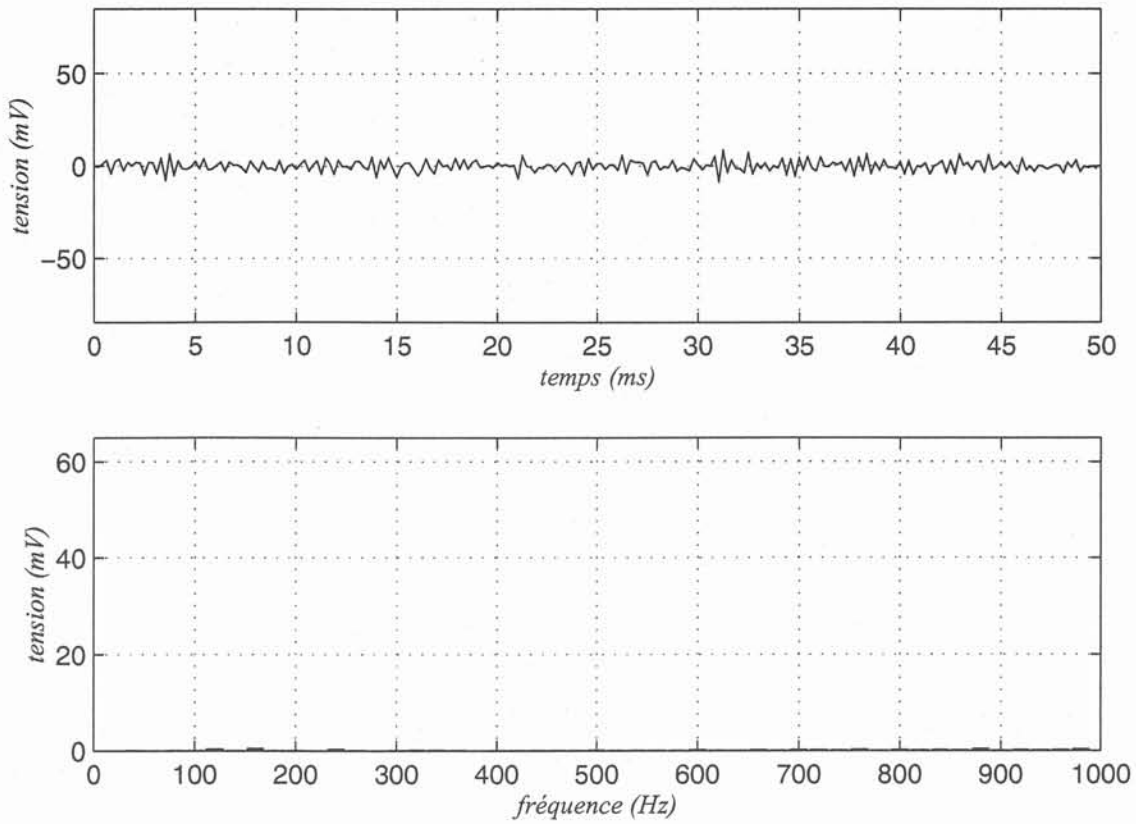


FIG. 3.18 – Tension de l'arbre pour une machine saine en charge

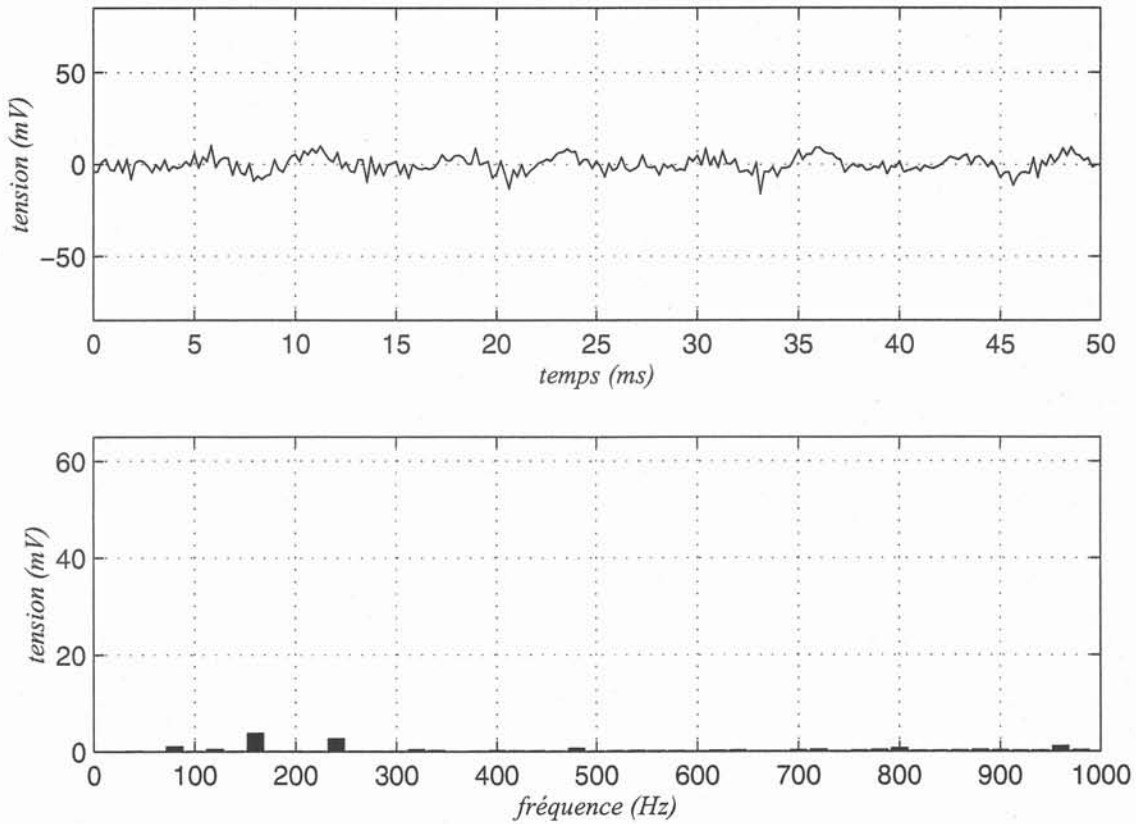


FIG. 3.19 – Tension d'arbre; court-circuit des spires autour d'une dent du rotor

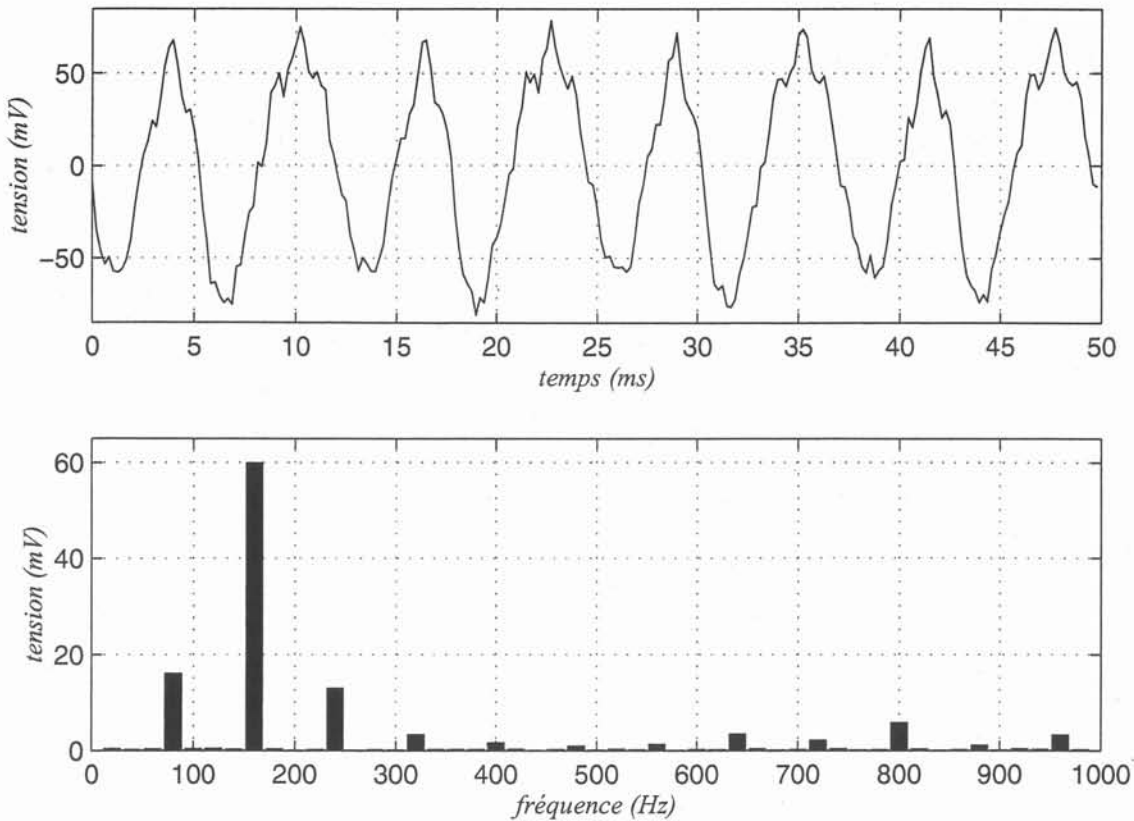


FIG. 3.20 – Tension de l'arbre lors d'un court-circuit d'un pôle de l'excitation en charge

La totalité des résultats n'est pas présentée dans ce rapport : seuls sont présentés les résultats essentiels qui apportent des renseignements sur l'état de la machine.

III-B.2 Tension d'arbre

La figure 3.18 montre la tension d'arbre lorsque la machine est saine. Avec les hypothèses que nous avons faites, la machine sans défauts a une tension d'arbre nulle.

La figure 3.19 montre qu'un court-circuit des spires d'une encoche de l'enroulement d'excitation a une signature visible sur la tension d'arbre. En effet, la décomposition en séries de Fourier présente une raie de 3,8 mV à 160 Hz et une raie de 2,6 mV à 240 Hz.

Le court-circuit d'un pôle de l'enroulement d'excitation — ainsi que d'autres défauts tels que les excentricités dynamiques — est un défaut qui est détecté par d'autres moyens de surveillance de la machine tels que les capteurs mécaniques de vibration. Néanmoins, la tension d'arbre apporte une confirmation du diagnostic, comme le montre la figure 3.20. Dans ce cas, une raie prépondérante de 60 mV à 160 Hz est présente, associée à une raie de 17 mV à 80 Hz et à une raie de 12 mV à 240 Hz. Cette signature ressemble à une amplification de la signature obtenue dans le cas d'un court-circuit d'une encoche de l'excitation.

L'excentricité statique produit une tension d'arbre de grande amplitude, et avec une décomposition en série de Fourier très différente de celle d'un court-circuit d'un enroulement d'excitation. La figure 3.21 montre cette tension d'arbre et la raie prépondérante de 32 mV à 920 Hz, accompagnée d'une raie de 9 mV à 760 Hz, d'une raie de 8 mV à 120 Hz, et de quelques autres.

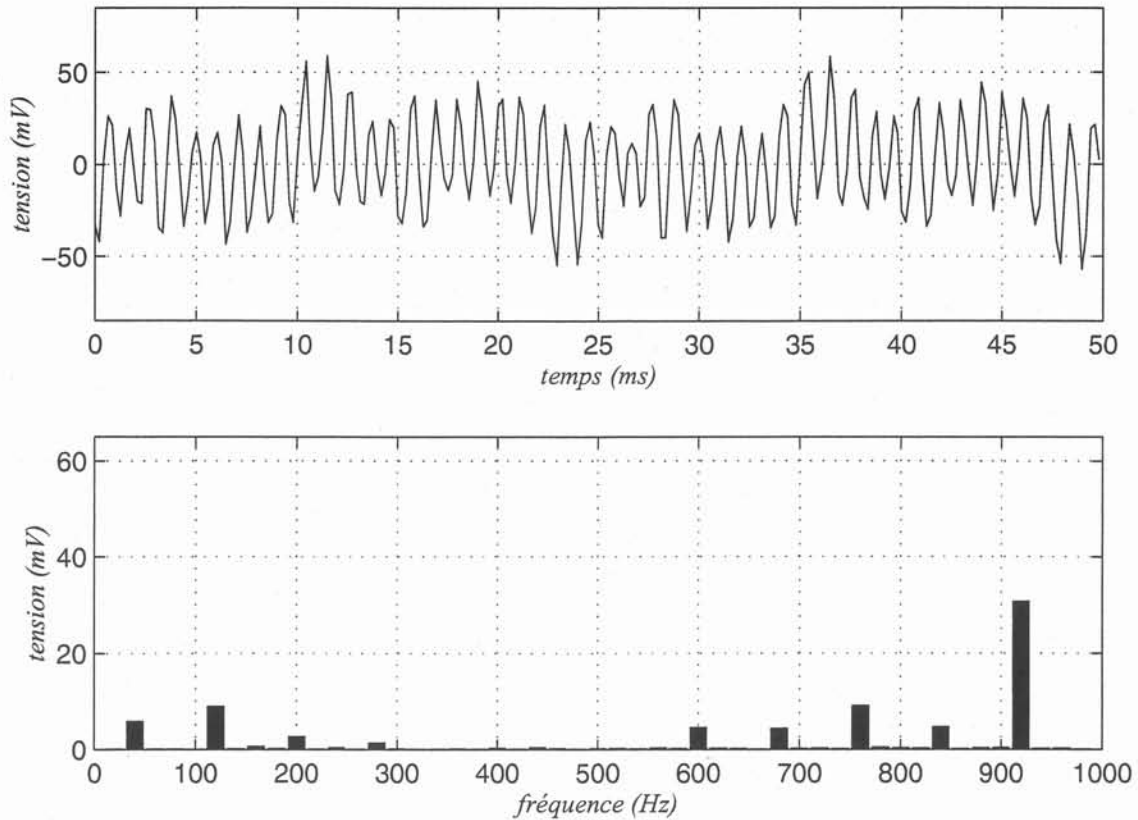


FIG. 3.21 – Tension de l'arbre lors d'une excentricité statique de 2 mm

Les résultats que nous venons de donner sont obtenus en faisant des hypothèses simplificatrices sur l'état magnétique de la maquette. Or, nous avons vu au chapitre 2 que la tension d'arbre est une grandeur très sensible aux défauts de répartition de la réluctance du circuit magnétique. La maquette n'échappe pas à ces phénomènes et les mesures exposées au chapitre 4 montrent que la tension d'arbre de la machine dans défaut — figure 4.8 de la page 97 — est composée d'un fondamental à 40 Hz important et de quelques harmoniques à 80 Hz et 120 Hz plus faibles.

Pour mieux comprendre le comportement de la tension d'arbre, nous avons modélisé six encoches dans les tôles de l'induit au lieu de huit, comme c'est le cas dans la maquette. La tension d'arbre a alors l'allure donnée à la figure 3.22. Nous constatons qu'une composante de grande amplitude à 120 Hz est présente. Nous pouvons noter qu'un court-circuit d'un pôle de l'enroulement d'excitation entraîne une tension d'arbre de plus faible amplitude. De plus, la présence d'un harmonique trois de la fréquence électrique de la machine confirme bien la loi donnée au paragraphe II-B.1 du chapitre 2, et dont nous rappelons ici l'énoncé.

Si le numérateur de la fraction irréductible k/p (ou k'/p') est pair, le flux dans la spire S est nul. Sinon, c'est-à-dire si le numérateur est impair, alors une tension d'arbre est induite, de fréquence égale au produit du numérateur par la fréquence du réseau.

Dans notre cas, p , le nombre de paires de pôles, vaut 2 et k , le nombre de variations de la réluctance de l'induit sur un tour vaut 6. k' vaut alors 3, ce qui explique une tension d'arbre à trois fois la fréquence du réseau.

Nous avons aussi cherché à connaître l'influence de l'anisotropie des tôles. En effet, les tôles de l'induit de la maquette sont monobloc, et ont donc une anisotropie non nulle due à leur

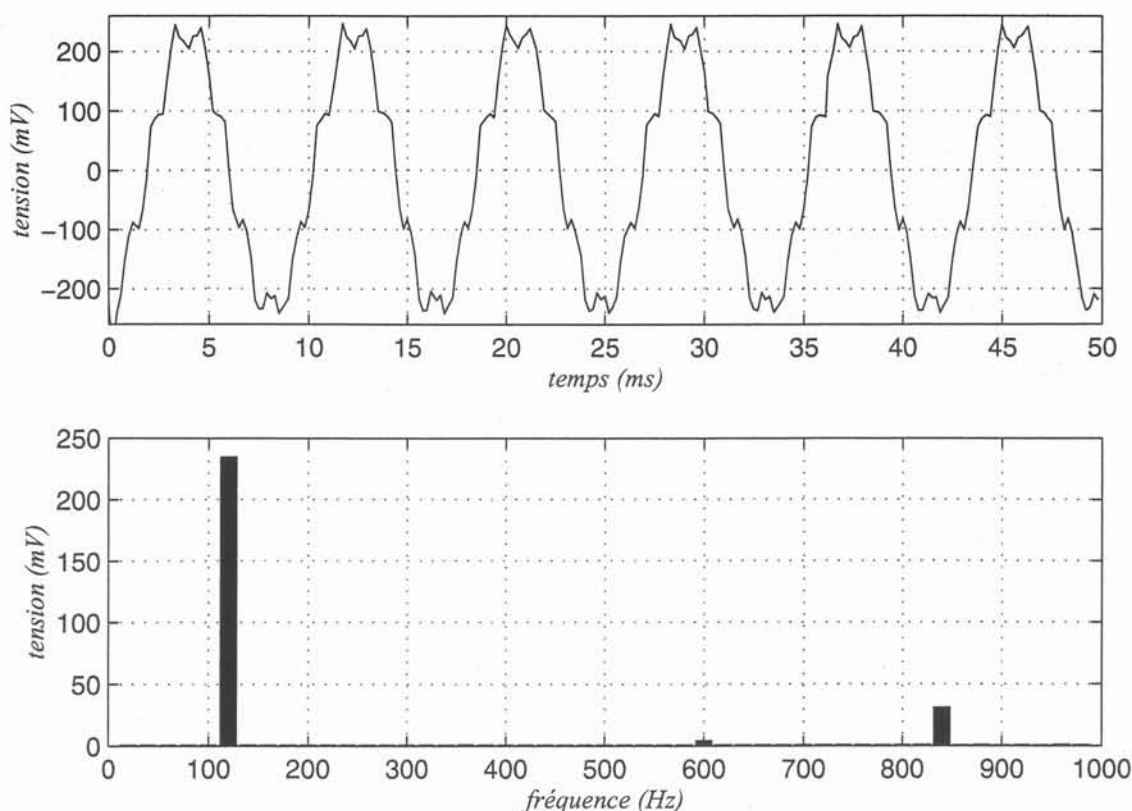


FIG. 3.22 – Tension de l'arbre d'une machine saine qui a six encoches à l'extérieur des tôles de l'induit

procédé de fabrication. Nous avons donc donné une direction de plus facile aimantation dans les simulations et la figure 3.23 présente la tension d'arbre. Nous voyons que de nombreux transitoires de simulation sont présents, et cela montre que le logiciel FLUX2D rencontre des difficultés à modéliser l'anisotropie. Néanmoins, nous constatons que la tension d'arbre a une raie principale à 40 Hz. Ce résultat est conforme à la loi énoncée précédemment puisque l'anisotropie consiste à introduire deux variations de réductance, soit $k = 2$; comme $p = 1$, $k' = 1$, ce qui veut dire qu'un signal à la fréquence électrique est induit dans la tension d'arbre.

Pour des raisons de simplification des fichiers informatiques et des calculs, nous avons choisi de ne pas prendre en compte l'anisotropie des tôles, responsable du signal mesuré sur la maquette. Nous verrons au chapitre 5, lors de la comparaison entre les mesures et les simulations, que ces hypothèses ne gênent pas le diagnostic.

III-B.3 Courants dans les voies d'enroulement

Les machines que nous étudions ont plusieurs voies d'enroulement. La figure 3.17 montre ces voies d'enroulement. Chacune d'elle est modélisée par deux bobines et chaque phase est composée de quatre voies d'enroulement. Par exemple, les voies d'enroulement de la phase U sont représentées ainsi :

- voie 1 : bobines 1, 2, 3 et 4. Cette représentation permet de faire un court-circuit d'une partie de l'enroulement ;
- voie 2 : bobines 5 et 6 ;

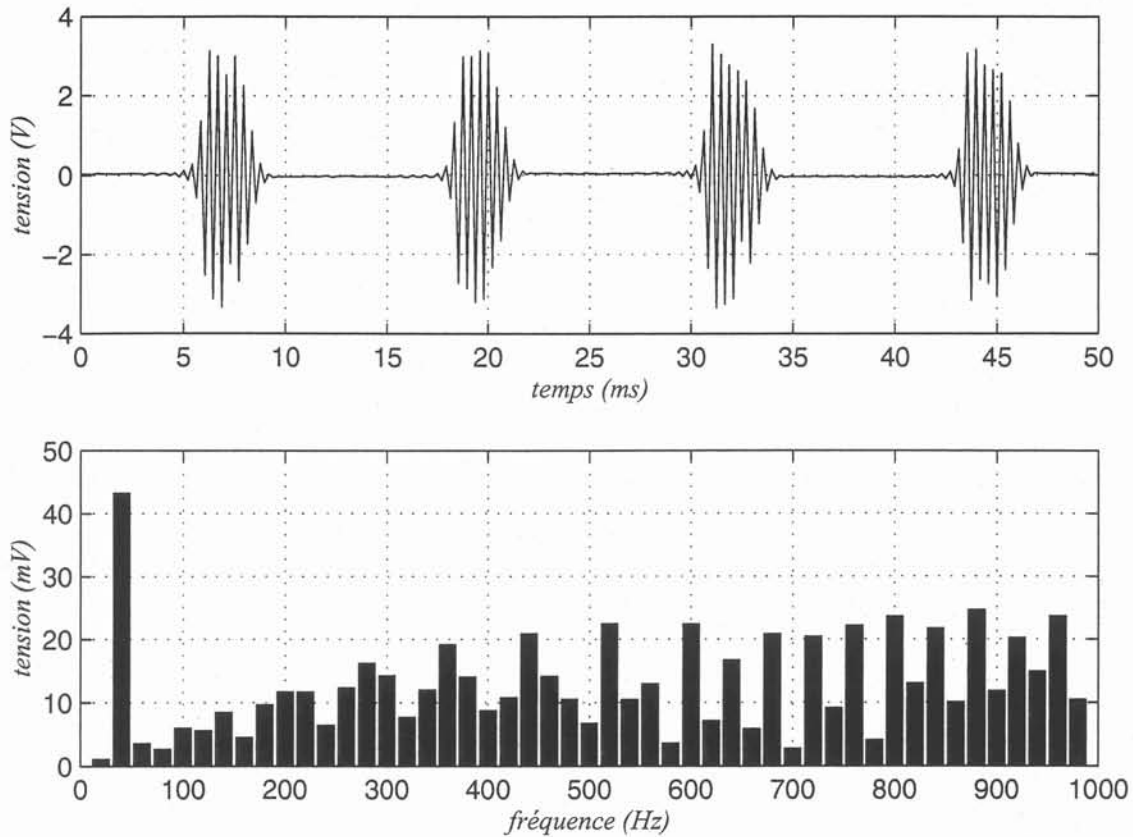


FIG. 3.23 – Tension de l'arbre d'une machine à tôles orientées au stator

- voie 3 : bobines 7 et 8 ;
- voie 4 : bobines 9 et 10.

Chaque neutre est connecté à la moitié des voies d'enroulement. Par conséquent, les voies impaires sont connectées entre elles et forment un neutre, tandis que l'autre neutre est réalisé par la connexion des voies paires.

Pour une machine saine, les simulations ont montré que la différence entre les courants de deux voies d'une même phase était inférieure à 0,1 A. Ces résultats sont valables même si la machine débite, et des tests ont été faits avec un courant de charge égal à 60 % du courant nominal, c'est-à-dire 12 A efficaces par voie d'enroulement.

La figure 3.24 montre le courant différentiel circulant dans les voies d'enroulement 1 et 3 de la phase U lors d'un court-circuit de 11 % d'un pôle de l'excitation. Ce courant est composé d'une raie principale de 1,8 A à 60 Hz et de deux raies secondaires de 1,2 A à 20 Hz et à 140 Hz. Ceci constitue un résultat essentiel : un défaut réduit peut créer des courants d'amplitude égale à 5 % du courant nominal, qui est de 56 A en valeur maximale.

Lorsque la machine fonctionne avec une excentricité de 2 mm — c'est-à-dire la moitié de l'entrefer —, le courant circulant entre les deux voies d'enroulement a une grande amplitude, comme le montre la figure 3.25. Ce courant est composé d'un fondamental de 28 A (c'est-à-dire 50 % du courant nominal) à 40 Hz et d'un harmonique de 4 A à 120 Hz. Dans ce cas, le courant est pratiquement égal à la moitié du courant nominal.

À la vue de ces résultats de simulation, on peut dire que les courants qui circulent entre les voies d'enroulement sont intéressants si l'on cherche à les utiliser pour faire un diagnostic.

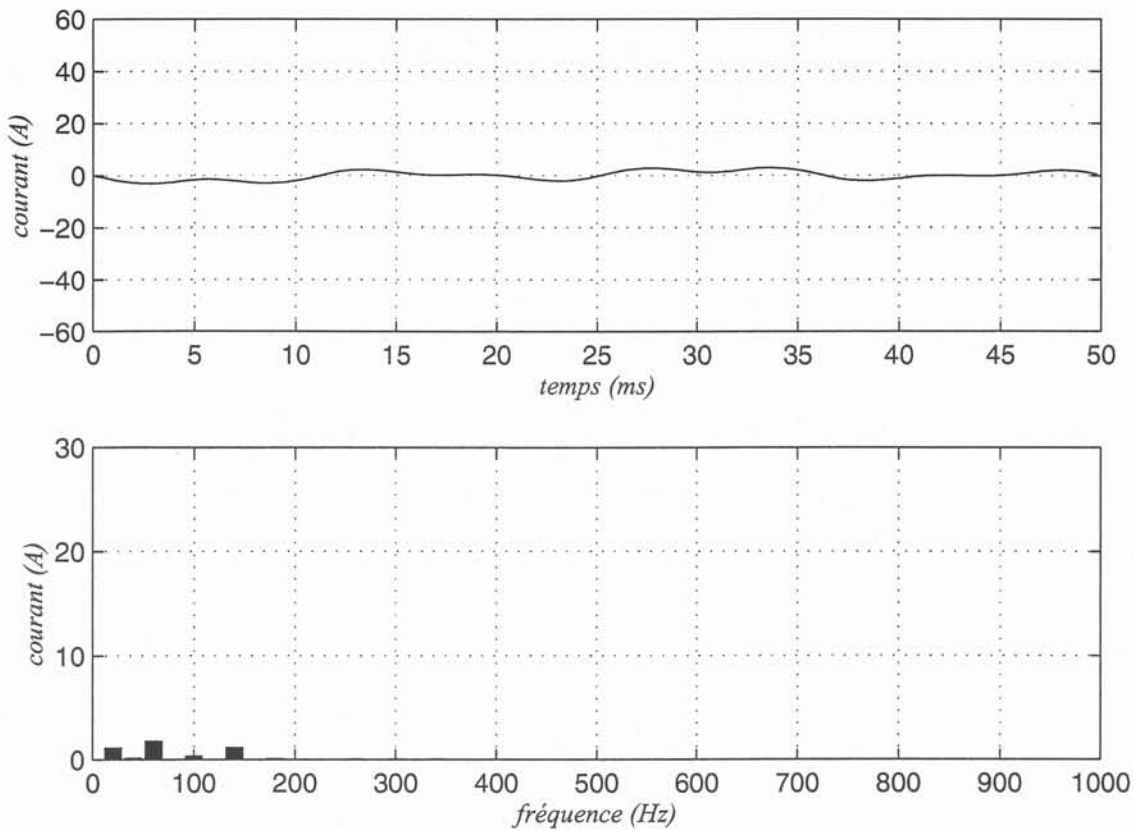


FIG. 3.24 – Différence entre les courants des voies 1 et 3 de la phase U lors d'un court-circuit des spires autour d'une dent du rotor en charge

Cependant, lors d'un défaut de la machine, ils peuvent être responsables de surchauffes des enroulements de l'induit à cause de leur amplitude très importante.

De plus, les simulations montrent que la différence des courants dans les voies d'enroulement est une grandeur indépendante de l'état de charge de la machine, ce qui rend le diagnostic plus facile.

III-B.4 Tensions entre les neutres

Le schéma électrique de la figure 3.17 rappelle la configuration des deux neutres : chaque neutre est relié à une moitié des enroulements de l'induit. Ces neutres sont reliés à la masse de l'installation par l'intermédiaire de deux résistances de $1\text{k}\Omega$. Ce que l'on appelle différence de tension entre les deux neutres est en fait la différence de tension entre les résistances 59 et 60 de la figure 3.17.

La figure 3.26 montre que la tension de neutre d'une machine saine est pratiquement nulle : en effet, seul un signal de 3 mV à 40 Hz est présent, ce qui montre que les deux neutres sont presque au même potentiel.

Dans la figure 3.27, la tension entre les neutres lors d'un court-circuit d'un pôle de l'excitation est composée d'un fondamental de 62 mV à 20 Hz et d'un harmonique de 32 mV à 60 Hz.

Lors d'une excentricité statique de 2 mm, la tension entre les neutres est composée d'un signal de 15 mV à 40 Hz et d'un signal de 8 mV à 120 Hz, comme le montre la figure 3.28.

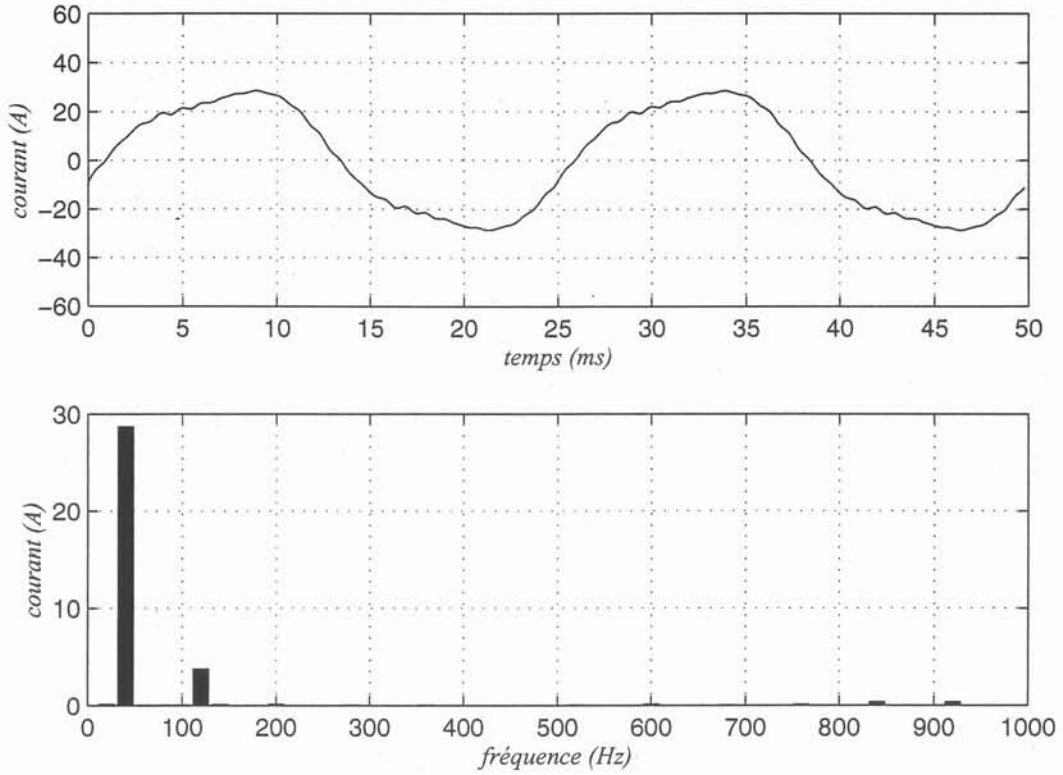


FIG. 3.25 – Différence entre les courants des voies 1 et 3 de la phase U lors d'une excentricité de 50 % en charge

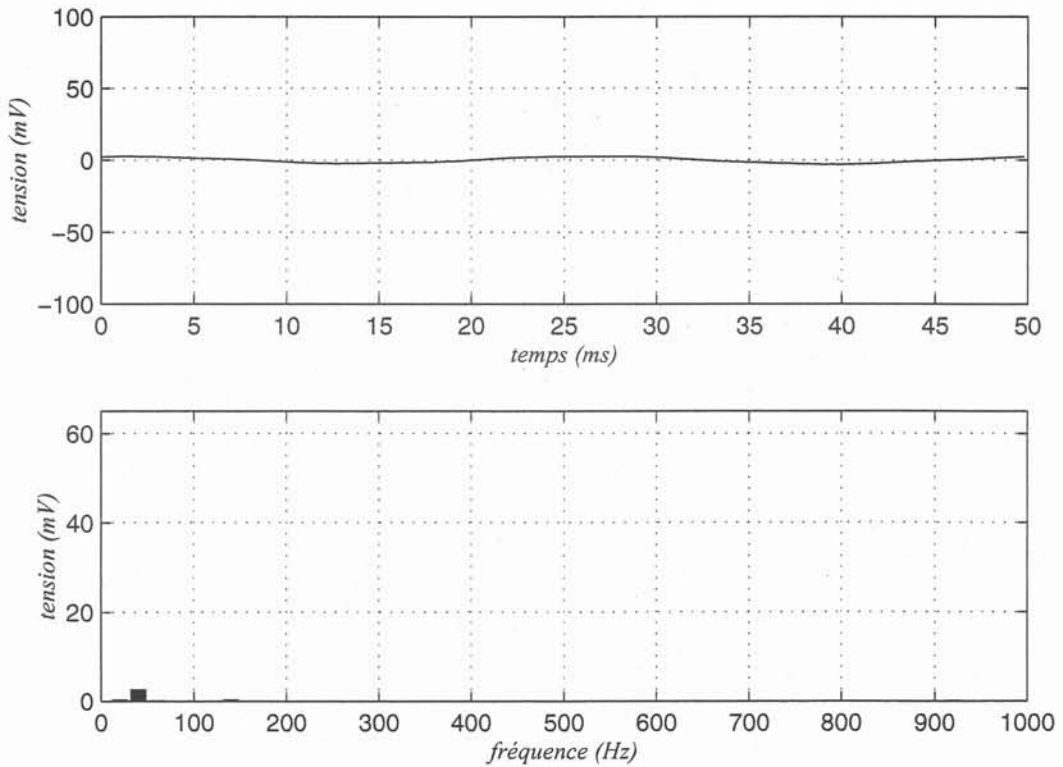


FIG. 3.26 – Tension entre les neutres d'une machine saine en charge

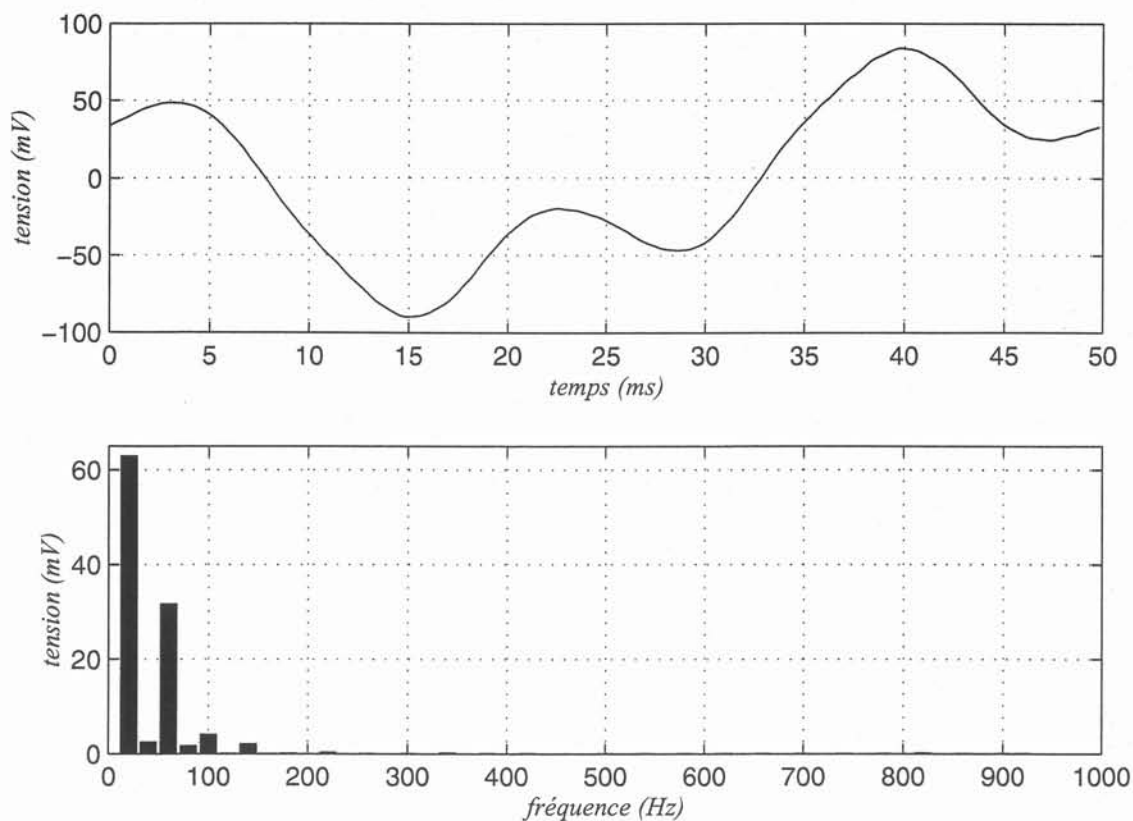


FIG. 3.27 – Tension entre les neutres lors d'un court-circuit d'un pôle en charge

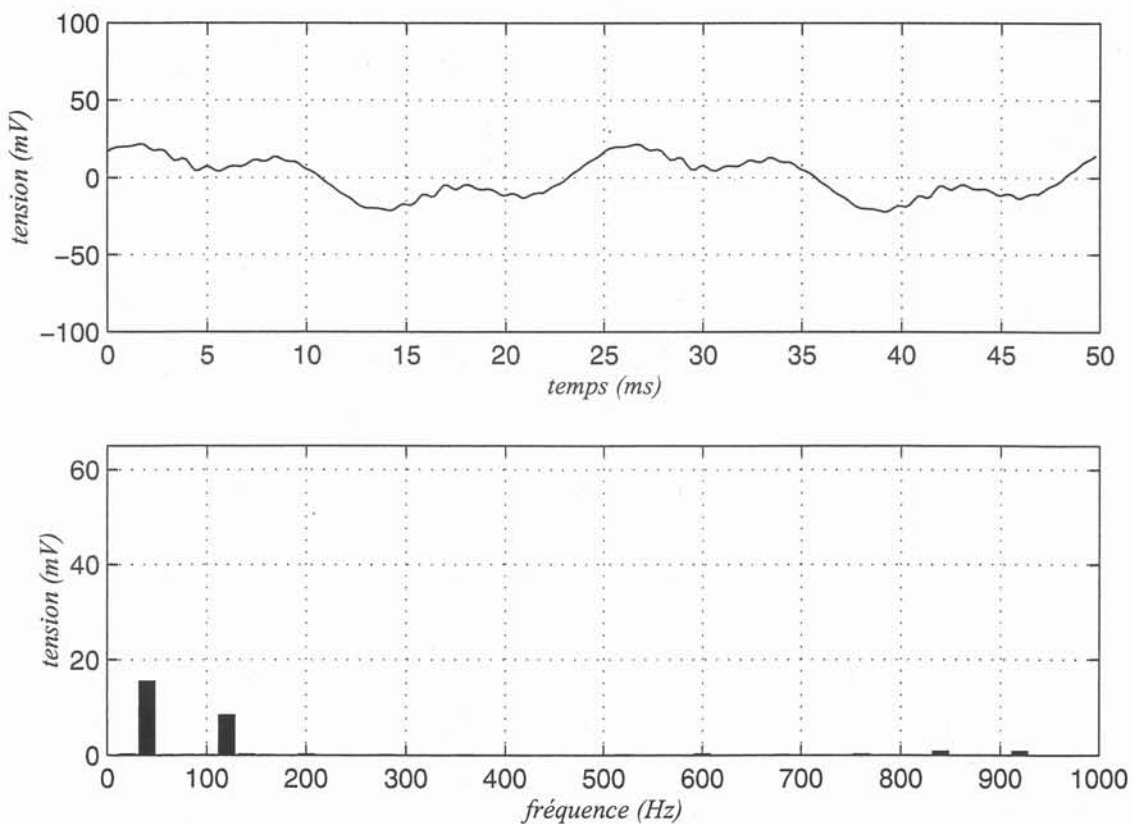


FIG. 3.28 – Tension entre les neutres lors d'une excentricité de 50 % en charge

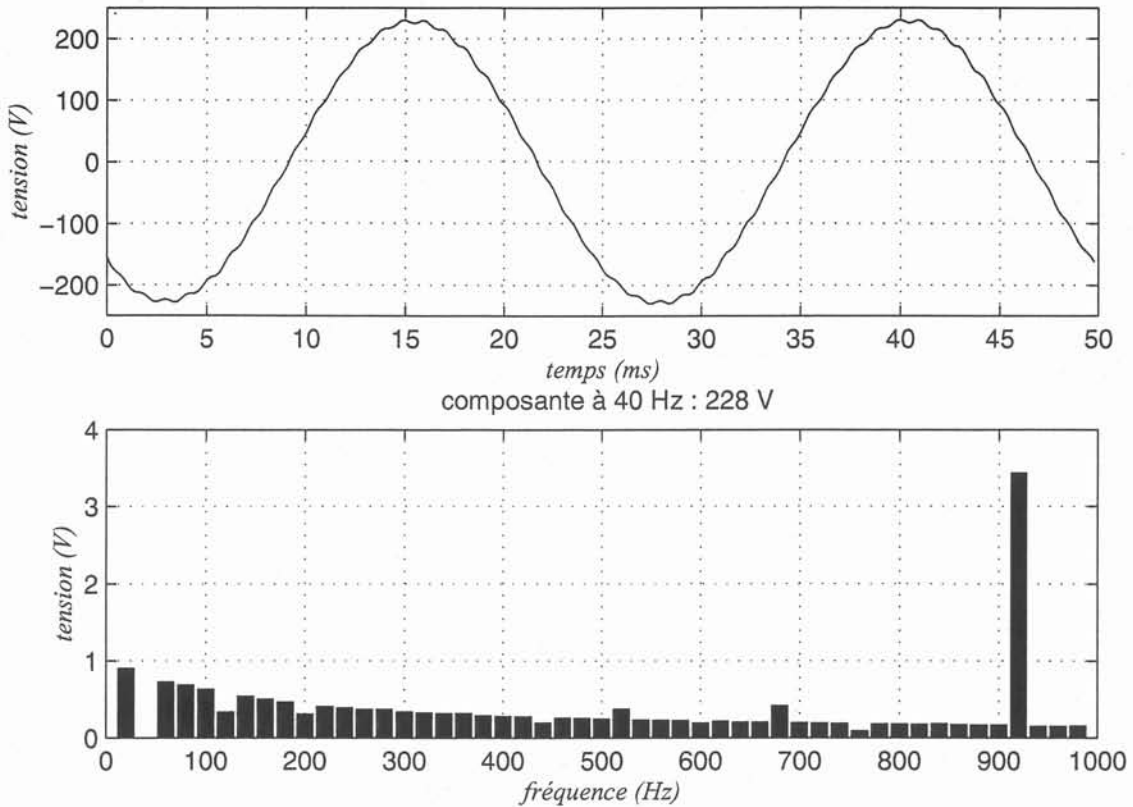


FIG. 3.29 – Tension entre les phases V et U d'une machine saine en charge

Les trois figures — 3.26 à 3.28 — montrent que la tension entre les neutres peut constituer une aide précieuse au diagnostic des défauts d'une machine. Naturellement, cette analyse ne peut s'appliquer qu'aux machines ayant deux neutres.

III-B.5 Tension entre phases

Quand un défaut survient dans une machine, nous pouvons nous demander si les grandeurs principales de la machine, c'est-à-dire les tensions entre phases, sont affectées par le défaut. C'est à cette question que nous allons répondre dans cette partie.

La figure 3.29 montre la tension composée entre les phases V et U de l'induit. Cette tension est pratiquement sinusoïdale à 40 Hz, puisque pour 228 V en valeur maximale (soit 161 V en valeur efficace), seul un harmonique de 3,5 V à 920 Hz est présent. Dans la représentation de la figure 3.29, la composante à 40 Hz a été ôtée de la décomposition en série de Fourier pour ne pas masquer les harmoniques. L'harmonique à 920 Hz proviendrait d'une combinaison entre la vitesse de rotation de la machine et les harmoniques de denture provoqués par les 48 encoches de l'induit.

La tension entre les deux phases V et U lors d'une excentricité statique, présentée à la figure 3.30, est elle aussi presque parfaitement sinusoïdale et présente le même contenu harmonique que la machine saine. Cette constatation n'est pas seulement valable pour une excentricité statique, mais aussi pour les courts-circuits de l'enroulement d'excitation.

Si la tension entre phases de l'alternateur est sinusoïdale et que la machine débite dans une charge linéaire (un réseau de résistances dans notre cas), alors le courant débité par chaque phase est lui aussi sinusoïdal. Si nous considérons l'importance des courants qui circulent entre

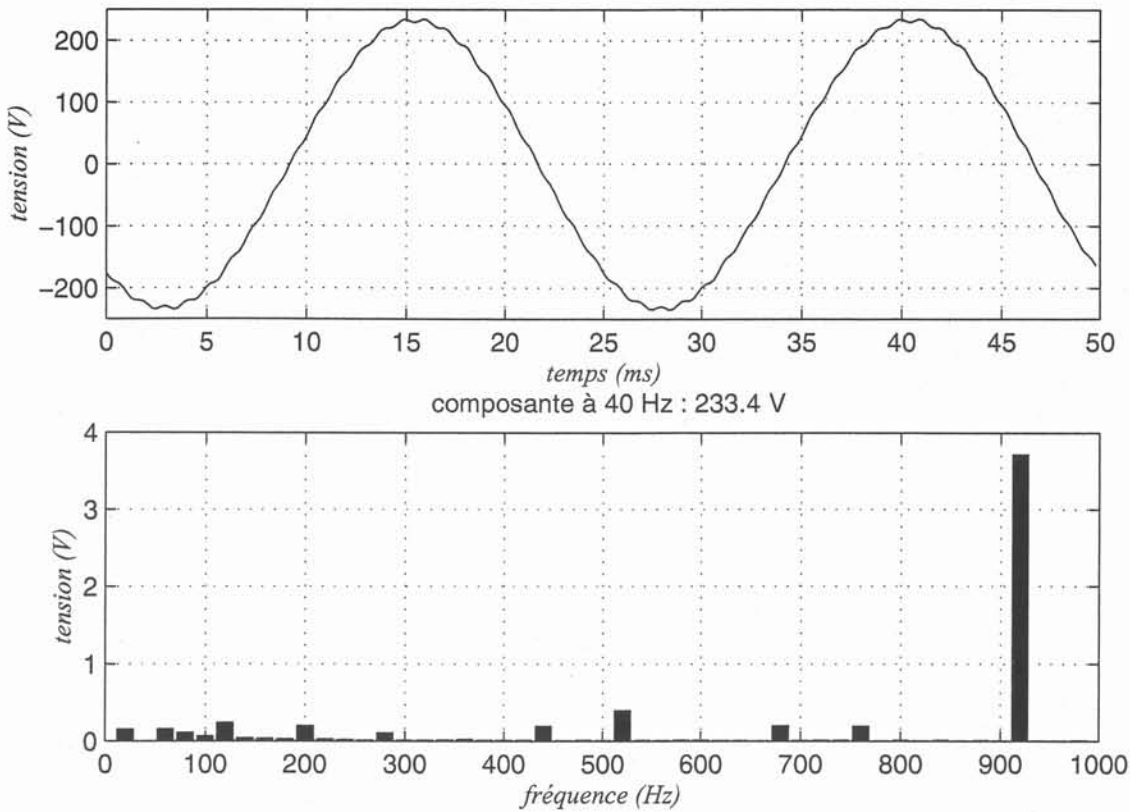


FIG. 3.30 – Tension entre les phases V et U lors d’une excentricité de 2 mm en charge

les voies d’enroulement lors d’un défaut, nous pouvons être étonnés de voir qu’aucun signe de ces courants n’est visible à l’extérieur de la machine. Cette conclusion montre que l’analyse des tensions et des courants à la sortie de l’induit ne constitue pas une bonne observation des défauts de la machine.

III-B.6 Flux dans l’entrefer

Le flux dans l’entrefer est une grandeur qui contient toutes les informations sur la réluctance du circuit magnétique et sur les forces magnétomotrices de l’inducteur et de l’induit. Il est donc légitime de s’y intéresser lorsque l’on cherche à faire un diagnostic de la machine. La maquette possède des enroulements de mesure de flux, déjà été décrits dans le paragraphe III-A.5 : ils sont au nombre de huit, quatre concernant une dent du stator, et les quatre autres concernant un pôle.

La figure 3.31 représente la tension aux bornes d’une spire de mesure de flux autour d’une dent du stator quand la machine est saine et fonctionne à vide. Cette figure montre que le flux magnétique dans l’entrefer est modulé par les pôles et par les encoches du rotor. Elle montre aussi que le flux est symétrique et périodique avec une période de 25 ms, ce qui correspond à la fréquence électrique de la machine.

Lorsque la machine est saine, mais que la charge n’est pas nulle, le flux dans l’entrefer change. Ceci est représenté dans la figure 3.32. Le flux est toujours périodique, mais la symétrie n’est plus respectée. Cette modification n’est cependant pas très visible dans la transformation en série de Fourier.

Lors d’un court-circuit des spires d’une encoche de l’enroulement d’excitation, le flux dans

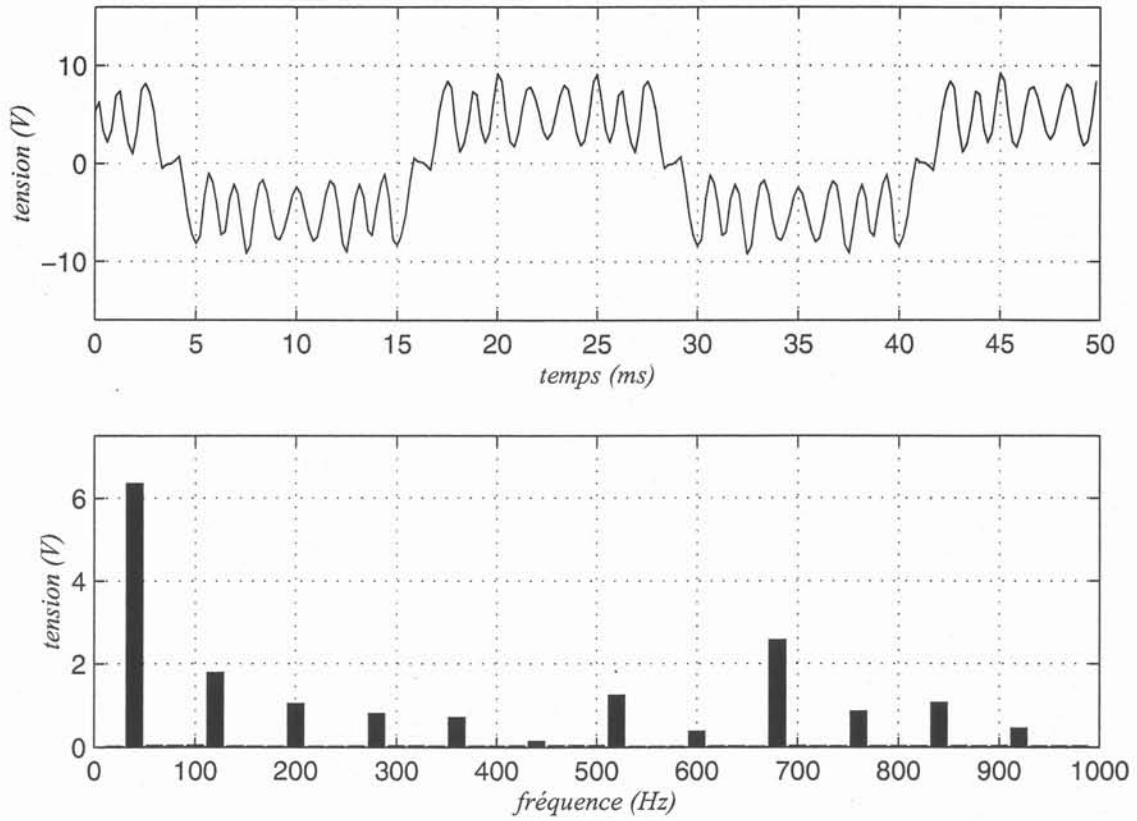


FIG. 3.31 – Tension de la spire de mesure de flux 40-41 d'une machine saine à vide

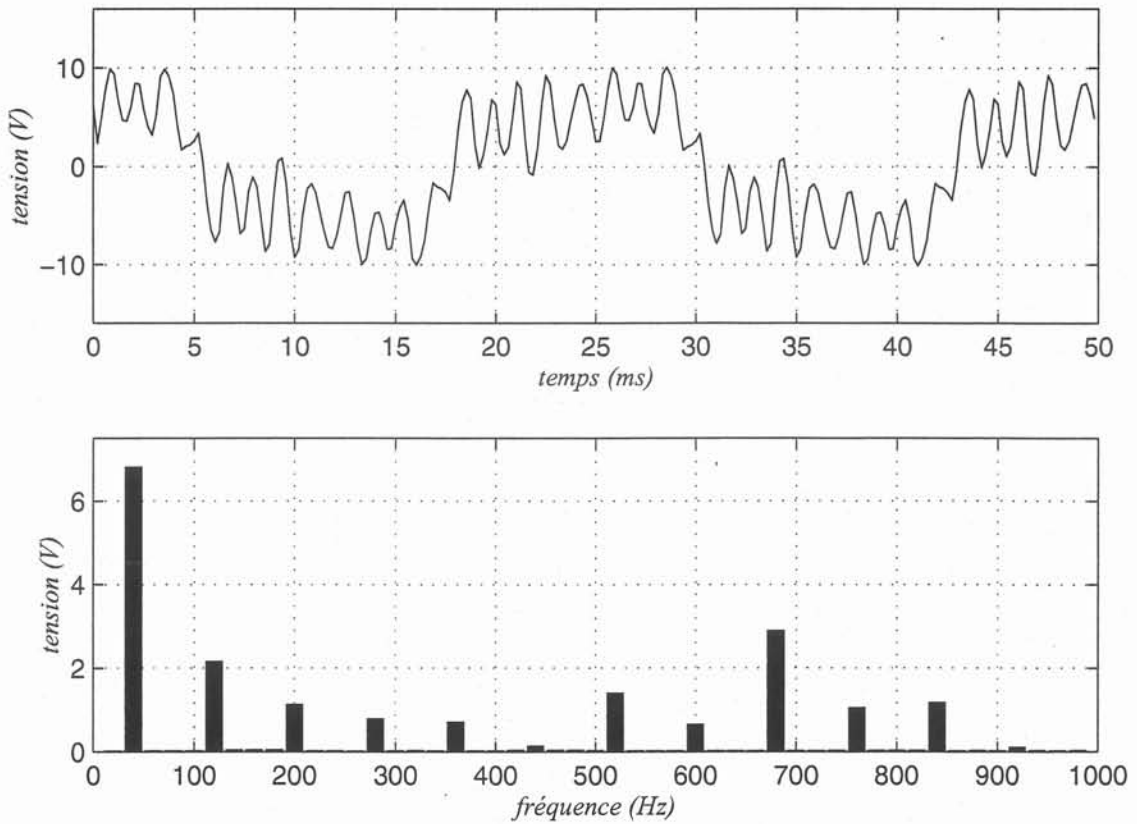


FIG. 3.32 – Tension de la spire de mesure de flux 40-41 d'une machine saine en charge

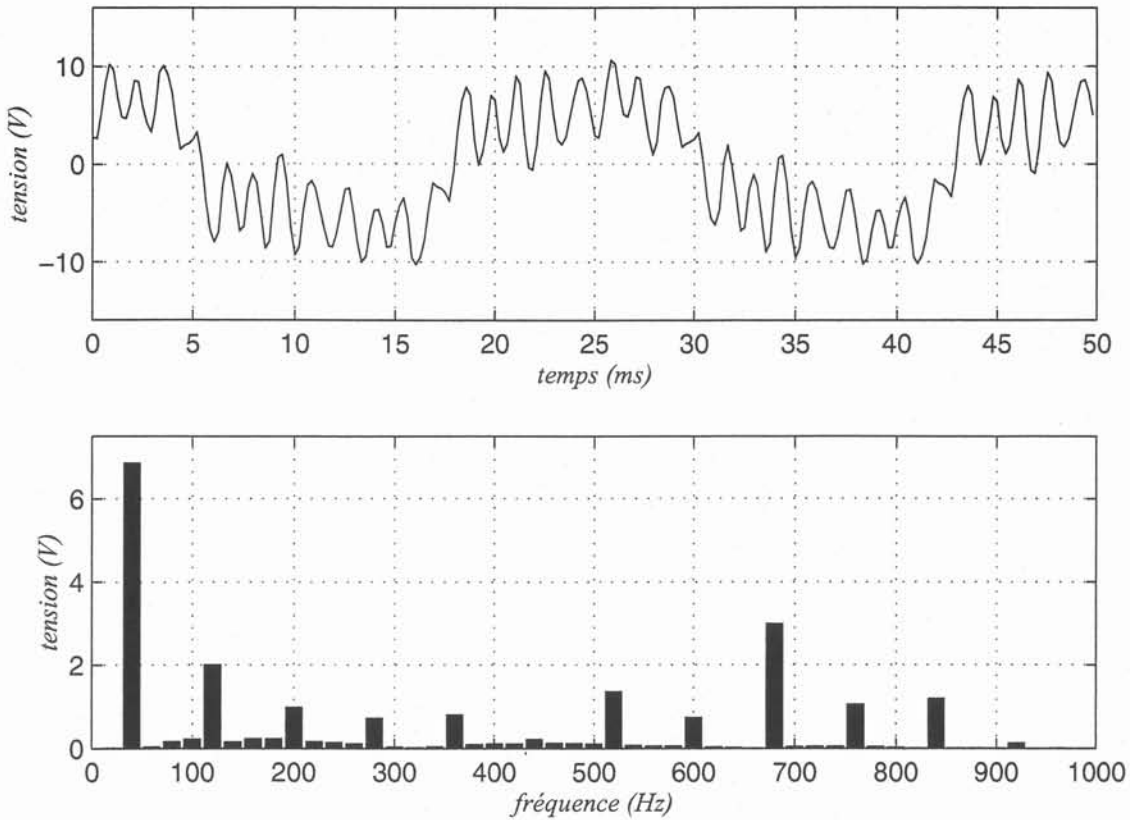


FIG. 3.33 – Tension de la spire de mesure de flux 40-41 lors d'un court-circuit des spires autour d'une dent du rotor en charge

l'entrefer est modifié, mais de façon très localisée dans le temps. La figure 3.33 montre cette modification : en effet, si nous comparons le signal temporel entre 27 et 32 ms, nous constatons qu'il est différent de celui de la figure 3.32. Cette différence est visible, mais n'est pas forcément très évidente, et surtout, c'est une modification mineure par rapport à la transformation du flux due à la charge.

Le flux dans l'entrefer est donc une grandeur difficile à utiliser pour le diagnostic de défaut, parce qu'il est très sensible à l'état de charge de la machine.

Nous avons aussi conduit des analyses des tensions aux bornes des enroulements de mesure de flux sur un secteur équivalent à un pôle. Elles montrent que la détection des défauts est encore plus difficile qu'avec des enroulements de mesure de flux placés autour d'une encoche.

III-B.7 Synthèse

Le tableau 3.5 présente les résultats des simulations de la maquette sous forme synthétique.

III-B.8 Conclusion

Nous venons de voir les principaux résultats des simulations de la maquette. Nous avons pu voir que les grandeurs électriques d'une machine synchrone réagissent de façons diverses face aux défauts que sont les courts-circuits de l'enroulement d'excitation, les excentricités et les variations de réluctance du stator.

	tension d'arbre	courant entre voies d'enroulement	tension entre les neutres
Machine saine	amplitude nulle	amplitude nulle	3 mV à 40 Hz
court-circuit des spires entourant dent du rotor	3,8 mV à 160 Hz 2,6 mV à 240 Hz	1,8 A à 60 Hz 1,2 A à 20 Hz 1,2 A à 140 Hz	2,5 mV à 20 Hz 2,5 mV à 40 Hz 2 mV à 60 Hz 2,5 mV à 140 Hz
court-circuit d'un pôle de l'excitation	60 mV à 160 Hz 17 mV à 80 Hz 12 mV à 240 Hz	28 A à 20 Hz 28 A à 60 Hz 2 A à 100 Hz	62 mV à 20 Hz 32 mV à 60 Hz
excentricité statique de 2 mm	32 mV à 920 Hz 9 mV à 760 Hz 8 mV à 120 Hz	28 A à 40 Hz 4 A à 120 Hz	15 mV à 40 Hz 8 mV à 120 Hz

TAB. 3.5 – Résultats des simulations de la maquette

Pour chaque grandeur, voici ce que l'on peut dire.

- **Tension d'arbre** : c'est une grandeur qui est très sensible à l'état du circuit magnétique — déformations du stator, anisotropie des tôles, joints, tirants, fixations à la carcasse —, et moins aux courts-circuits. Néanmoins, c'est une grandeur qui montre une signature différente de chaque défaut.
- **Courants dans les voies d'enroulement** : les défauts du circuit magnétique ne sont pas très influents sur cette grandeur. À l'inverse, les principaux défauts que nous cherchons à diagnostiquer ont une signature de grande amplitude, ce qui est très intéressant.
- **Tension entre phases** : c'est une grandeur qui semble indépendante des défauts de la machine. Même si des courants importants et riches en harmoniques circulent à l'intérieur des phases, les courants de phase ne sont pas affectés.
- **Tensions entre les neutres** : les défauts que nous avons simulés ont des signatures caractéristiques sur ces grandeurs.
- **Flux dans l'entrefer** : c'est une grandeur révélatrice de l'état général de la machine, mais très dépendante de l'état de charge. Cette particularité rend difficile la détection des défauts.

IV Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons vu que la modélisation des défauts d'une machine synchrone avec le logiciel FLUX2D conduit à des résultats très intéressants.

La tension d'arbre est facile à mesurer et elle présente des caractéristiques particulières pour tous les défauts que nous avons modélisés.

La tension entre les neutres peut être facile à mesurer sur les machines à enroulements séparés. Cependant, cette grandeur n'est pas toujours capable de faire une distinction nette entre tous les défauts que nous avons simulés, en particulier entre une excentricité dynamique et un court-circuit de l'enroulement d'excitation. C'est donc une grandeur que l'on pourra utiliser en complément du diagnostic.

Le courant entre les voies d'enroulement constitue une donnée intéressante parce qu'elle comporte une signature caractéristique forte en amplitude de chaque défaut. Cependant, il est difficile d'installer des capteurs dans les turboalternateurs. Ces courants pourraient néanmoins être analysés dans des alternateurs du parc hydraulique, pour lesquels l'instrumentation serait moins problématique.

Pour valider ces résultats de simulation, il faut les comparer aux mesures. Le chapitre suivant présente deux séries de mesures. La première comporte des mesures, réalisées sur des sites de production EDF, pour lesquelles une analyse des défauts est conduite. La seconde contient des mesures effectuées sur la maquette pour différentes configurations de fonctionnement en défaut.

Chapitre 4

Mesures

Chapitre 4

Mesures

I Introduction

Les simulations ont montré que la tension d'arbre, les tensions de neutres ou les courants entre les voies d'enroulement présentent des signatures caractéristiques de certains défauts. Par conséquent, il est théoriquement possible d'effectuer un diagnostic en analysant l'une de ces grandeurs.

Cette affirmation doit être utilisée pour surveiller des machines réelles. Mais, sommes-nous sûrs de la relation entre ces simulations et la réalité? D'autre part, serons-nous capables de mesurer des signaux qui paraissent parfois très faibles en amplitude?

Pour répondre à ces questions, nous avons fait réaliser une maquette de turboalternateur capable de simuler des défauts. De plus, comme l'étude s'applique aux grands turboalternateurs, les caractéristiques de cette maquette sont particulières, puisqu'elle doit ressembler à ces machines beaucoup plus grandes.

Dans la première partie de ce chapitre, nous allons décrire la maquette. Les grandes lignes du cahier des charges sont données ainsi que les détails de construction les plus inhabituels pour une machine de cette taille.

Ensuite, les mesures réalisées sur cette maquette seront exposées à la suite de la description du système de mesure.

Pour compléter cette étude, des mesures sur les sites de production ont été faites. Ces mesures sont présentées dans la deuxième partie de ce chapitre.

II Construction de la maquette

II-A Conception et réalisation

II-A.1 Introduction

Nous avons modélisé les grands turboalternateurs dans différentes conditions de fonctionnement. Il reste à vérifier que le modèle de simulation est fidèle à la réalité. C'est pourquoi nous avons décidé de faire un turboalternateur à échelle réduite et capable de fonctionner avec des défauts. La comparaison entre les résultats de simulation et les mesures effectuées sur cette machine constituera une bonne validation de la méthode.

Pour répondre aux attentes de cette étude, il faut que la maquette puisse fonctionner avec les régimes de défaut suivants :

- courts-circuits de l'enroulement d'excitation ;
- excentricité statique ;
- courts-circuits des tôles de l'induit ;
- courts-circuits de l'enroulement d'induit.

D'autre part, comme l'étude doit s'appliquer en priorité aux grands turboalternateurs, il est important que la maquette ait le plus de ressemblances qualitatives avec ces derniers. C'est l'objet du paragraphe suivant.

II-A.2 Caractéristiques de la maquette

Pour que la maquette puisse être installée au Laboratoire d'Électrotechnique de Grenoble, il faut que sa puissance nominale soit inférieure à 30 kW. D'autre part, le réseau électrique du laboratoire a une tension nominale de 127/220 V. La maquette a été dimensionnée pour une puissance de 25 kW avec un facteur de puissance de 0,83. Sous une tension nominale de 127/220 V, cela représente un courant de 79 A par phase.

Les techniques de réalisation des grands turboalternateurs et des générateurs de puissance beaucoup plus faible sont très différentes. Néanmoins, pour les besoins de l'étude, nous avons cherché à avoir le plus de similitudes possibles entre la maquette et les grands alternateurs. Voici les principaux éléments construits spécialement pour l'étude :

- La vitesse nominale de rotation est de 1 500 t/mn pour les turboalternateurs et pour la maquette.
- Le rotor des grands turboalternateurs est en acier massif. Celui de la maquette est fait de deux pièces en acier massif, l'arbre et un cylindre creux supportant l'enroulement d'excitation. Les deux pièces sont assemblées à chaud et il subsiste un entrefer de 0,3 mm sur le tiers de la longueur. La figure 4.1 donne une vue du rotor.
- L'entrefer des grands turboalternateur est d'environ 10 cm, c'est-à-dire 10 % du rayon du rotor. Pour des machines conventionnelles de 25 kW, l'entrefer est de quelques dixièmes de millimètre, soit moins de 1 % du rayon du rotor. Pour la maquette, nous avons choisi un compromis et l'entrefer est de 4 mm, c'est-à-dire 4 % du rayon du rotor. Ceci est très contraignant parce qu'il faut magnétiser cet entrefer. Le courant d'excitation nécessaire est donc très supérieur à la moyenne. Les échauffements de l'inducteur limitent la durée d'utilisation de la machine.

- Les grands turboalternateurs possèdent des paliers à huile sous pression pour séparer le palier de l'arbre en rotation. Les paliers sont en régule et isolés électriquement. La maquette a des roulements à deux rangées de billes et l'isolement électrique est assuré par une couche de verre époxy. Celle-ci est visible sur la bague de soutien du roulement montrée dans la figure 4.2. Dans une machine de cette taille, aucune isolation électrique n'est habituellement réalisée entre l'arbre et le palier. Cette caractéristique demande une attention particulière : en effet, la couche de verre époxy est isolante thermiquement et perturbe le refroidissement naturel du roulement.

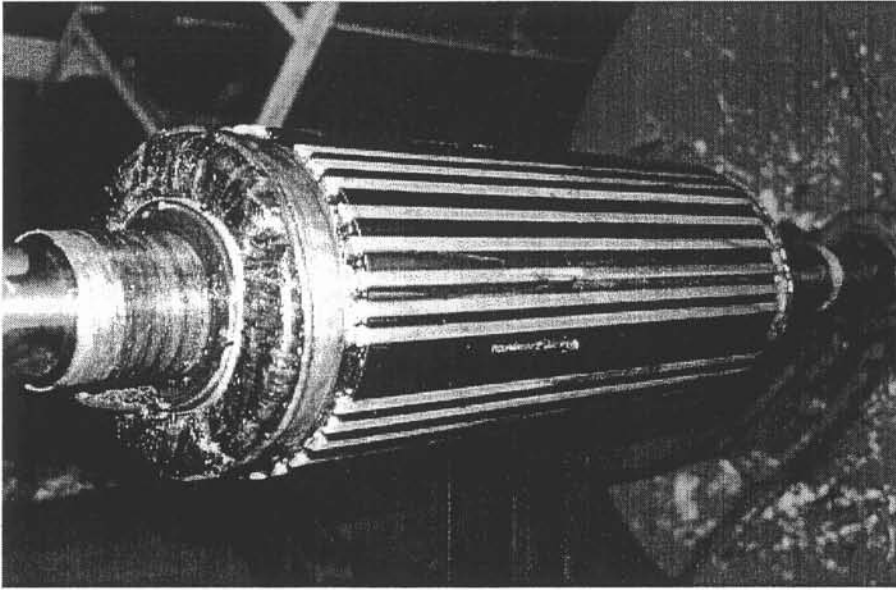


FIG. 4.1 – Rotor de la maquette

II-A.3 Simulation des défauts sur la maquette

La maquette doit pouvoir fonctionner avec certains défauts imposés :

- Deux types de courts-circuits de l'enroulement d'excitation sont réalisables sur la maquette. Ce sont :
 - le court-circuit de 18 spires d'un pôle du rotor, ce qui représente 11 % du pôle ;
 - le court-circuit d'un pôle complet de l'enroulement d'excitation (18 + 36 + 54 + 54 spires).

Pour réaliser ces courts-circuits, l'enroulement d'excitation est réalisé en trois parties dont les extrémités sont sorties dans la boîte à bornes par l'intermédiaire de quatre bagues sur l'arbre, comme indiqué dans la figure 4.3. Les courts-circuits sont créés en court-circuitant deux bornes.

- La maquette offre la possibilité de faire des courts-circuits d'une partie des enroulement de l'induit. Pour chaque phase, une voie d'enroulement est câblée en deux parties. Une connexion électrique est réalisée entre le point intermédiaire de l'enroulement et la boîte à bornes. Ainsi, ces enroulements ont trois points d'entrée dans la boîte à bornes et le court-circuit est réalisé en reliant deux bornes.
- La maquette est équipée de spires de mesure de flux. Elles sont de deux types :
 - quatre enroulements régulièrement répartis sur le stator font dix tours d'une dent — la figure 4.4 montre l'implantation d'un de ces enroulements dans le stator — ;

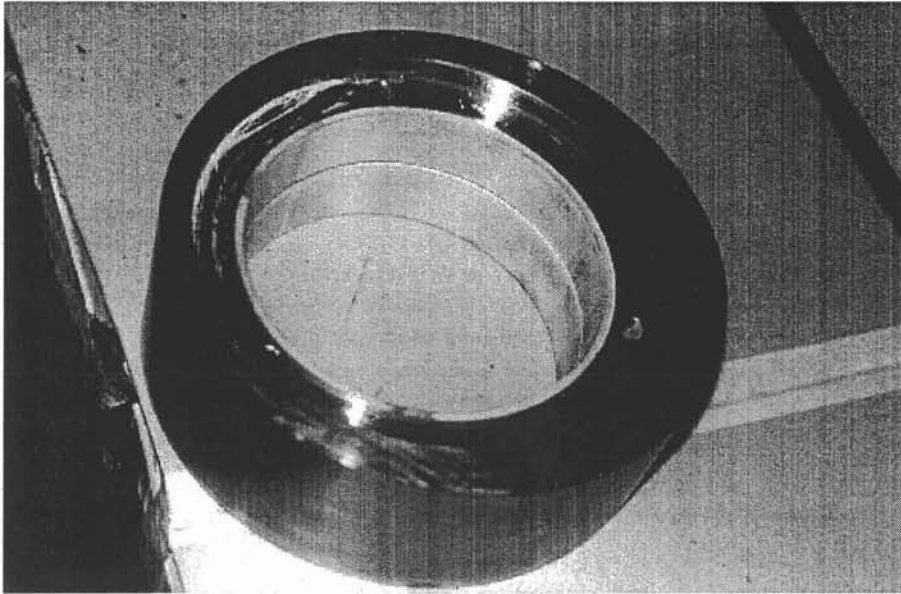


FIG. 4.2 – Bague excentrée de soutien d'un roulement et sa couche isolante de verre époxy

- quatre enroulements régulièrement répartis sur le stator font cinq tours autour de douze de dents, ce qui représente un pôle complet.

Les extrémités de ces enroulements sont rapportées dans la boîte à bornes et ont été dimensionnées pour supporter un courant de 10 A. Cela permet de réaliser des courts-circuits résistifs.

- La maquette permet de réaliser des excentricités statiques jusqu'à 75 % de l'entrefer, c'est-à-dire 3 mm. Pour cela, les roulements sont montés dans des cages excentrées, elles-mêmes placées dans des flasques excentrés. Cette double excentration permet de réaliser un déplacement du roulement par rapport à la carcasse le long d'un arc de cercle. Ce déplacement est possible en faisant pivoter le support du roulement, en jaune sur la photographie de la figure 4.5.

La maquette permet de réaliser plusieurs types d'excentricités statiques, l'arbre n'étant pas obligatoirement parallèle à l'axe de l'induit. Le rotor peut même être placé de guingois avec les entrefers inversés à chaque extrémité.

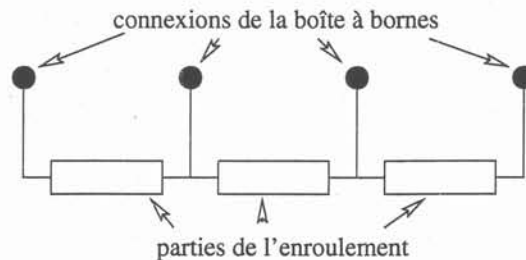


FIG. 4.3 – Représentation des connexions de l'enroulement d'excitation qui permettent de réaliser des courts-circuits

II-A.4 Autres caractéristiques

Pour pouvoir mesurer les tensions d'arbre, la maquette est équipée de deux jeux de quatre balais en cuivre. Ces balais sont appliqués à chaque extrémité de l'arbre et compensent les

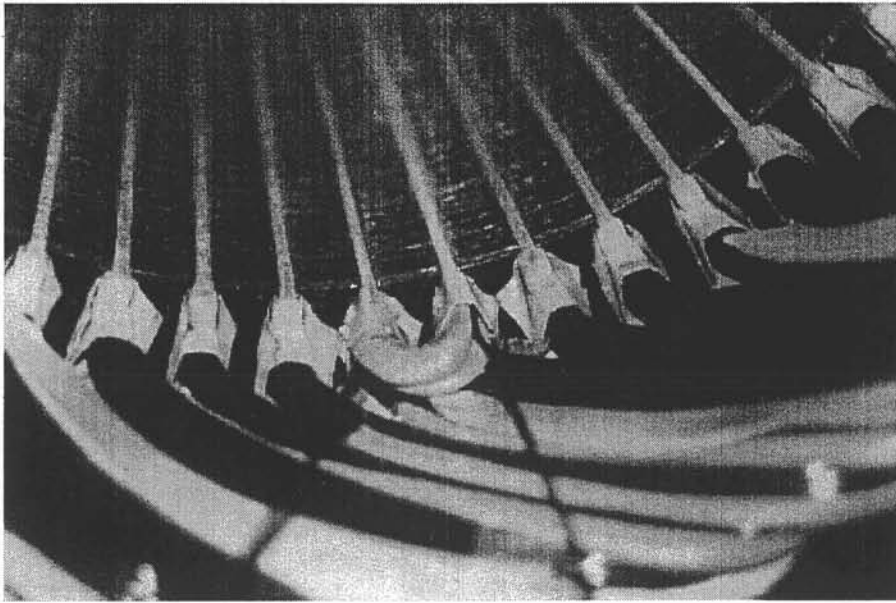


FIG. 4.4 – *Implantation dans le stator des spires de mesure de flux*

défauts de contact dus au faux-rond de l'arbre et à l'état de surface.

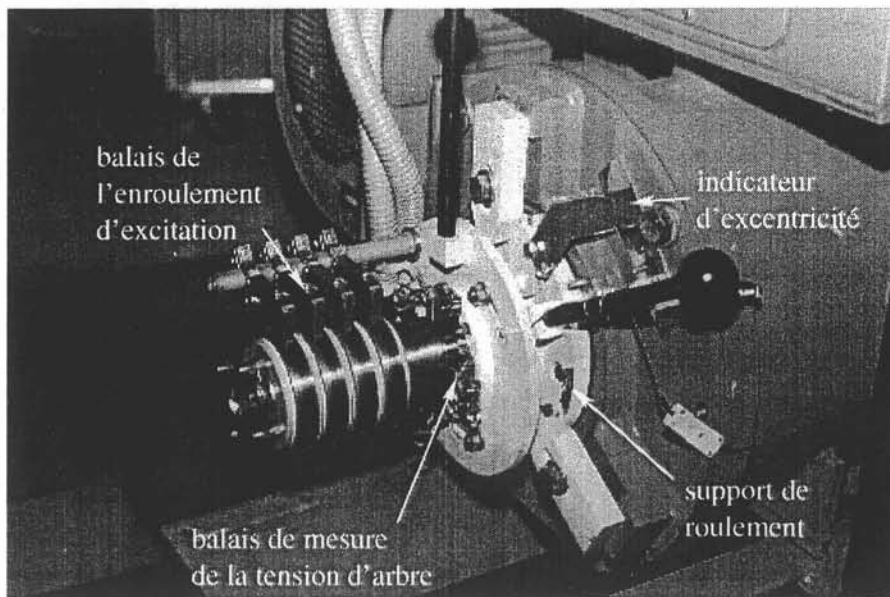


FIG. 4.5 – *Balais de mesure de la tension d'arbre et de l'inducteur*

III Mesures réalisées sur la maquette

III-A Installation au LEG et dispositif de mesure

III-A.1 Description de l'installation

Sur la figure 4.6, nous voyons l'installation de la maquette au Laboratoire d'Électrotechnique de Grenoble. Elle est composée :

- d'un transformateur élévateur 230 V/400 V qui permet d'utiliser les matériels industriels avec le réseau particulier en 127 V/220 V du laboratoire ;
- d'une armoire de commande : elle permet de commander le moteur à courant continu et les ventilateurs ;
- du moteur à courant continu qui entraîne l'alternateur ;
- de l'alternateur sur lequel sont réalisées les mesures ;
- des systèmes de mesure.

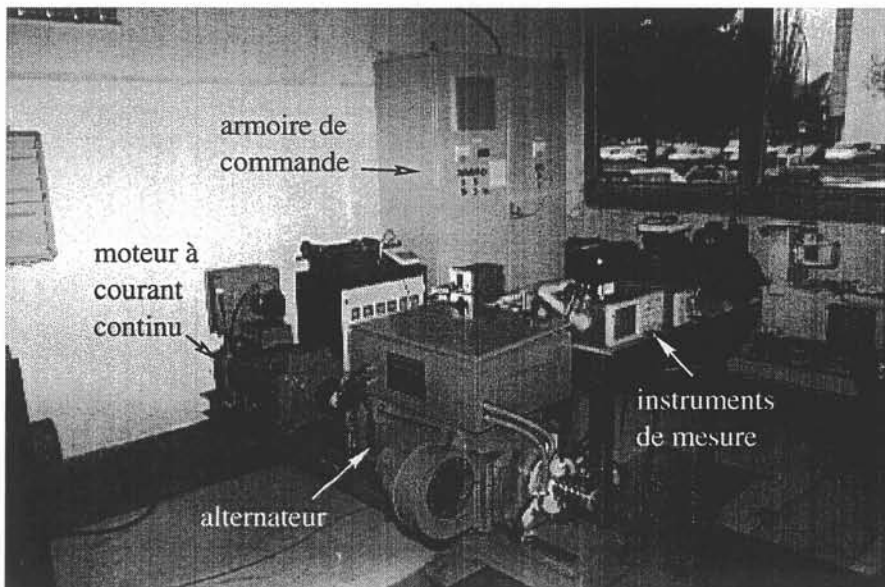


FIG. 4.6 – Vue d'ensemble de la maquette

III-A.2 Mesures électriques

Nous avons mesuré toutes les grandeurs électriques. Cela a nécessité la mise en œuvre de capteurs de tension et de courants de plusieurs types.

- pour mesurer la tension d'arbre et la tension entre les neutres, nous avons fait des filtres actifs amplificateurs et passe-bas dont la fréquence de coupure est de à 1,4 kHz. Nous les avons faits pour filtrer les pics des perturbations de toutes sortes. Ces filtres sont composés de deux filtres à capacités commutées de type MF 4 CN-100 NS placés en série. L'un de ces filtres a été construit pour permettre un réglage du gain et de la fréquence de coupure.
- pour mesurer la tension des spires de mesure de flux, nous avons utilisé des filtres RC passe-bas dont la fréquence de coupure est de 1 kHz.

- les courants des voies d'enroulement sont mesurés à l'aide de capteurs de courant à effet Hall de type LEM LA 55P. À la sortie de ces capteurs, nous avons placé un filtre RC passe-bas dont la fréquence de coupure est de 1 kHz. L'avantage de ces capteurs est leur facilité d'utilisation, puisqu'il suffit de faire passer les fils à l'intérieur du capteur pour faire la mesure.
- un capteur de courant à effet Hall de type LEM LA 55P a été placé en série dans le circuit d'excitation pour mesurer le courant d'excitation.

III-A.3 Référence de position du rotor

Pour pouvoir comparer plus facilement les mesures, il faut disposer de signaux synchronisés. De plus, pour pouvoir localiser les défauts, une référence de position angulaire de l'arbre est nécessaire. Pour que tous les signaux aient la même référence angulaire de l'arbre par rapport au stator, nous avons placé un capteur optique sur l'arbre. Ce capteur optique, de type QT 736 H21 A1, envoie un signal à chaque passage du témoin de position de l'arbre. Ce signal est traité par la synchronisation de l'oscilloscope et nous permet d'avoir la même référence pour toutes les grandeurs.

Les mesures sont effectuées à l'aide d'un oscilloscope numérique TEKTRONIX TDS 360. Il permet d'enregistrer les données dans un format lisible par le logiciel Excel de Microsoft. Ce fichier est ensuite analysé avec le logiciel MATLAB.

III-B Mesures

III-B.1 Introduction

Les mesures relevées sur la maquette sont présentées de la même façon que les résultats de simulation. Pour chaque type de fonctionnement de la maquette, la représentation temporelle du signal est donnée sur 50 ms, c'est-à-dire le temps d'une rotation de l'arbre. Ce signal temporel est ensuite décomposé en série de Fourier, entre les fréquences de 20 Hz et 980 Hz, avec une raie tous les 20 Hz.

Les fonctionnements présentés dans cette partie sont :

- la machine saine à vide ;
- la machine saine en charge ;
- un court-circuit de 11 % d'un pôle de l'excitation ;
- un court-circuit d'un pôle de l'excitation ;
- une excentricité statique de 2 mm, c'est-à-dire la moitié de l'entrefer.

Pour chaque défaut simulé, les grandeurs suivantes ont été enregistrées :

- la tension d'arbre ;
- la différence de courant entre les voies d'enroulement ;
- la tension entre les neutres ;
- la tension d'un neutre ;
- le courant et la tension d'excitation ;
- et nous avons étudié le courant dans chaque voie d'enroulement, puisque les courants différentiels ne rendent pas compte de tous les phénomènes.

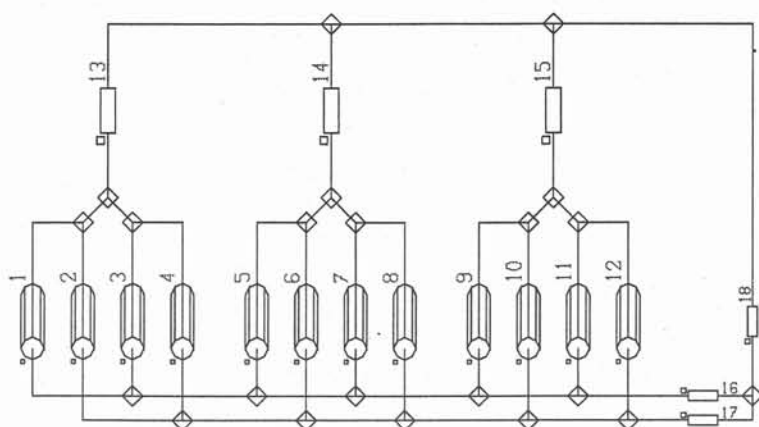


FIG. 4.7 – Circuit de la maquette

Le bobinage de la maquette est conforme à celui des grands turboalternateurs. Ce bobinage est faisable grâce à la présence de toutes les extrémités des enroulements dans la boîte à bornes. Il est dessiné à la figure 4.7. Chaque groupe de quatre bobines représente les voies d'enroulement d'une phase. Les résistances 13, 14 et 15 correspondent à la charge. Les résistances 16 et 17 sont les liens entre les neutres et la masse. Par ailleurs, la résistance de $100\text{ k}\Omega$, notée 18, est la résistance de fuite à la masse des instruments de mesure.

III-B.2 Tension d'arbre

La figure 4.8 représente la tension d'arbre de la maquette lors d'un fonctionnement sans défaut à $1\,200\text{ t/mn}$. Le circuit électrique est représenté à la figure 4.7. La charge est représentée par les trois résistances 13, 14 et 15 de $2\text{ k}\Omega$. C'est une charge de 30 W , c'est-à-dire $0,1\%$ de la charge nominale, et c'est pourquoi nous pouvons considérer que c'est un fonctionnement à vide.

La tension de l'arbre dans ce cas n'est pas nulle. L'amplitude crête à crête est de 40 mV . Un fondamental de $13,5\text{ mV}$ à 40 Hz et des harmoniques de 6 mV à 80 Hz et 2 mV à 200 Hz composent ce signal. Voici les principales explications que l'on peut en donner.

- Compte-tenu de la faible amplitude de la tension mesurée, le mauvais contact des balais sur l'arbre ou la surface irrégulière de l'arbre pourraient être responsables du signal observé. Cependant, dans ce cas, la fréquence prédominante devrait être la fréquence de rotation de la machine. Or, nous observons des fréquences supérieures. De plus, la mesure de la tension d'un balai est identique à la mesure de la tension des quatre balais reliés. Ces raisons prouvent que le contact électrique n'est pas à remettre en question.

- Rappelons la loi donnée à la page 32 sur les défauts de réluctance du rotor :

Si le numérateur de la fraction irréductible k/p (ou k'/p') est pair, le flux dans la spire S est nul. Sinon, c'est-à-dire si le numérateur est impair, alors une tension d'arbre est induite, de fréquence égale au produit du numérateur par la fréquence du réseau.

Par conséquent, un signal à 40 Hz peut être généré si le numérateur de la fraction irréductible est égal à 1. Dans notre cas, la machine a $p=2$ paires de pôles. Il faudrait donc que le nombre de défauts de réluctance soit $k=2$ pour que le numérateur de la fraction k/p soit égal à 1.

Ce défaut de réluctance existe bel et bien sur notre maquette. En effet, les tôles du stator sont des tôles classiques et sont fabriquées par un procédé de laminage. Naturellement,

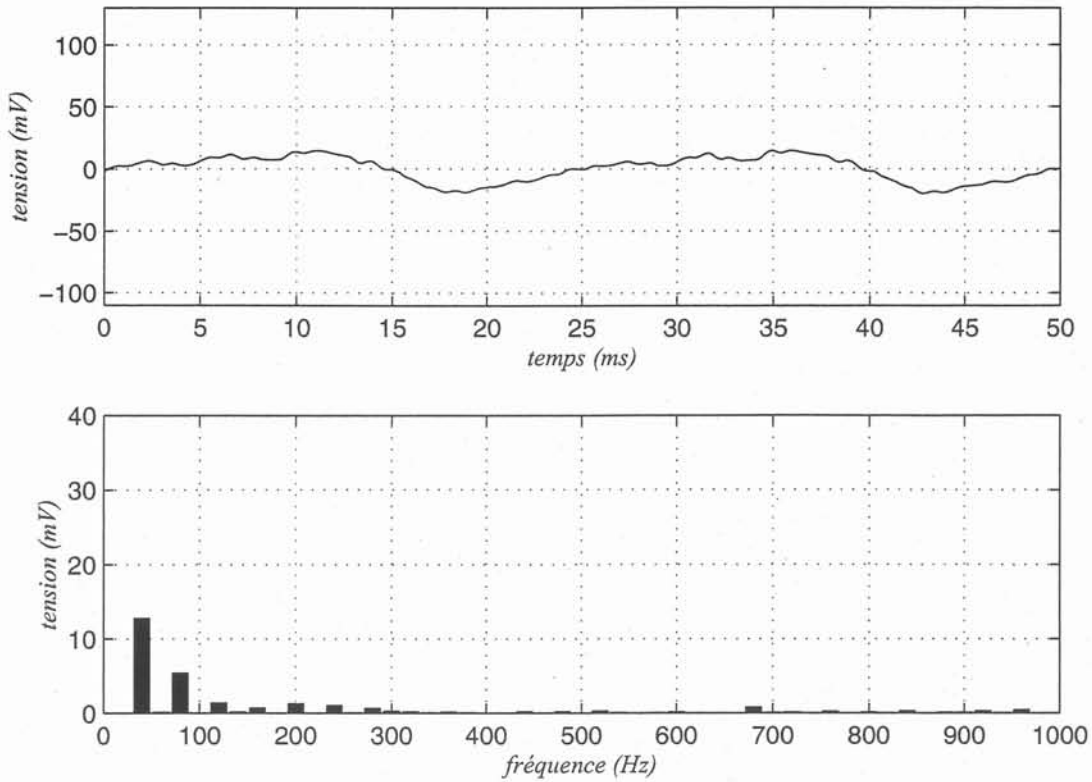


FIG. 4.8 – Tension de l'arbre de la machine saine à vide

les tôles doivent être isotropes pour remplir leur rôle dans une machine synchrone. Cependant, bien que les constructeurs prennent toutes les précautions nécessaires, le laminage des tôles oriente les grains dans la direction de laminage. En conséquence, les tôles sont très légèrement anisotropes. Lors de la construction de la maquette, nous avons pensé à inverser les tôles pour que les bavures ne fassent pas de court-circuit, mais nous n'avons pas pensé à décaler les orientations de ces tôles. Le stator de notre maquette est donc légèrement anisotrope et la tension d'arbre en porte la signature à 40 Hz.

- L'aimantation rémanente de l'arbre pourrait constituer une autre source de la tension d'arbre.

Pour conclure quant à l'analyse de la tension d'arbre présentée à la figure 4.8, nous pouvons dire qu'elle est la signature magnétique de la machine. Cette signature est particulière à chaque type de machine et reflète l'état de la réluctance du stator.

La figure 4.9 représente la tension d'arbre lorsque la machine saine fonctionne en charge. La comparaison entre cette figure 4.8 et la figure 4.9 montre que la tension d'arbre ne dépend pas de l'état de charge de la machine. Ce résultat, qui avait déjà été entrevu au chapitre 3, est un résultat essentiel : en effet, cela permet de faire un diagnostic à tout instant, et évite ainsi l'obligation d'effectuer des régimes particuliers qui pourraient être contraignants pour l'exploitant de l'installation.

La tension de l'arbre lors d'un court-circuit des spires entourant une dent du rotor est présentée à la figure 4.10. La décomposition en série de Fourier montre que les raies à 40 Hz, 80 Hz, 120 Hz et 200 Hz sont les mêmes que dans la tension d'arbre d'une machine saine. Cependant, deux raies supplémentaires apparaissent, de 2,8 mV à 160 Hz et de 2,4 mV à

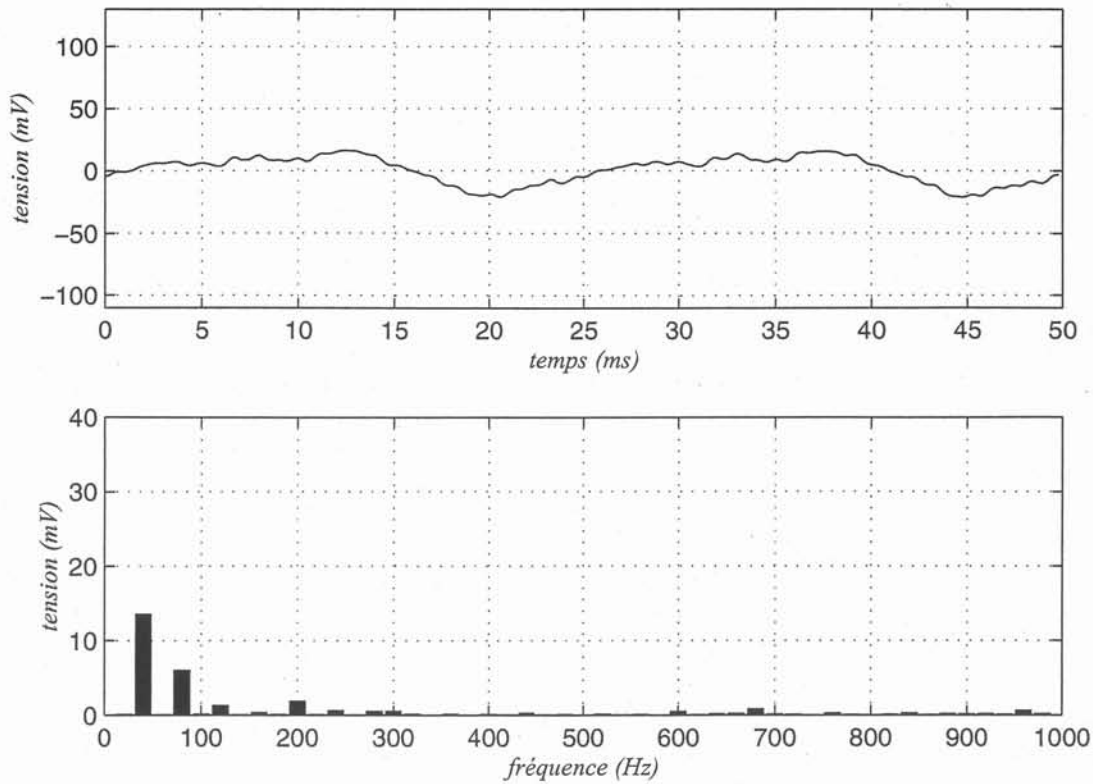


FIG. 4.9 – Tension de l'arbre de la machine saine en charge

240 Hz. L'amplitude de ces raies est faible, mais mesurable. C'est un point essentiel qui prouve que la tension d'arbre peut être utilisée pour diagnostiquer un court-circuit des spires d'une encoche de l'enroulement d'excitation.

Lors du court-circuit d'un pôle de l'enroulement d'excitation, la tension d'arbre est modifiée de façon importante, comme le montre la figure 4.11. L'amplitude crête à crête de cette tension est passée de 40 mV dans le cas de la machine saine à 210 mV. Le spectre de cette tension est composé de raies de 38 mV à 240 Hz, 34 mV à 160 Hz, 24 mV à 80 Hz et 15 mV à 40 Hz. La raie à 40 Hz correspond à la signature magnétique de la machine. Comme les raies à 240 Hz et 160 Hz sont présentes dans les simulations des deux courts-circuits de l'enroulement inducteur, nous pouvons dire qu'elles constituent les fréquences caractéristiques de ce type de défaut.

La figure 4.12 montre la tension d'arbre lors d'une excentricité (statique) de 2 mm, soit la moitié de l'entrefer. Le spectre de cette tension est composé des raies communes à 40 Hz, 80 Hz, 120 Hz et 200 Hz. Les raies prédominantes sont à 920 Hz et 760 Hz, d'une amplitude de 24 mV et 5 mV respectivement. Le signal à 920 Hz pourrait être dû à une combinaison de la fréquence de denture du stator ($48 \cdot 20 \text{ Hz} = 960 \text{ Hz}$) et du fondamental de la machine. Les composantes à 160 Hz et 240 Hz sont nulles, et par conséquent, la tension d'arbre constitue un outil de diagnostic capable de caractériser les excentricités statiques et les courts-circuits de l'enroulement d'excitation.

Pour simuler un court-circuit des tôles de l'induit, nous effectuons un court-circuit des spires de mesure de flux autour d'une dent du stator. Cette représentation du défaut est approximative, mais, les contraintes de réalisation de la maquette ne nous permettaient pas de faire mieux. La tension d'arbre relevée pendant le fonctionnement de ce défaut ne présente

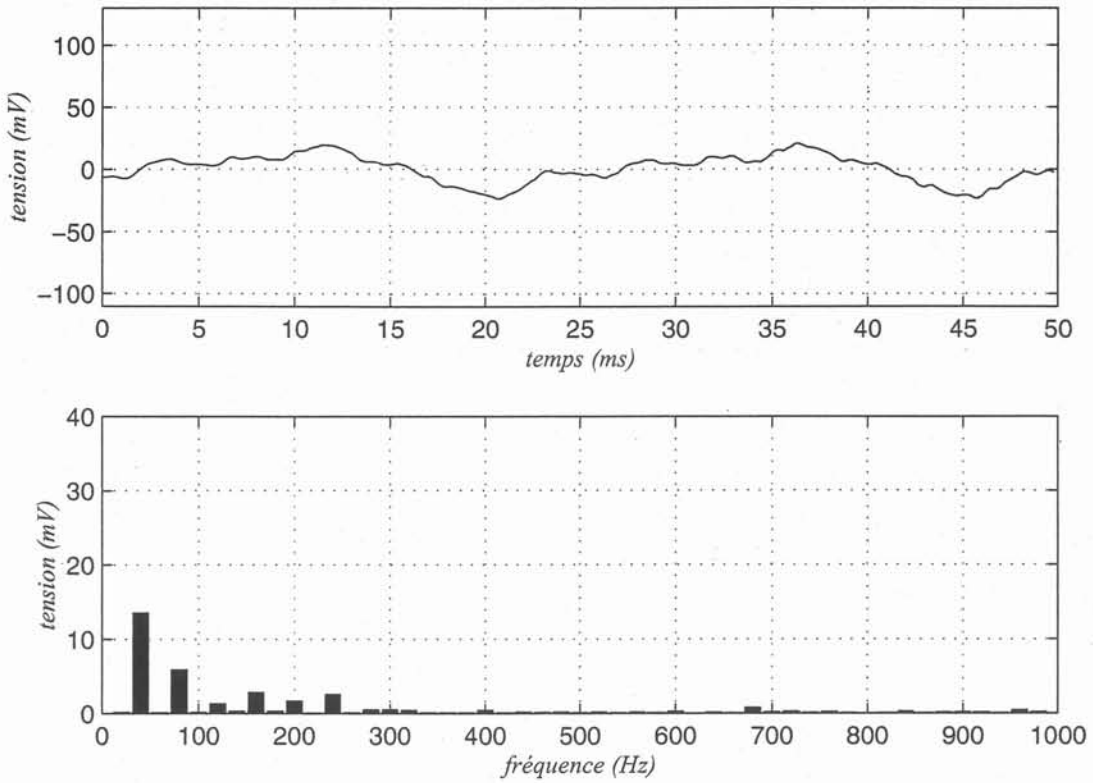


FIG. 4.10 – Tension de l'arbre lors d'un court-circuit des spires d'une encoche de l'excitation en charge

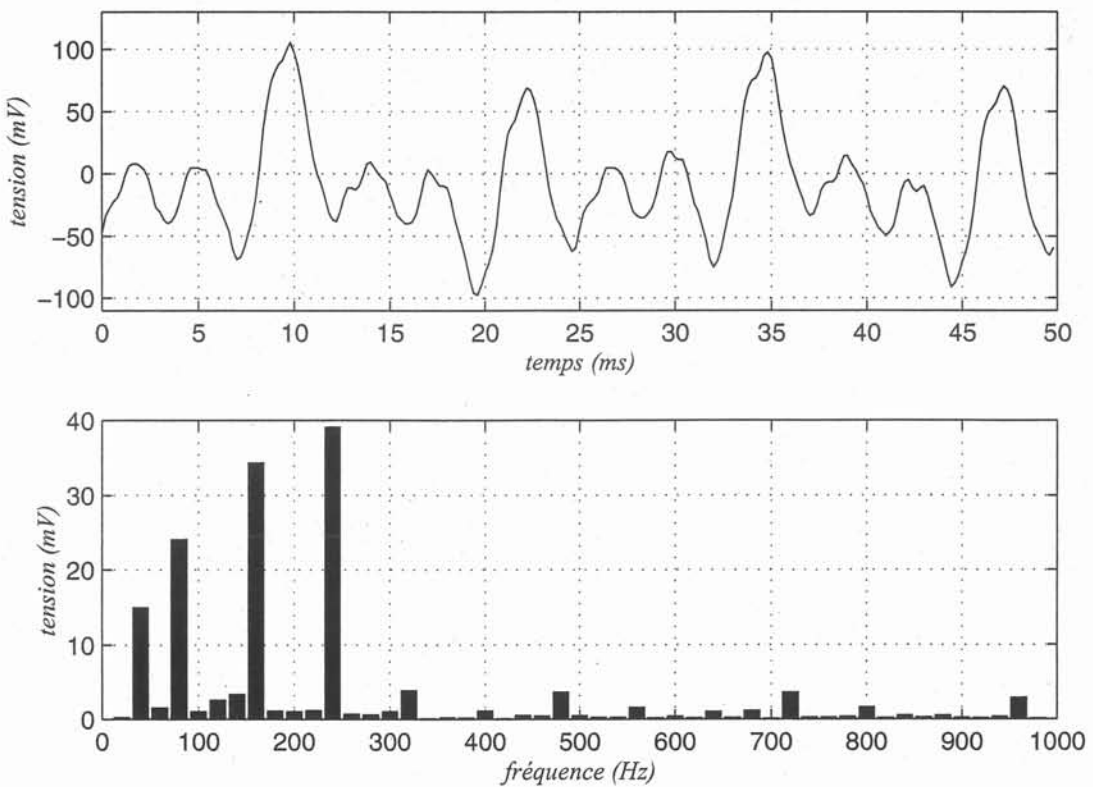


FIG. 4.11 – Tension de l'arbre lors du court-circuit d'un pôle de l'excitation en charge

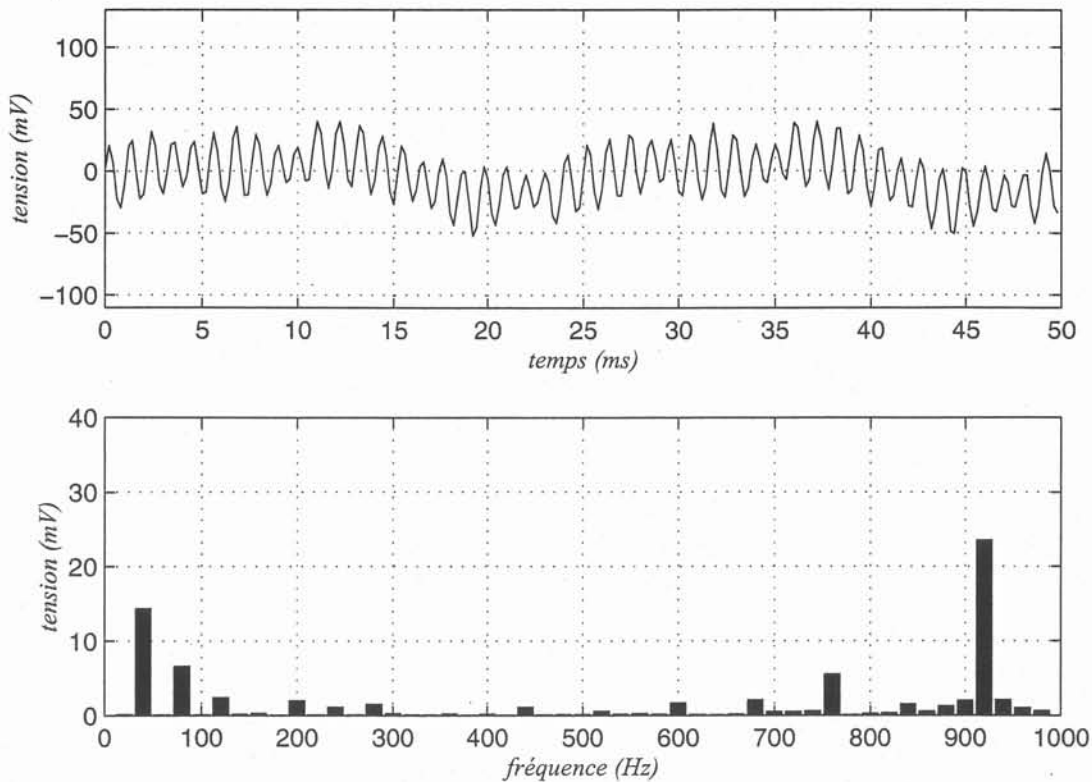


FIG. 4.12 – Tension de l'arbre lors d'une excentricité statique de 2 mm en charge.

pas de particularités. Dans ce cas, la tension d'arbre n'apporte pas d'aide au diagnostic.

III-B.3 Courant dans les voies d'enroulement

Lors de fonctionnements en défauts, des courants circulent entre les voies d'enroulement. Des capteurs à effet Hall ont été placés dans le circuit électrique de la maquette et permettent de mesurer directement la différence de courant entre deux voies d'enroulement.

Lorsque la machine saine fonctionne à vide, les mesures ont montré que les courants de chaque voie d'enroulement sont légèrement différents. Ces différences sont la signature de la machine et proviennent de petites imperfections dans le placement des conducteurs dans les encoches, mais aussi de l'impédance particulière à chaque enroulement.

Par conséquent, dans ce type de fonctionnement, le courant différentiel entre deux voies varie pour chaque couple, c'est-à-dire que la différence des courants entre les voies 1 et 3 ne sera pas identique à celle des voies 2 et 4. Mais il est intéressant de constater que ce courant différentiel est pratiquement indépendant de la charge, comme le montre la comparaison des figures 4.13 et 4.14. L'amplitude de ces signaux est de 2,5 A crête à crête, ce qui représente 2 % du courant nominal. Dans le cas de la différence de courant entre les voies 1 et 3 de la phase U, le spectre est composé d'une raie principale de 0,8 A à 40 Hz et de raies à 140 Hz, 60 Hz, 120 Hz et 20 Hz. Ce courant différentiel constitue la signature de la machine saine, et les signaux générés par des défauts s'y superposent, comme dans le cas de la tension d'arbre.

La figure 4.15 montre le courant différentiel lors d'un court-circuit des conducteurs entourant une dent du rotor en charge. Une raie de 0,8 A à 40 Hz est présente. Cette raie provient de la signature de la machine à vide, donc elle ne caractérise pas le défaut. En revanche, les

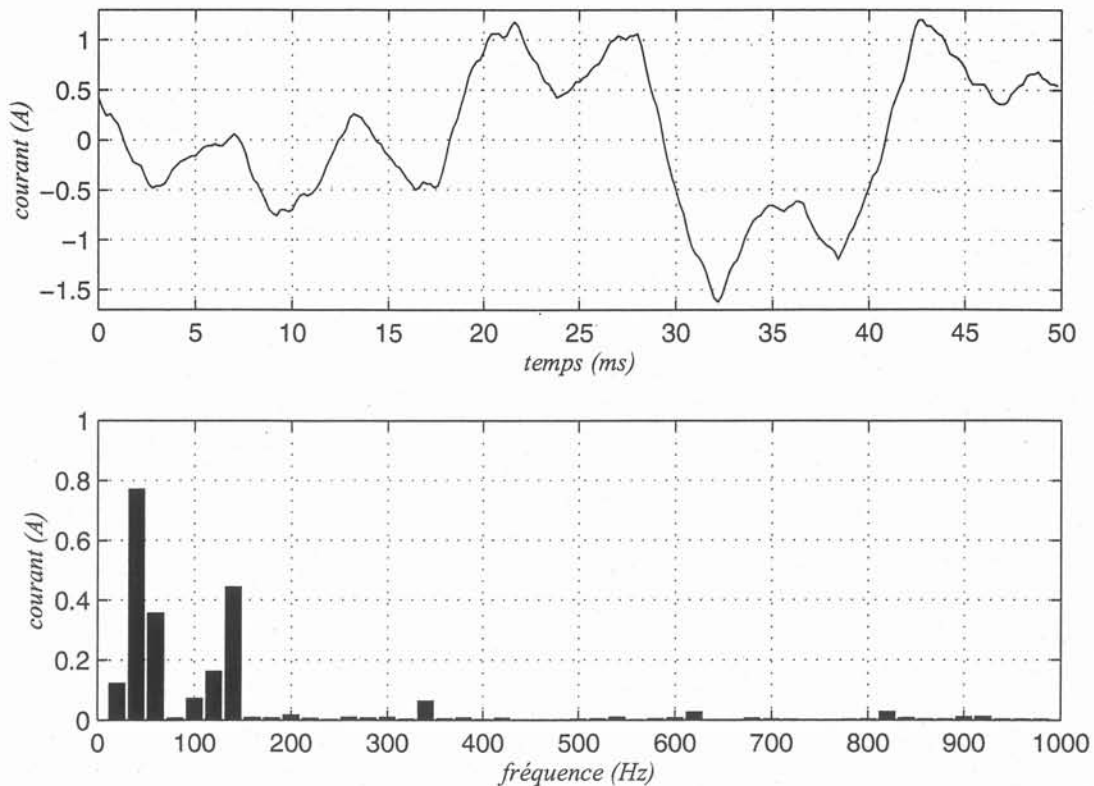


FIG. 4.13 – Courant entre les voies d'enroulement 1 et 3 de la voie U pour une machine saine à vide

raies de 1,9 A à 60 Hz et 1,8 A à 140 Hz sont révélatrices du défaut.

Pour ce court-circuit, nous avons vu que la tension d'arbre comporte des raies caractéristiques de faible amplitude. Les courants entre les voies d'enroulement sont beaucoup plus sensibles à ce défaut puisque l'amplitude est égale à 8 % du courant nominal.

Le court-circuit d'un pôle de l'enroulement d'excitation entraîne des courants très importants dans les voies d'enroulement comme le montre la figure 4.16. Ces courants ont l'amplitude du courant nominal de la machine. Leur analyse harmonique révèle deux raies principales de 30 A à 60 Hz et de 25 A à 20 Hz. Cependant, la raie à 140 Hz n'est pas aussi importante que lors du court-circuit de 11 % d'un pôle de l'excitation. Ceci prouve qu'il n'existe pas de relation simple entre l'amplitude de la signature et celle du défaut.

Les courants entre les voies d'enroulement dans le cas d'une excentricité statique de 2 mm sont représentés à la figure 4.17. Ils sont un peu moins grands que dans le cas d'un court-circuit d'un pôle et l'analyse montre des composantes de 30 A à 40 Hz et de 7 A à 120 Hz. Ce spectre est différent de celui observé lors d'un court-circuit de l'enroulement d'excitation.

De plus, la présence d'une composante à 40 Hz, fréquence électrique de la machine, montre que toutes les voies d'enroulement ne participent pas également à la production de la puissance de la machine, c'est-à-dire que les échauffements ne sont pas les mêmes pour chaque voie d'enroulement.

Pour conclure, la mesure des courants dans les voies d'enroulement constitue un bon outil de diagnostic.

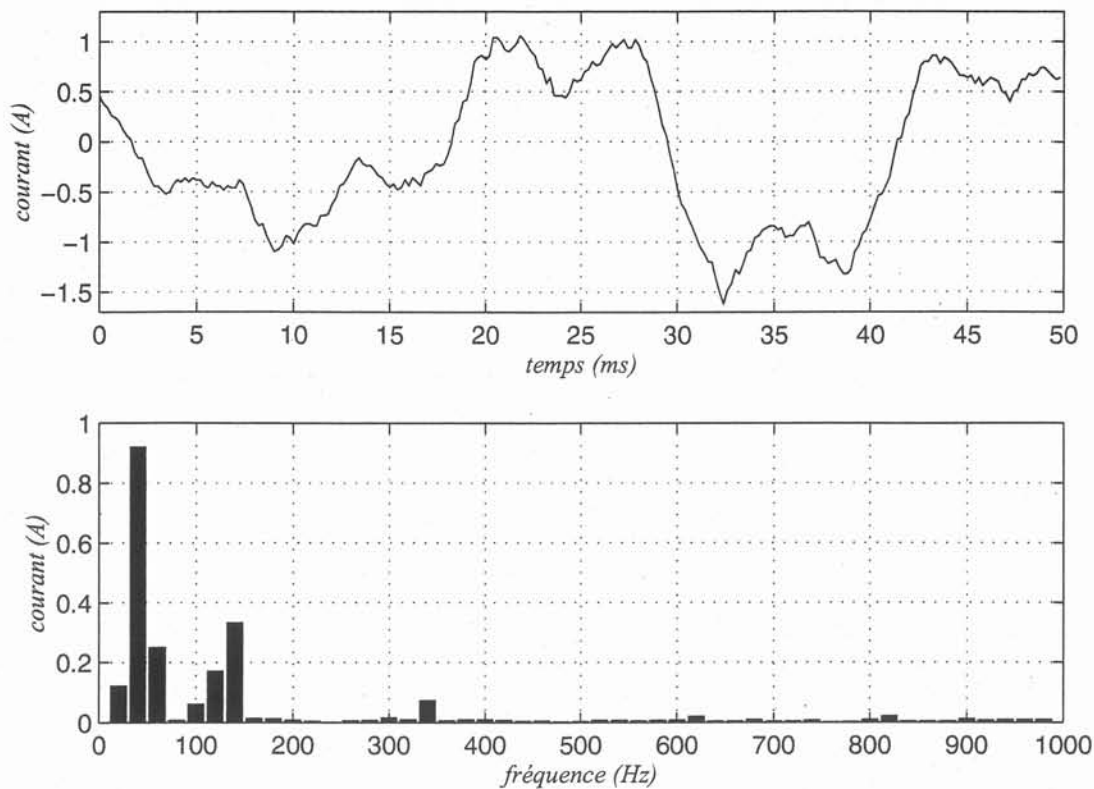


FIG. 4.14 – Courant entre les voies d'enroulement 1 et 3 de la voie U pour une machine saine en charge

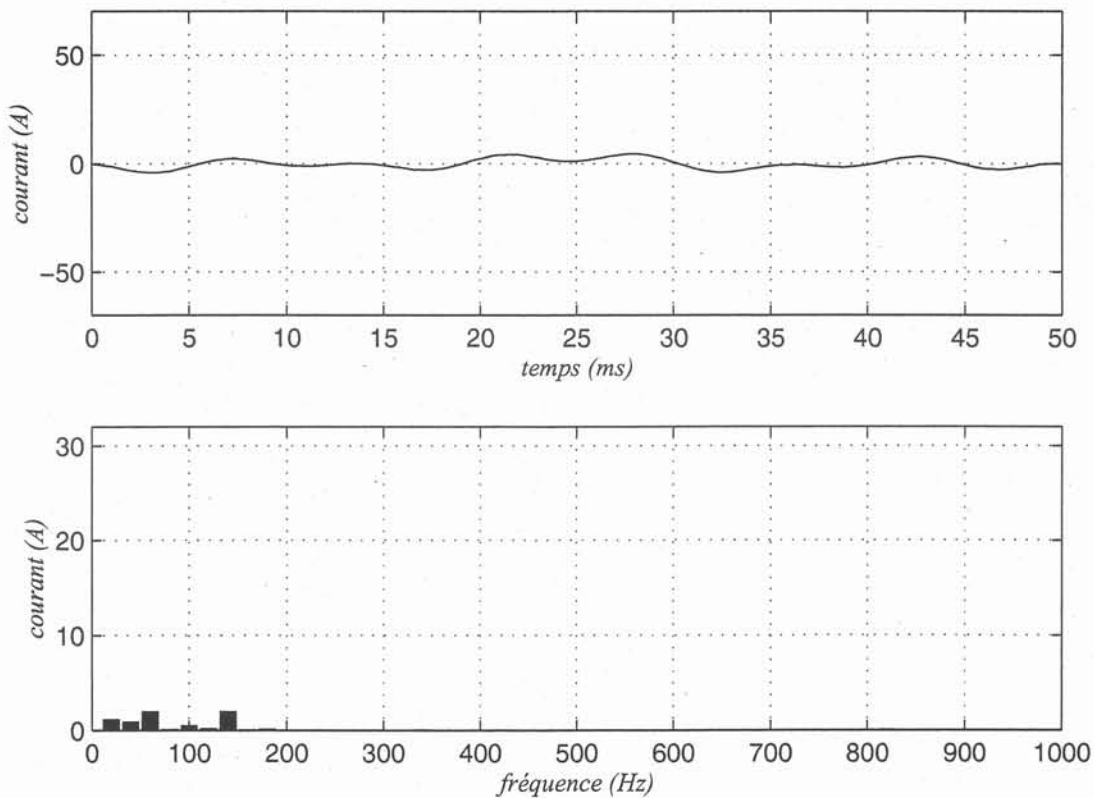


FIG. 4.15 – Courant entre les voies d'enroulement 1 et 3 de la voie U lors d'un court-circuit des spires autour d'une dent du rotor en charge

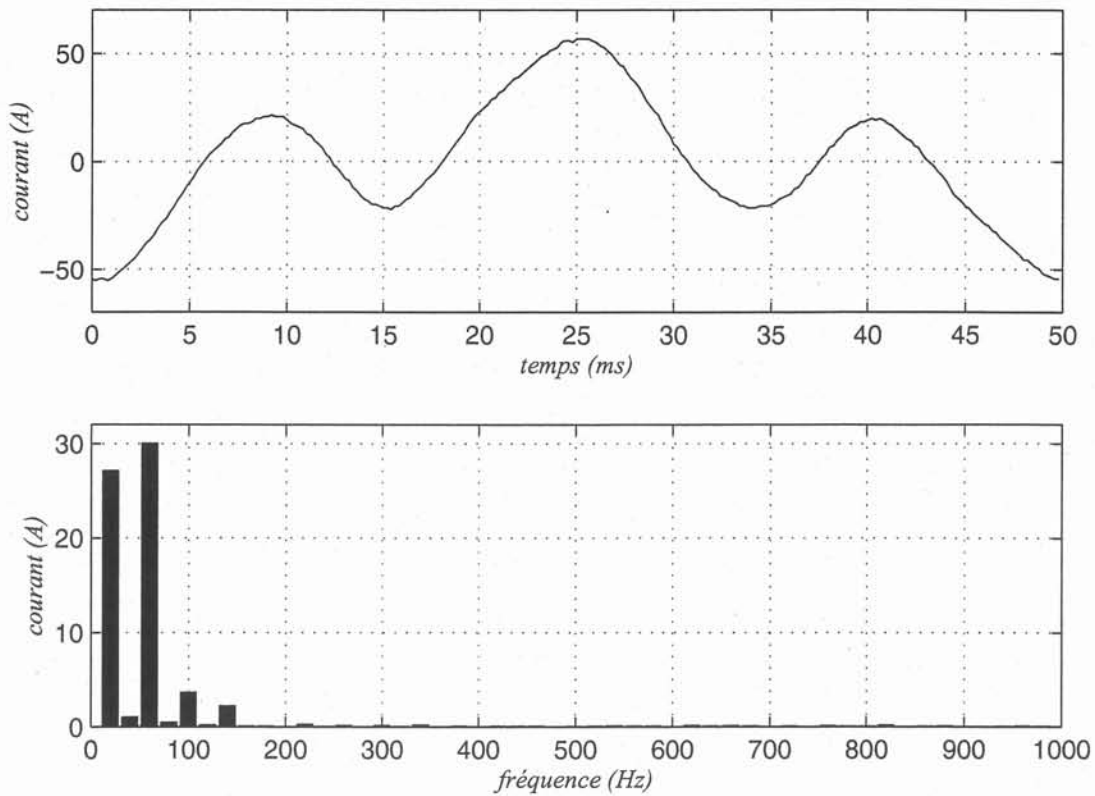


FIG. 4.16 – Courant entre les voies d'enroulement 1 et 3 de la voie U lors d'un court-circuit d'un pôle de l'excitation en charge

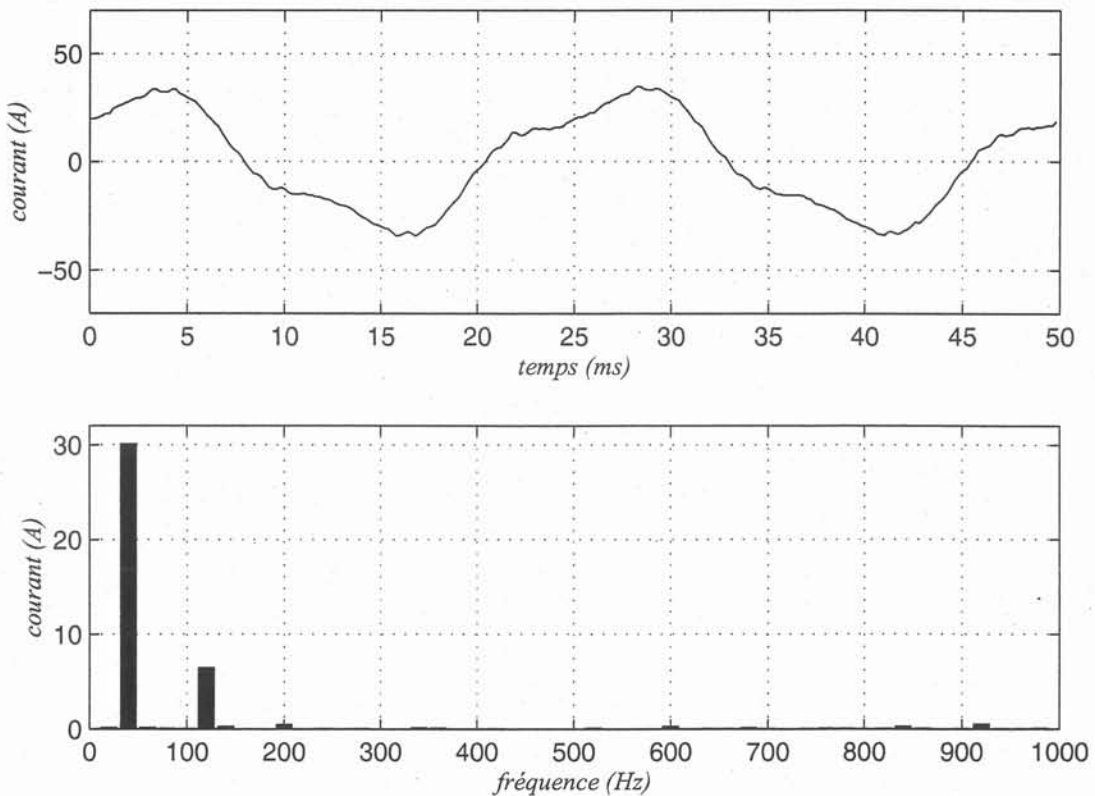


FIG. 4.17 – Courant entre les voies d'enroulement 1 et 3 de la voie U lors d'une excentricité statique de 2 mm en charge

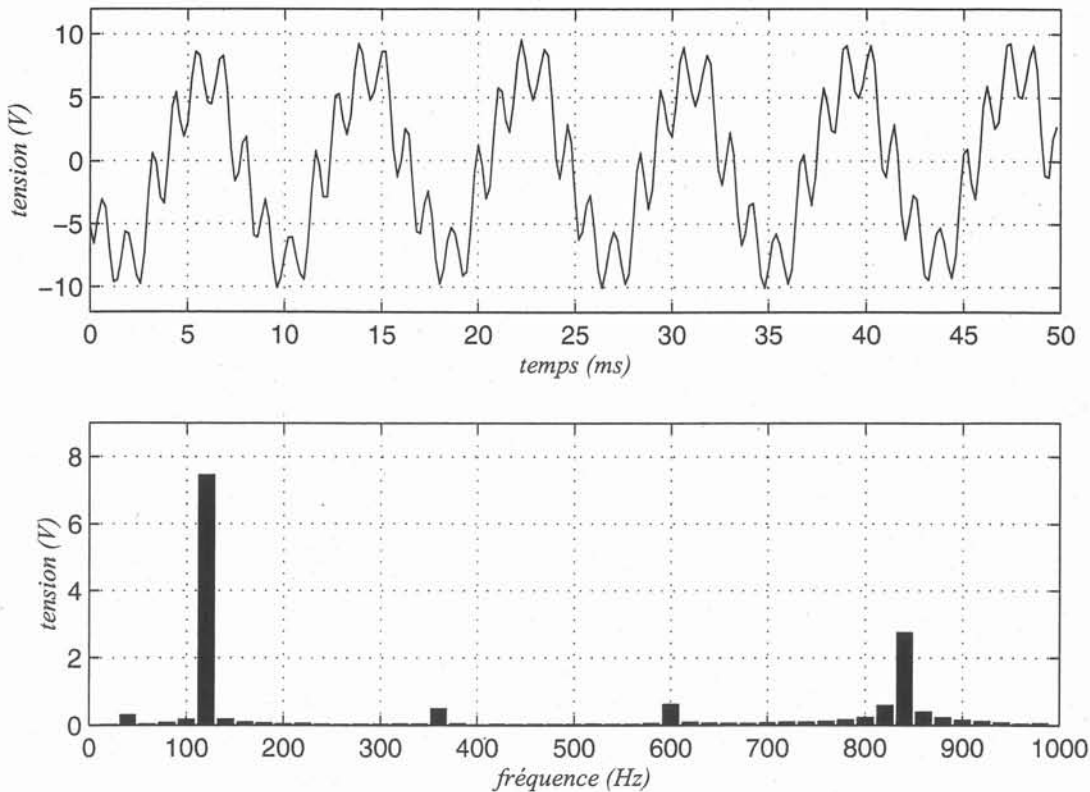


FIG. 4.18 – Tension du neutre du réseau pour la machine saine en charge

III-B.4 Tension entre les neutres

La figure 4.7 de la page 96 rappelle le circuit électrique de la maquette. Les enroulements du stator sont connectés par moitié à deux neutres, et ces neutres reliés à la masse par l'intermédiaire des résistances de $1\text{ k}\Omega$, notées 16 et 17 dans la figure. Le neutre du réseau est relié à cette masse par l'intermédiaire d'une résistance de $100\text{ k}\Omega$, notée 18 dans la figure.

La figure 4.18 montre la tension entre le neutre du réseau et la masse — tension aux bornes de la résistance 18 — pour une machine saine en charge. Le spectre comporte une composante de $7,5\text{ V}$ à 120 Hz et une composante de $2,8\text{ V}$ à 840 Hz . Les simulations montrent que cette tension n'est pas influencée par les défauts, donc cette grandeur ne peut pas être utilisée comme outil de diagnostic.

Le fonctionnement de la machine saine n'entraîne pas de différence de potentiel entre les deux neutres de la machine. Cependant les défauts modifient cette tension. La figure 4.19 montre cette tension lors du court-circuit d'un pôle de l'excitation en charge. Ce signal a une composante fondamentale à 20 Hz et des harmoniques à 80 Hz , 240 Hz , 720 Hz et 60 Hz .

Lors d'une excentricité statique de 2 mm , la tension entre les neutres est composée d'une raie principale à 40 Hz et de raies à 920 Hz et 120 Hz . Cette tension est présentée à la figure 4.20.

Pour les deux types de défauts, les amplitudes de cette tension sont d'environ 300 mV crête à crête. Elles sont de l'ordre de grandeur de la tension d'arbre et sont donc mesurables. Comme la tension entre les neutres a une signature des défauts différente, nous pouvons l'utiliser pour le diagnostic.

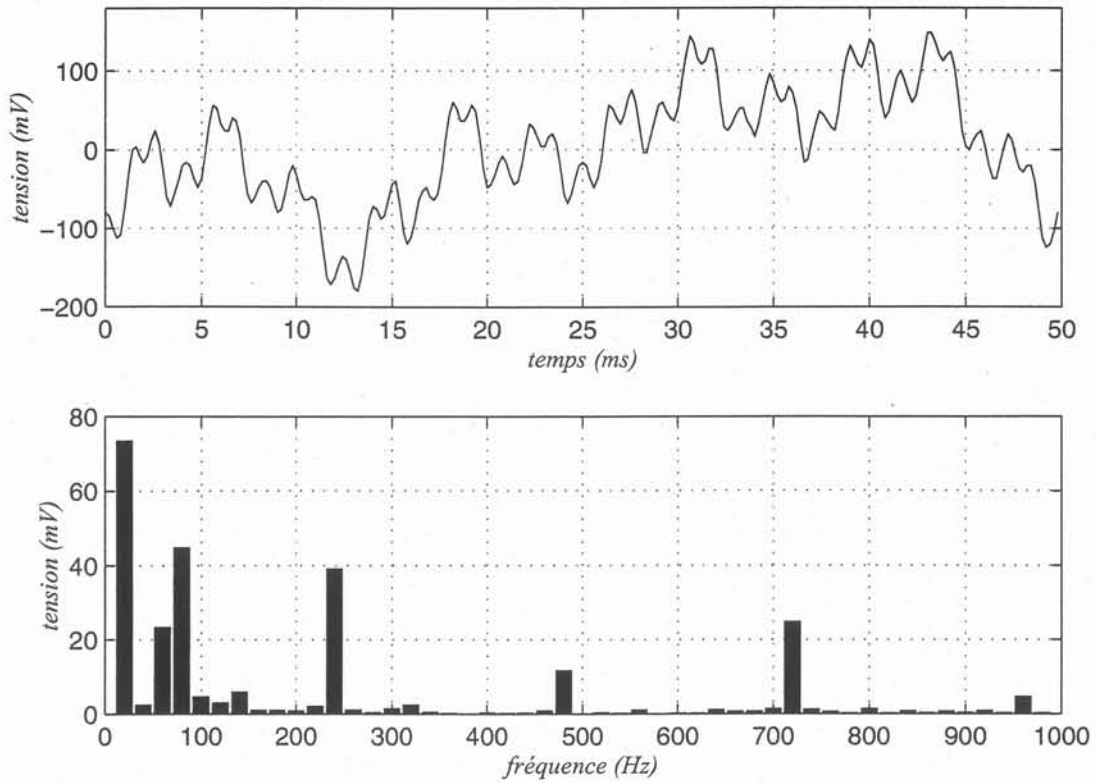


FIG. 4.19 – Tension entre les neutres lors d'un court-circuit d'un pôle en charge

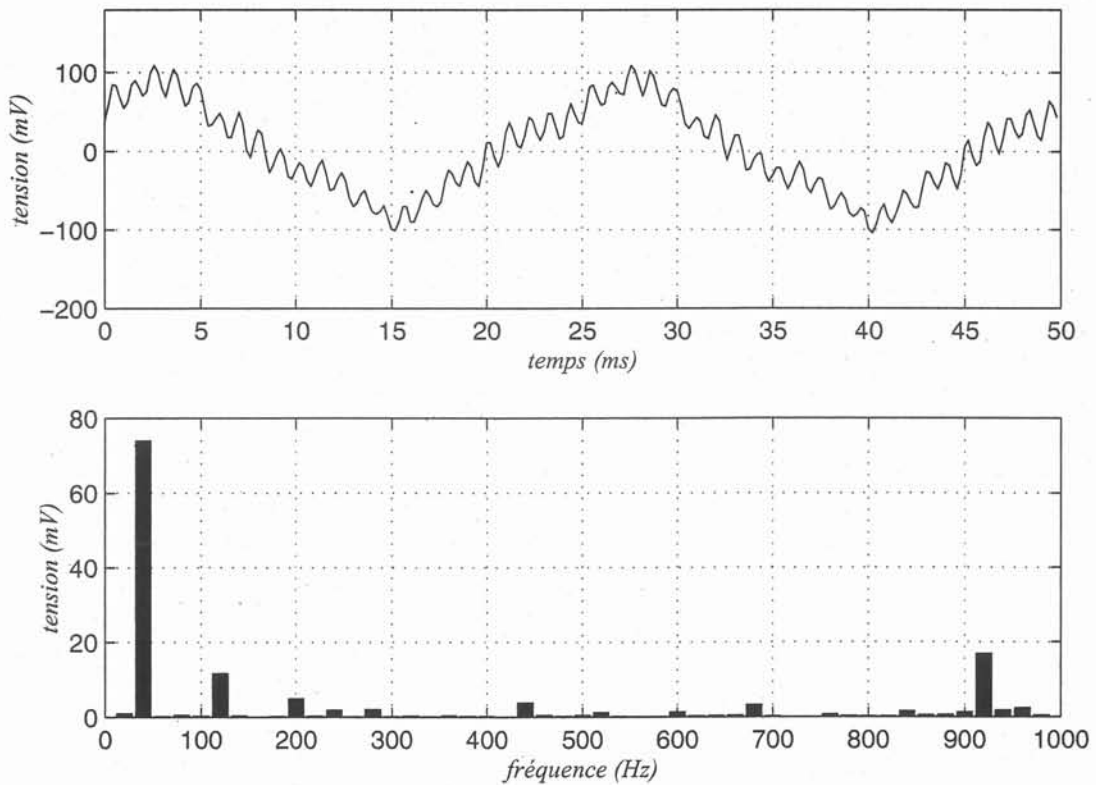


FIG. 4.20 – Tension entre les neutres lors d'une excentricité statique de 2 mm en charge

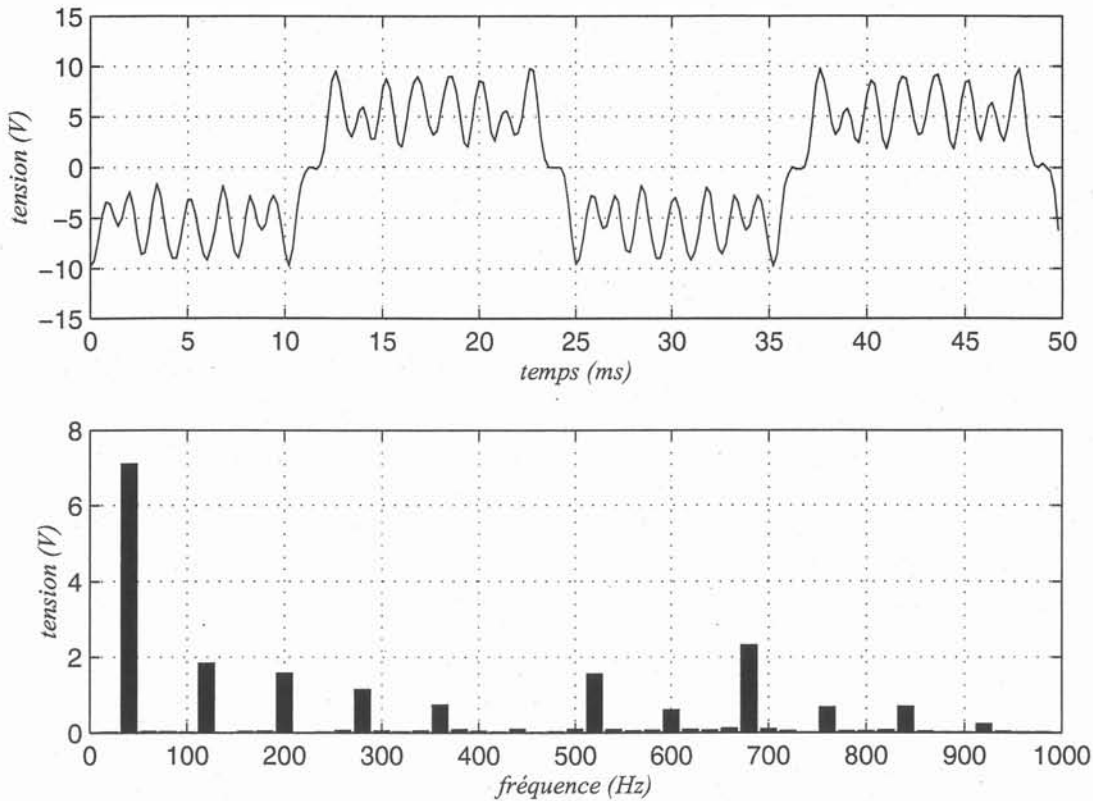


FIG. 4.21 – Tension d'une spire de mesure de flux autour d'une dent pour une machine saine à vide

III-B.5 Flux dans l'entrefer

Le flux dans l'entrefer est une grandeur qui dépend des forces magnétomotrices de l'inducteur et de l'induit, et de la réluctance du circuit magnétique. Pour avoir une représentation de ce flux dans l'entrefer, la maquette est équipée de deux types d'enroulements de mesure de flux :

- quatre enroulements composés de dix spires autour d'une dent du stator ;
- quatre enroulements composés de cinq spires autour de douze dents du stator, ce qui correspond au secteur angulaire d'un pôle.

La figure 4.21 montre la tension aux bornes d'un enroulement composé de dix spires entourant une dent du stator lorsque l'alternateur fonctionne à vide et sans défaut. Cette tension est donc une image locale du flux dans l'entrefer. Nous pouvons voir que le flux dans l'entrefer est composé d'un fondamental à 40 Hz, directement lié à la fréquence électrique de l'alternateur. La représentation temporelle de ce flux est modulée par la force magnétomotrice des enroulements de l'inducteur. Les encoches du rotor sont donc clairement visibles sur cette représentation.

La figure 4.22 représente la tension aux bornes du même enroulement de mesure de flux lors d'un fonctionnement en charge et sans défaut. Elle montre bien la modulation du flux faite par la force magnétomotrice de l'induit. En effet, la comparaison des figures 4.21 et 4.22 montre le décalage de la courbe dans le temps. Ce décalage est une image de l'angle interne de la machine. De plus, lorsque la machine est en charge, le signal perd sa symétrie dans le temps. Nous voyons ainsi que le flux dans l'entrefer est une grandeur dépendante de l'état de charge de l'alternateur.

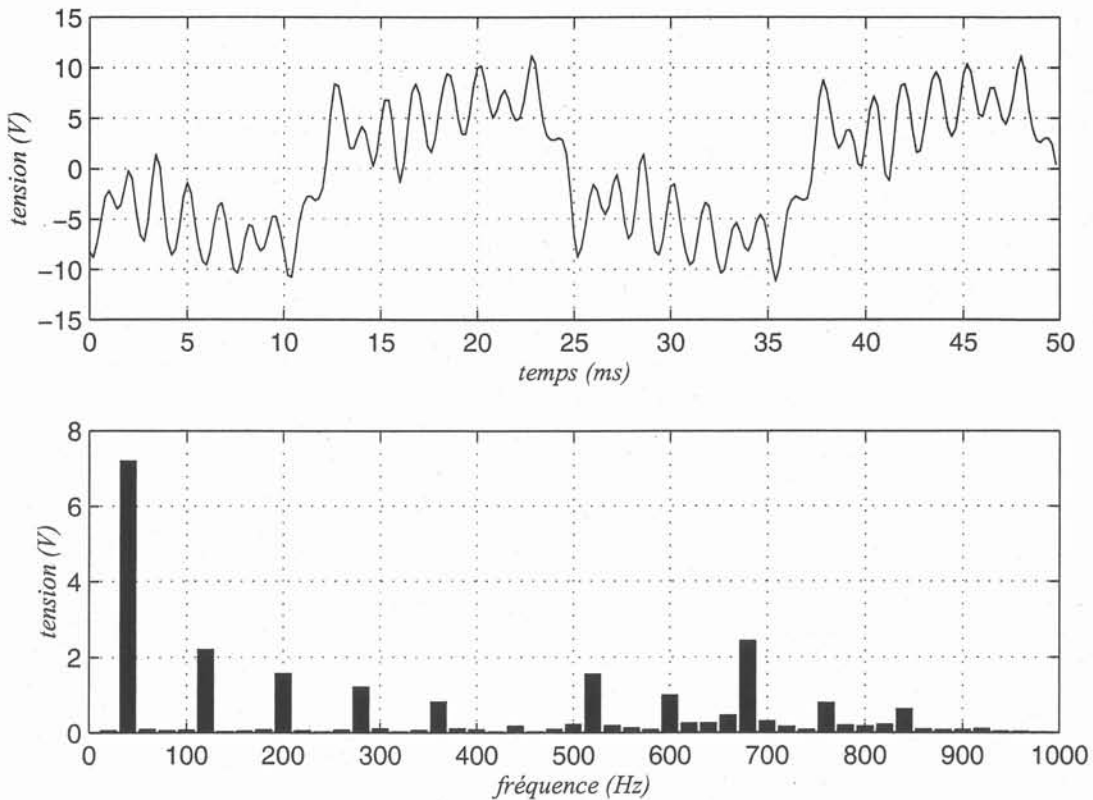


FIG. 4.22 – Tension d'une spire de mesure de flux autour d'une dent pour une machine saine en charge

En charge, lors d'un court-circuit de 11 % d'un pôle de l'excitation, la tension de l'enroulement de mesure du flux est représentée à la figure 4.23. Cette figure montre que le flux dans l'entrefer est presque identique lorsque la machine fonctionne sans défaut. Cependant, une comparaison attentive des figures 4.22 et 4.23 montre que le signal est modifié entre les instants référencés 8 ms et 14 ms. Cette modification est due au passage devant les spires de mesure de flux de l'encoche en court-circuit.

Dans cette analyse de l'image du flux dans l'entrefer, il faut noter que la décomposition en série de Fourier n'est d'aucune aide. Dans ce cas particulier, c'est l'observation du signal temporel qui apporte des informations sur l'état de la machine. Une autre particularité de cette grandeur réside dans la simplicité de localisation du défaut. En effet, si la position des spires de mesure de flux est connue et si l'enregistrement du signal est lié à une position particulière du rotor, il suffit de multiplier le temps par la vitesse de rotation pour obtenir la position relative du défaut.

L'analyse du flux dans l'entrefer dans le cas d'un court-circuit d'un pôle aboutit aux mêmes conclusions.

La figure 4.24 montre la tension d'une spire de mesure de flux lors d'une excentricité statique de 2 mm. Lors de ce défaut, la tension aux bornes d'une autre spire de mesure de flux, situé à 45° de la précédente, est représentée dans la figure 4.25. La comparaison de ces deux figures montre que le flux n'est pas réparti de la même façon tout autour du rotor. L'amplitude du flux est plus grande dans la figure 4.25 que dans la figure 4.24, ce qui veut dire que l'entrefer est plus étroit près de la spire de mesure de la figure 4.25.

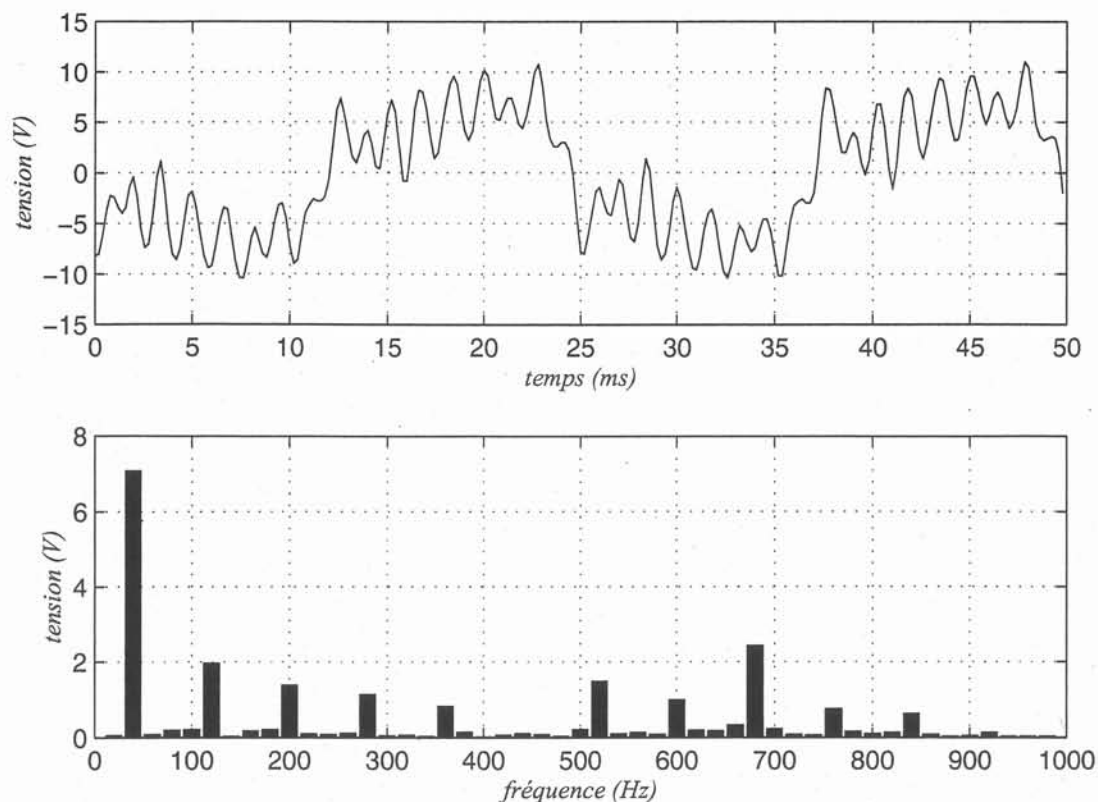


FIG. 4.23 – Tension d'une spire de mesure de flux autour d'une dent lors d'un court-circuit des conducteurs autour d'une dent du rotor en charge

Par conséquent, l'analyse du flux dans l'entrefer à des positions différentes du stator permet de détecter et de localiser les excentricités statiques.

III-B.6 Tension entre phases

La tension entre phases est une grandeur primordiale d'un alternateur. Elle doit être la plus proche possible d'une fonction sinusoïdale pour que le réseau soit de bonne qualité. La figure 4.26 montre la tension entre les phases V et U de l'alternateur lors d'un court-circuit d'un pôle de l'excitation. L'analyse de cette figure montre que la tension entre phases est la même que lorsque la machine est saine. Cela veut dire que c'est une grandeur pratiquement insensible aux défauts de la machine.

Par conséquent, l'observation de la tension entre phases ne permet pas de surveiller l'état d'une machine synchrone. Cette propriété est d'autant plus intéressante que la qualité de l'électricité fournie au réseau ne dépend pas de l'état général de la machine.

III-B.7 Tension entre phase et neutre

Nous venons de voir l'analyse de la tension entre les phases et de la tension des neutres. Toutes les informations que nous pouvons obtenir en analysant ces tensions sont aussi présentes dans la tension entre phase et neutre. Cependant, cette grandeur ne contient pas d'informations supplémentaires et son analyse nous a montré qu'il est plus aisé d'étudier les tensions entre phases et les tensions de neutre séparément.

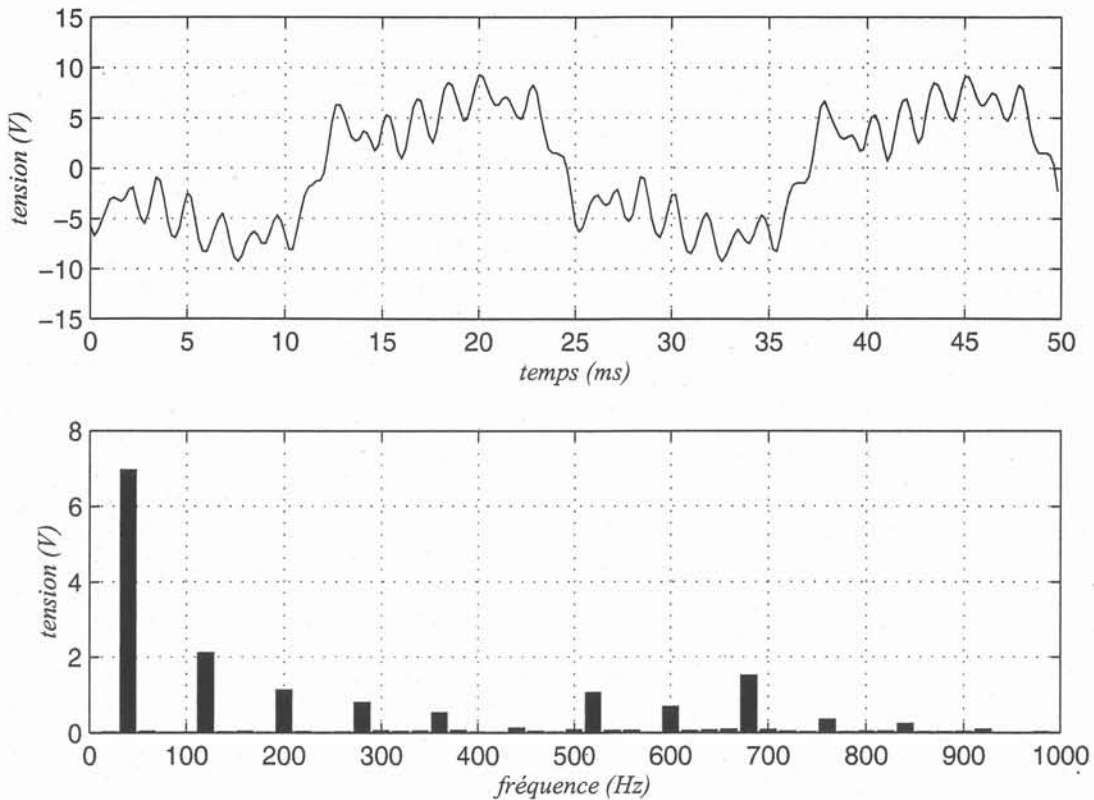


FIG. 4.24 – Tension d'une spire de mesure de flux autour d'une dent lors d'une excentricité statique de 2 mm en charge

III-B.8 Courant d'excitation

Des mesures du courant d'excitation ont été réalisées. Les résultats montrent que cette grandeur semble insensible aux défauts.

III-B.9 Synthèse

En résumé les mesures ont montré que les défauts avaient des incidences notables sur les grandeurs que nous avons observées. Le tableau 4.1 présente une synthèse des résultats.

III-B.10 Conclusion

Les mesures ont montré que la maquette est un outil très intéressant, puisque les défauts qu'elle peut réaliser ont une incidence mesurable.

Nous avons vu que les grandeurs électriques d'une machine synchrone sont sensibles aux défauts et que les signatures caractéristiques sont mesurables. Cependant, chaque grandeur se comporte un peu différemment :

- la tension d'arbre est très sensible aux caractéristiques magnétiques de la maquette : la signature de la machine saine est très importante en amplitude mais les harmoniques présents ne sont pas caractéristiques des défauts. Ainsi, l'observation de certains harmoniques seulement nous permet de faire le diagnostic.
- les courants entre les voies d'enroulement sont très sensibles aux défauts de la machine. Cette propriété est d'autant plus intéressante que la signature de l'alternateur sain est

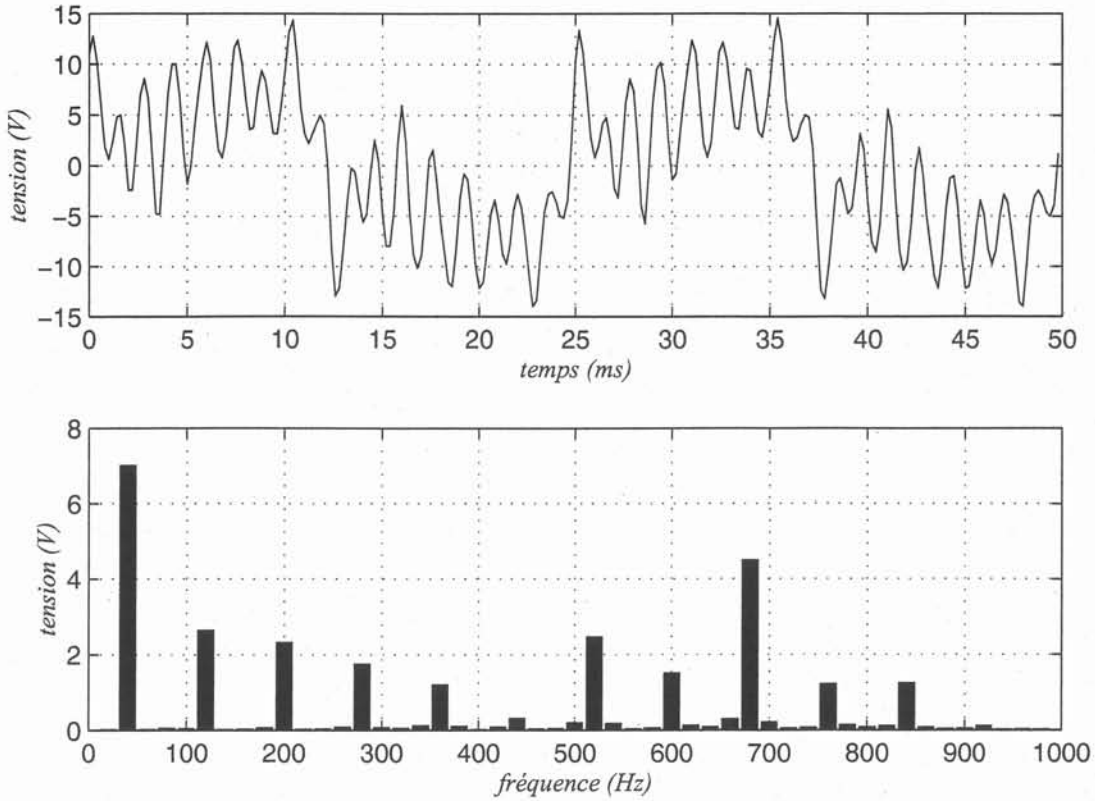


FIG. 4.25 – Tension d'une autre spire de mesure de flux autour d'une encoche lors d'une excentricité statique de 2 mm en charge

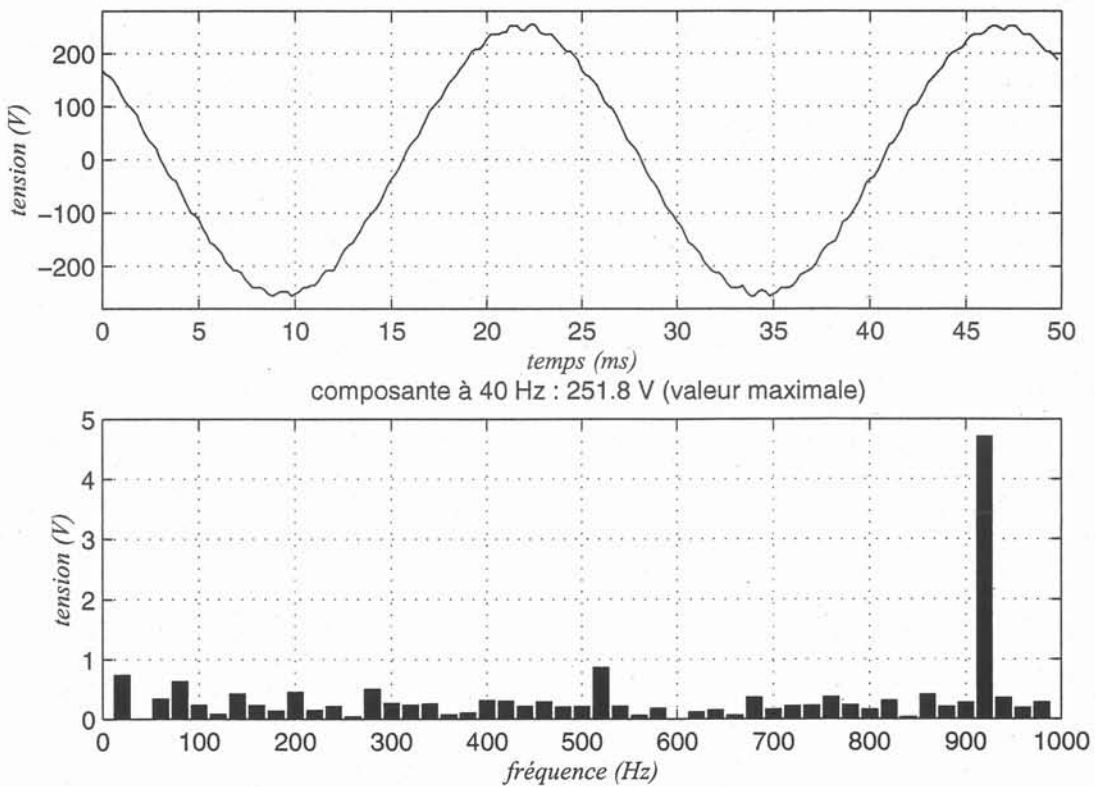


FIG. 4.26 – Tension entre phases de l'alternateur en charge

	Tension d'arbre	Courant entre voies d'enroulement	Tension entre neutres	Tension entre phases
Machine saine à vide	13,5 mV à 40 Hz 6 mV à 80 Hz 2 mV à 120 Hz 2 mV à 200 Hz	0,8 A à 40 Hz 0,45 A à 140 Hz 0,35 A à 60 Hz	amplitude nulle	257,4 V à 40 Hz 4,7 V à 920 Hz
court-circuit de 11 % d'un pôle de l'excitation	idem machine saine + 2,8 mV à 160 Hz + 2,4 mV à 240 Hz	2 A à 60 Hz 1,9 A à 140 Hz 1,2 A à 20 Hz 0,5 A à 100 Hz	25 mV à 40 Hz 10 mV à 240 Hz	253,8 V à 40 Hz 4,7 V à 920 Hz
excentricité statique de 2 mm	idem machine saine + 24 mV à 920 Hz + 5 mV à 760 Hz	27 A à 40 Hz 7 A à 120 Hz	75 mV à 40 Hz 12 mV à 120 Hz 18 mV à 920 Hz	263,4 V à 40 Hz 4,8 V à 920 Hz
court-circuit d'un pôle de l'excitation	38 mV à 240 Hz 34 mV à 160 Hz 24 mV à 80 Hz 15 mV à 40 Hz	27 A à 20 Hz 30 A à 60 Hz 4 A à 100 Hz	75 mV à 20 Hz 22 mV à 60 Hz 45 mV à 80 Hz 39 mV à 240 Hz 25 mV à 720 Hz	251,8 V à 40 Hz 4,8 V à 920 Hz

TAB. 4.1 – Synthèse des mesures de la maquette

presque nulle.

- le flux dans l'entrefer, à l'inverse des grandeurs que nous venons de citer, est sensible à l'état de charge. Néanmoins, cette grandeur peut être utilisée pour faire un diagnostic.

Pour que l'étude soit complète, nous devons disposer de mesures réalisées sur les sites. C'est l'objet de la prochaine partie.

IV Mesures sur les alternateurs EDF

IV-A Conditions de mesure

Nous venons de voir les mesures faites sur la maquette. Elles vont nous permettre de confronter les résultats aux simulations en vue d'une validation et pour permettre de mieux analyser les mesures réalisées sur les sites de production (dix-sept tranches) par les services compétents d'EDF. Ces mesures sont nombreuses de façon à mieux cerner les difficultés d'une application aux exploitations de production.

Elles ont été réalisées sur trois types d'alternateurs, dont tous les types de turboalternateurs de la production nucléaire. Ces alternateurs ont été brièvement décrits dans la partie II-A.1, à la page 17.

Elles ont été réalisées dans les régimes de fonctionnement suivants :

- le fonctionnement en exploitation, à puissance nominale ;
- une autre série a été réalisée pendant le relevé de la caractéristique à vide de la machine, effectuée à chaque remise en marche d'une installation nucléaire.

Dans tous les cas, le système de surveillance actuellement en service nous a indiqué que les alternateurs étaient en bon état de marche, ce que nous avons appelé *machine saine* depuis le début de l'étude. Cependant, il se peut que nous ayons fait des mesures sur des machines affectées par un ou plusieurs types de défauts non détectables actuellement.

Comme notre étude ne se limite pas à une seule grandeur, nous en avons relevé plusieurs, qui sont :

- la tension d'arbre ;
- le courant de neutre ;
- le courant différentiel entre les neutres de l'alternateur sur les machines qui possèdent deux neutres ;
- une image du courant d'excitation, sur un seul alternateur à excitation séparée.

Cependant, comme les grands turboalternateurs sont refroidis par de l'hydrogène sous pression et les connexions entre les voies d'enroulement sont réalisées à l'intérieur de la machine, il n'a pas été possible de relever le courant entre les voies d'enroulement dans ce type de machine.

IV-B Mesures

IV-B.1 Introduction

La grandeur mesurée sur tous les sites a été la tension d'arbre. C'est une grandeur qui est relativement accessible. La méthode consiste à s'assurer du bon contact électrique des balais de mise à la masse de l'arbre du côté turbine, puis à mesurer la tension entre l'arbre et la carcasse de l'autre côté. Cette tension est relevée en appliquant sur l'arbre une perche isolante légère munie d'un frotteur en tresse de cuivre, [22].

Les tensions d'arbre ont été mesurées sur une durée de 50 ms pour la plupart. Cela permet d'avoir la représentation temporelle sur une rotation de l'arbre (il faut 40 ms à l'arbre pour

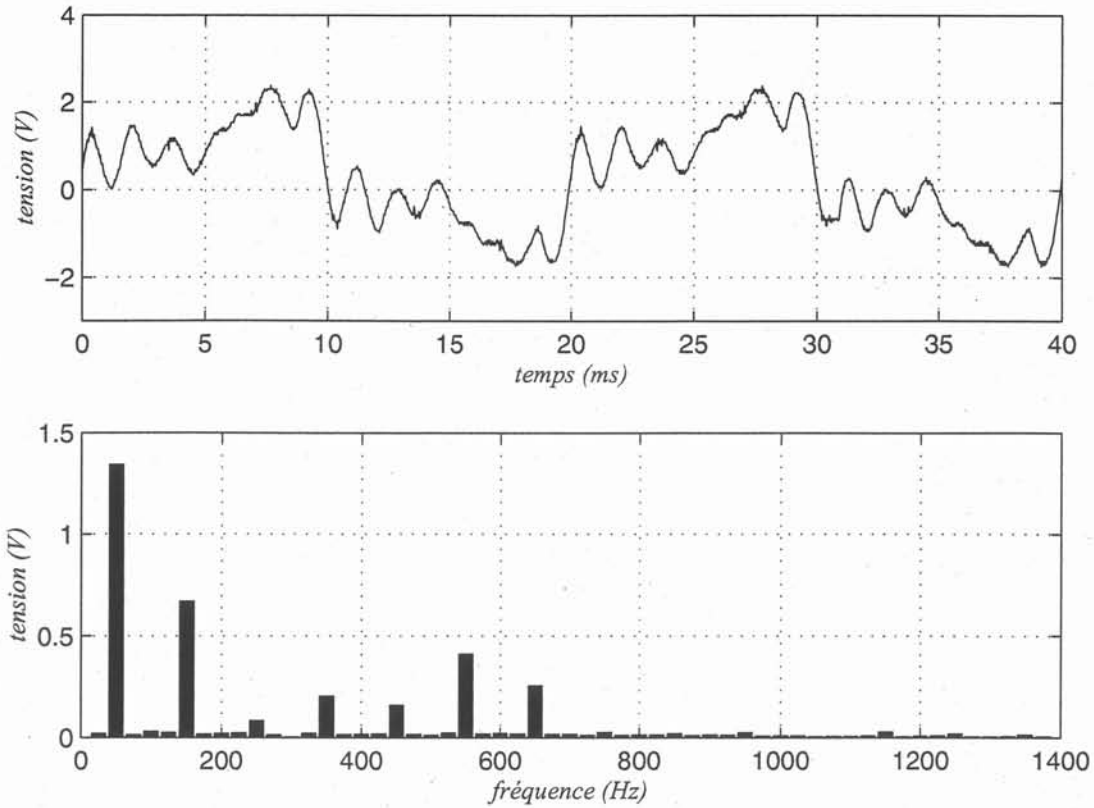


FIG. 4.27 – Tension d'arbre de l'alternateur A1

faire un tour complet, puisqu'il tourne à la fréquence de 25 Hz), et l'analyse fréquentielle prend en compte le fondamental à 25 Hz et ses harmoniques jusqu'à 1 400 Hz.

Mais pour avoir une vue d'ensemble du spectre, des mesures ont aussi été faites sur des périodes plus ou moins longues pour connaître les fréquences plus petites et plus grandes.

Les mesures du courant de l'inducteur de l'alternateur inversé permettent d'avoir une image du courant d'excitation de la machine. Elles ont été établies sur une période longue et laissent apparaître les basses fréquences.

IV-B.2 Tensions d'arbre

Les figures 4.27 et 4.28 présentent les tensions d'arbre. Elles sont d'une amplitude de l'ordre de 7 V crête à crête. La décomposition en série de Fourier montre que le signal est composé de raies à 50 Hz, 150 Hz, 550 Hz et 650 Hz.

La tension d'arbre d'un autre type de turboalternateur est montrée à la figure 4.29. Ces tensions ont une amplitude d'environ 110 V, ce qui est très élevé. Les fréquences présentes dans ces tensions sont 50 Hz, 150 Hz, 350 Hz, 450 Hz, 750 Hz, 1 050 Hz et 1 350 Hz.

Nous avons réalisé la même opération sur un autre type d'alternateurs. Les résultats sont présentés à la figure 4.30. L'amplitude des tensions est encore plus importante que dans le cas précédent et approche les 150 V crête à crête. Le spectre est un peu différent puisqu'il est composé de raies à 50 Hz, 150 Hz, 750 Hz et 1 050 Hz.

Ces mesures, même si les signaux temporels ne sont pas totalement identiques, sont très ressemblantes pour toutes les machines d'un même type. Cela semble indiquer que toutes les

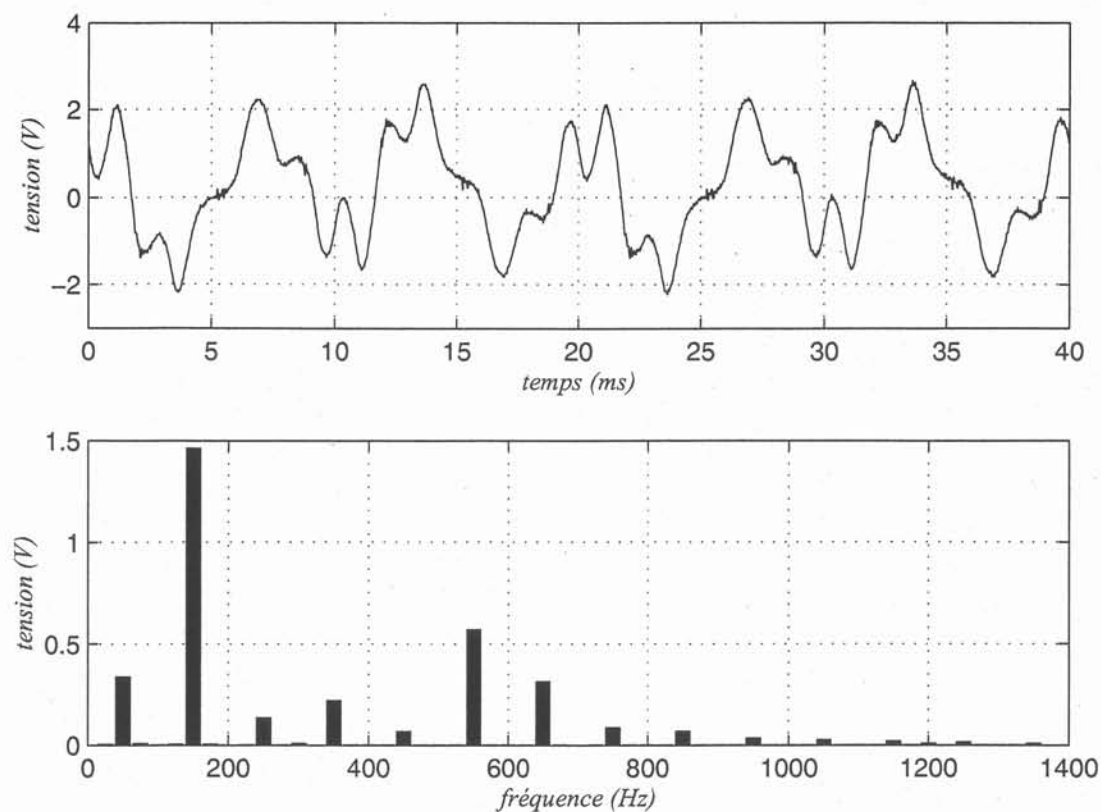


FIG. 4.28 – Tension d'arbre de l'alternateur A2

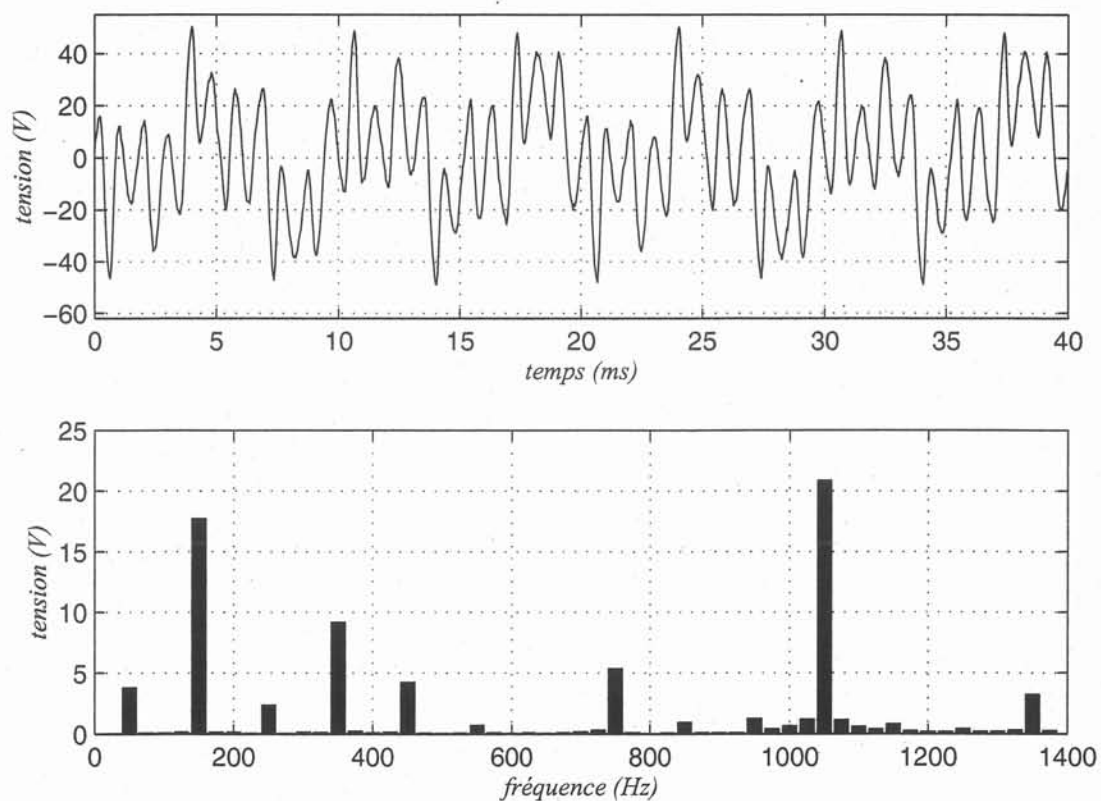


FIG. 4.29 – Tension d'arbre de l'alternateur B1

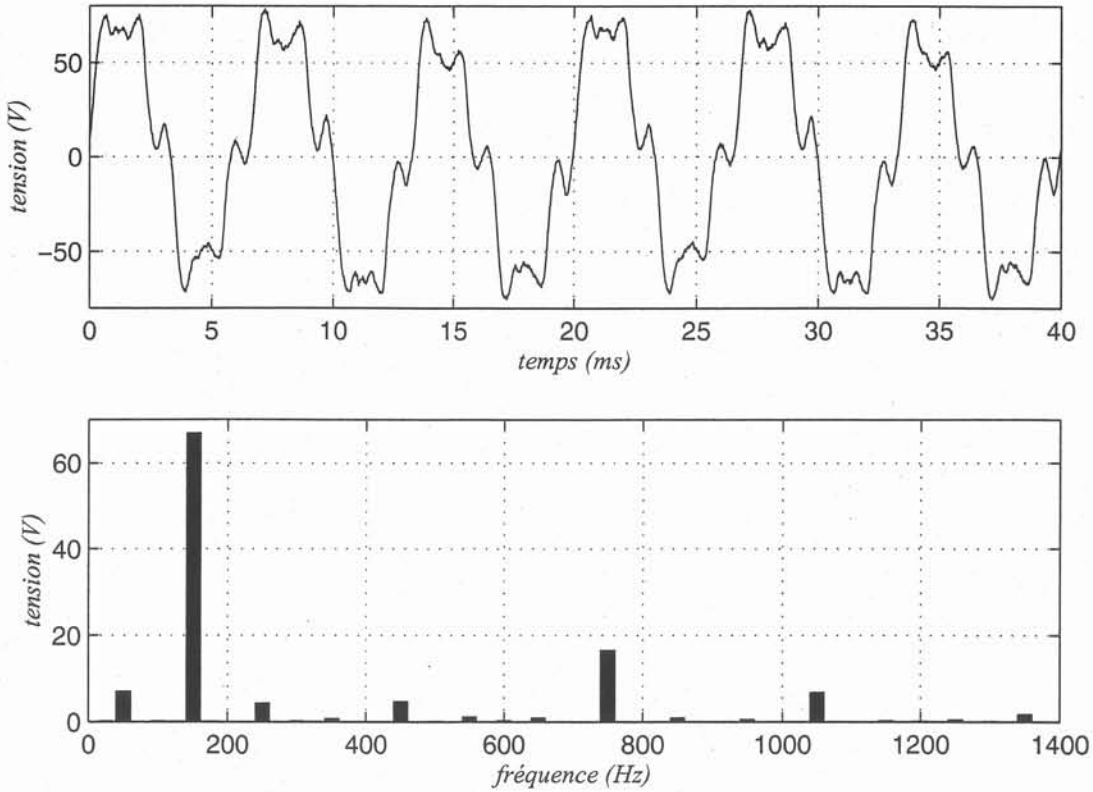


FIG. 4.30 – Tension d'arbre de l'alternateur C1

machines qui ont été vues sont saines, ou, peut-être, sont toutes affectées du même défaut. Il semble cependant que les tensions mesurées possèdent des signatures inhérentes au type de constructions des machines et qu'il n'existe pas de défaut. Les différences observées entre les amplitudes des tensions d'arbres semblent révéler que les techniques de fabrication des alternateurs ne sont pas toutes aussi rigoureuses.

Des mesures ont été réalisées sur un intervalle de temps beaucoup plus long et la figure 4.31 montre l'une d'entre elles et sa décomposition en série de Fourier. Des fréquences différentes des multiples de la fréquence de rotation de la machine sont présentes. Ces raies sont probablement dues à la régulation à quatre boucles de la puissance de l'alternateur, qui module le courant d'excitation.

IV-B.3 Courant d'excitation

Le courant d'excitation des grands turboalternateurs n'est pas directement accessible. Cependant, nous pouvons avoir accès à une image du courant d'excitation de l'alternateur inversé qui génère ce courant d'excitation. Cette grandeur constitue donc une image du courant d'excitation de l'alternateur. La figure 4.32 représente un tel courant. La représentation temporelle montre qu'il n'est pas périodique et la décomposition en série de Fourier fait apparaître des fréquences éparses et basses. Nous voyons là l'action de la régulation de tension à quatre boucles.

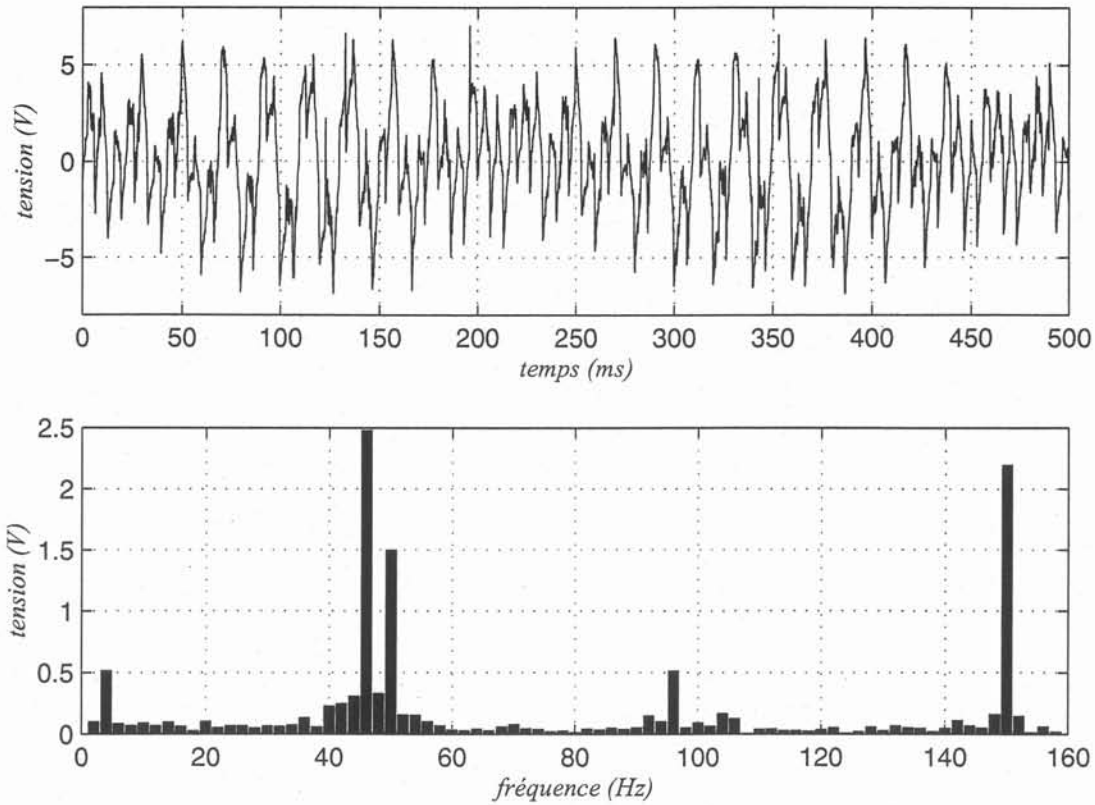


FIG. 4.31 – Évolution de la tension d'arbre de l'alternateur A2 sur une longue durée

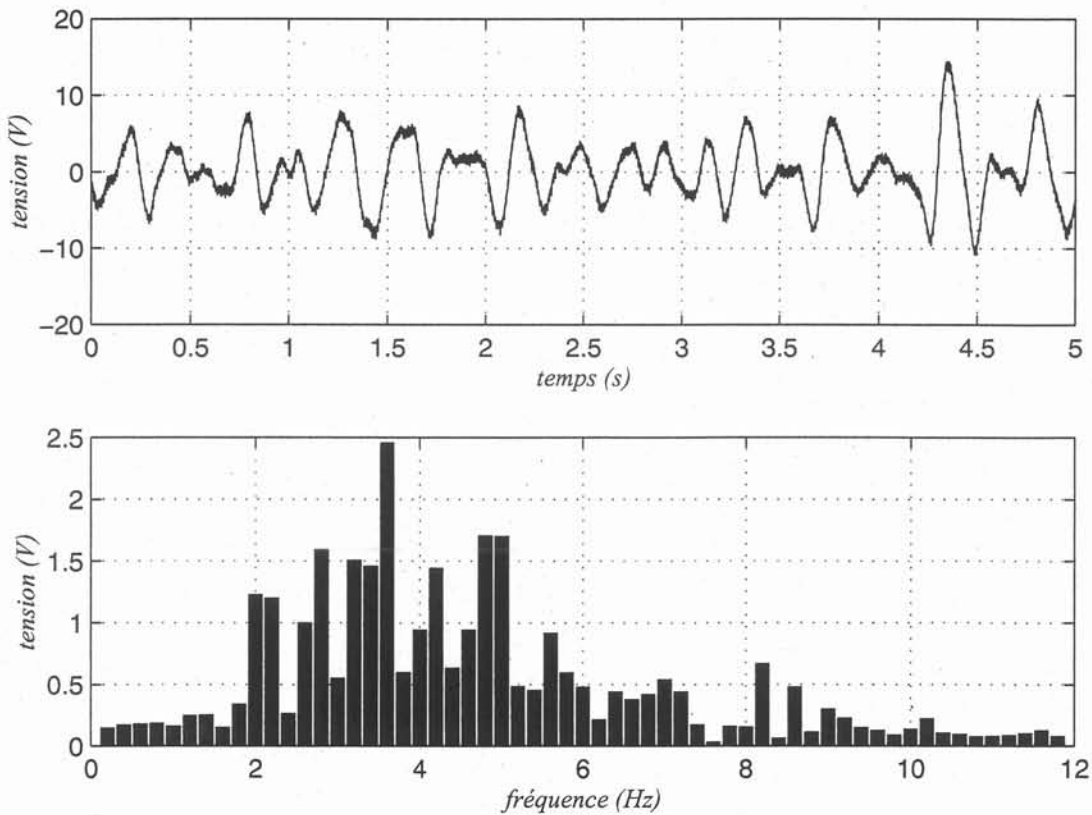


FIG. 4.32 – Image du courant d'excitation de l'alternateur B2

IV-B.4 Courants entre les neutres

Nous avons mesuré les courants entre les neutres. Leur analyse montre qu'ils sont composés pour l'essentiel d'un signal à 150 Hz et d'un signal à 50 Hz. Ce courant a été mesuré à l'aide de bobines de ROGOWSKI. Lors de la mesure, il a été constaté que le signal à vide de cet instrument de mesure comportait une raie à 50 Hz, et il est donc difficile de savoir si le 50 Hz provient d'un courant circulant dans les neutres ou d'un parasitage par le réseau.

IV-B.5 Synthèse

Le tableau 4.2 rassemble des caractéristiques de la tension d'arbre. Nous voyons ainsi plus facilement différences et les points communs entre les différents types de turboalternateurs.

Tension d'arbre	Alternateur A1	Alternateur A2	Alternateur B1	Alternateur C1
à 50 Hz	1,4 V	0,3 V	4 V	7 V
à 150 Hz	0,7 V	1,4 V	18 V	66 V
à 350 Hz			9 V	
à 550 Hz	0,4 V	0,6 V		
à 750 Hz			6 V	17 V
à 1 050 Hz			21 V	8 V

TAB. 4.2 – Synthèse des mesures sur sites

IV-B.6 Conclusion

Les résultats obtenus sur site montrent que les tensions d'arbres sont très différentes d'un type de machine à l'autre. Cependant, elles semblent identiques pour toutes les machines d'une même catégorie. Cela montre deux choses :

- pour toutes les machines d'une même catégorie, l'observation de la tension d'arbre est un indicateur de l'état de la machine : si on observe une évolution de cette grandeur, ou si elle est différente sur une seule machine de la catégorie, alors il s'est probablement produit un défaut ;
- le diagnostic d'un défaut par l'analyse de la tension d'arbre nécessite une étude pour chaque catégorie de machines à l'aide du logiciel FLUX2D. Si cela n'est pas possible, par exemple sur les machines du parc hydraulique, une analyse par les courants entre les voies d'enroulement permet de s'affranchir de l'étude, car les propriétés de ces courants sont plus semblables d'une machine à l'autre.
- Sur les machines du parc hydraulique, nous pourrions nous intéresser au courant d'excitation, grandeur qui est accessible sur ce type de machine.

Les fréquences contenues dans le courant d'excitation et les raies à des fréquences non multiples de fréquence de rotation de la machine semblent corrélées. Cependant, une vérification méticuleuse de ce fait consisterait à faire des mesures simultanées de la tension d'arbre et du courant d'excitation. Malheureusement, c'est une manipulation que nous ne pouvons pas réaliser.

Enfin, il semble que toutes les machines que nous avons analysées sont saines : en effet, nous constatons que les tensions d'arbre sont similaires pour toutes les machines d'une même catégorie.

V Conclusion

Dans ce chapitre nous avons vu que nous pouvons faire des mesures fiables et peu bruitées sur la maquette. Nous avons aussi vu que les grandeurs mesurées sur la maquette présentent des signatures caractéristiques de chaque défaut. C'est un résultat important qui montre que notre démarche peut s'appliquer dans un système industriel.

Plus précisément, la tension de l'arbre et les courants entre les voies d'enroulement semblent très intéressants parce qu'ils ne dépendent pratiquement pas de la charge : ceci permet une analyse plus simple. Ce n'est pas le cas du flux dans l'entrefer qui est très sensible à la charge.

D'autre part, les mesures sur sites ont montré que les tensions d'arbre sont très différentes suivant le type d'alternateur. Cela souligne le fait qu'elles sont très influencées par la géométrie du circuit magnétique et d'une manière générale par la structure interne de l'alternateur.

Nous savons donc que les fonctionnements en défaut que nous avons réalisés ont une influence sur les grandeurs électriques de la machine. Pour construire des outils de diagnostic, il reste à comparer les résultats des simulations et les mesures, puis à caractériser les harmoniques qui indiquent la présence d'un défaut. C'est l'objet du prochain chapitre.

Chapitre 5

Résultats et perspectives

Chapitre 5

Résultats et perspectives

I Introduction

Dans les deux chapitres précédents, nous avons vu que les résultats des simulations et les mesures présentent des signatures caractéristiques des défauts. Pour poursuivre l'étude et construire un outil de diagnostic exploitable, il est nécessaire de comparer les mesures et les résultats de simulation. C'est ce que nous allons faire dans ce chapitre.

Dans un premier temps, les comparaisons de la tension d'arbres sont présentées, suivies de celles entre les courants des voies d'enroulement et de la tension entre les neutres.

Enfin, nous donnerons les perspectives et les travaux à réaliser pour compléter l'étude.

II Synthèse des tensions d'arbre

II-A Résultats et comparaisons

Nous avons vu dans l'étude physique du chapitre 2 que la tension d'arbre est très dépendante de la réluctance du stator. De façon moins sensible, elle est modifiée par des défauts tels que certains courts-circuits et certaines excentricités.

D'autre part, nous avons remarqué que la tension d'arbre dépend très peu de l'état de charge de la machine. Cela nous permet de faire des comparaisons sans nous préoccuper de cet état de charge.

Le tableau 5.1 reprend les résultats exposés aux chapitres 3 et 4.

Tension d'arbre	Mesures	Simulation
Machine saine à vide	13,5 mV à 40 Hz 6 mV à 80 Hz 2 mV à 120 Hz 2 mV à 200 Hz	amplitude nulle
court-circuit des spires d'une encoche de l'excitation	idem machine saine + 2,8 mV à 160 Hz + 2,4 mV à 240 Hz	3,8 mV à 160 Hz 2,6 mV à 240 Hz
excentricité statique de 2 mm	idem machine saine + 24 mV à 920 Hz + 5 mV à 760 Hz	8 mV à 120 Hz 32 mV à 920 Hz 9 mV à 760 Hz
court-circuit d'un pôle de l'excitation	38 mV à 240 Hz 34 mV à 160 Hz 24 mV à 80 Hz 15 mV à 40 Hz	12 mV à 240 Hz 60 mV à 160 Hz 17 mV à 80 Hz

TAB. 5.1 – Comparaison entre les tensions d'arbre simulées et mesurées sur la maquette

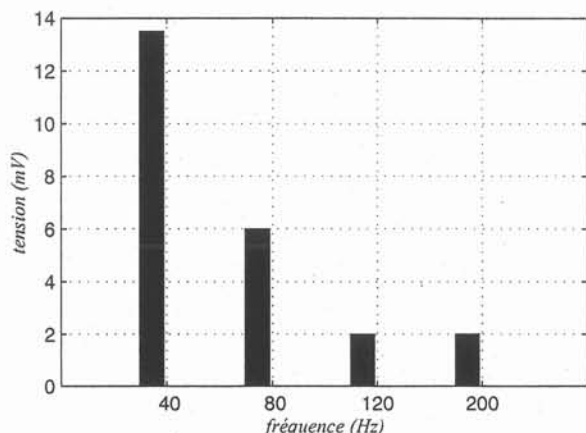


FIG. 5.1 – Tension d'arbre mesurée (en noir) et simulée (en blanc) d'une machine saine

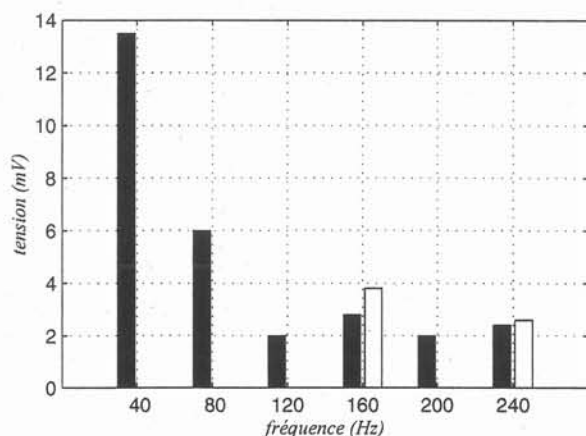


FIG. 5.2 – Tension d'arbre mesurée (en noir) et simulée (en blanc) lors d'un court-circuit de 11 % d'un pôle de l'excitation

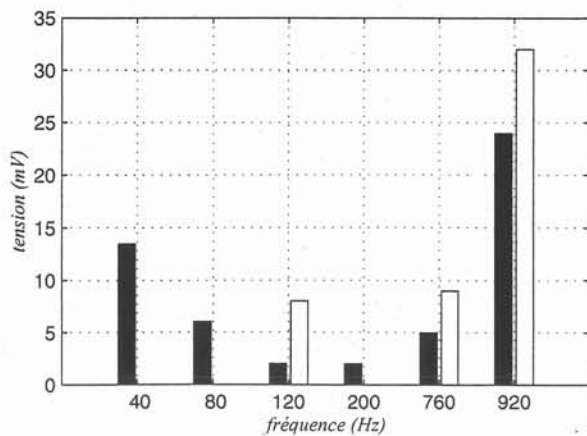


FIG. 5.3 – Tension d'arbre mesurée (en noir) et simulée (en blanc) lors d'une excentricité de 2 mm

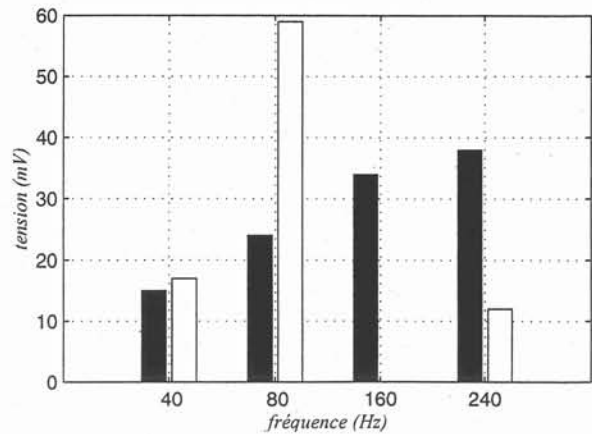


FIG. 5.4 – Tension d'arbre mesurée (en noir) et simulée (en blanc) lors d'un court-circuit d'un pôle de l'excitation

Dans le tableau 5.1 et les figures 5.1 à 5.4, nous pouvons voir des différences entre les tensions d'arbre simulées et mesurées, mais des ressemblances utiles pour faire un diagnostic existent.

Nous pouvons constater que la tension de l'arbre mesurée à vide est différente de celle obtenue par simulation. Cette différence provient des défauts de réluctance du stator qui n'ont pas été pris en compte dans la modélisation. En particulier, les tôles sont considérées comme parfaitement isotropes dans la simulation, ce qui n'est pas le cas dans la réalité.

Les caractéristiques de la tension d'arbre à vide sont présentes dans tous les types de fonctionnement. C'est en particulier le cas pour les fonctionnements en court-circuit et avec une excentricité statique.

Il est intéressant de constater les similitudes entre la mesure et la simulation. En effet, dans le cas, d'un court-circuit des spires autour d'une dent du rotor, les raies à 240 Hz et 160 Hz sont identiques dans la mesure et dans la simulation. Dans le cas d'une excentricité statique, ce sont des raies à 920 Hz et 760 Hz qui sont semblables.

Dans le cas précis de la maquette, le diagnostic par analyse de la tension d'arbre est alors simple. Il suffit de mesurer la tension d'arbre à courant d'excitation nominal. Si la décomposition en série de Fourier de cette mesure comporte des raies à 160 Hz et 240 Hz, alors la machine fonctionne avec un court-circuit de spires de l'enroulement d'excitation. En revanche, si des raies sont observées à 920 Hz et 760 Hz, alors l'alternateur présente une excentricité statique.

Cette analyse n'est cependant pas utilisable directement sur d'autres alternateurs. En effet, le tableau 5.2 présente les différences entre les fréquences caractéristiques des tensions d'arbre simulées des 1300 MW et de la maquette.

Les différences soulignées dans ce tableau nous obligent à réaliser des simulations pour chaque type d'alternateur. En effet, les particularités de la tension d'arbre induite par les défauts dépendent de la géométrie de la machine. Notamment, nous avons remarqué en faisant des simulations avec des géométries légèrement différentes que les fréquences de la tension d'arbre changeaient pour un même défaut. L'élément important dans ce cas est la position angulaire des encoches du rotor.

Tension d'arbre	1 300 MW	Maquette
Machine saine à vide	amplitude nulle	amplitude nulle
court-circuit des spires d'une encoche de l'excitation	h1 (=25 Hz), h2, h3, h4, h5, h6, h8 (=200 Hz) et h12 (=300 Hz)	h8 (=160 Hz) et h12 (=240 Hz)
excentricité statique	h2, h4, h6 h8 et h10	h6, h38 et h46

TAB. 5.2 – Comparaison entre les tensions d'arbre simulées des 1 300 MW et de la maquette (fréquences exprimées en multiples de la fréquence de rotation)

Sur les turboalternateurs que nous étudions, la tension d'arbre est mesurable et les signatures de défauts sont détectables. Sur des alternateurs du parc hydraulique, où le nombre de pôles est beaucoup plus grand, les défauts de réluctances ont un effet moins notable. De plus, la vitesse de rotation de ces groupes est réduite, donc les variations de flux plus lentes et les tensions induites moins élevées. Par conséquent, la tension entre les extrémités de l'arbre d'un alternateur du parc hydraulique sera plus faible, et le diagnostic moins facile. D'ailleurs, selon certains auteurs, dans ces alternateurs, une tension d'arbre supérieure à 1 V serait à considérer comme anormale, [44]. Toutefois, nous avons vu des machines hydrauliques parcourues par de très forts courants d'arbre, preuve que les tensions d'arbre peuvent être grandes dans ces machines.

II-B Propriétés et méthodologie d'analyse

L'analyse de la tension d'arbre comme outil de diagnostic peut se faire comme celle des grandeurs déjà utilisées pour la surveillance, comme les vibrations. En effet, avant de décomposer cette tension d'arbre en série de Fourier, il convient de la comparer à une tension d'arbre enregistrée lorsque la machine fonctionnait dans un état présumé sain. Ensuite, la surveillance consiste à comparer les signaux enregistrés au fil du temps à cette référence. C'est seulement lorsqu'une dérive apparaît que l'analyse approfondie se justifie.

Notre étude a montré que la tension d'arbre peut être un bon outil de diagnostic. Pour pouvoir l'utiliser, il convient de modéliser l'alternateur à surveiller avec des hypothèses appropriées, qui sont rappelées ici :

- modélisation en deux dimensions sur la longueur du circuit magnétique ;
- il n'est pas nécessaire de modéliser tous les détails du circuit magnétique : cette hypothèse aboutit à un écart entre les tensions d'arbre mesurées et simulées pour une machine saine. En conséquence, le signal à analyser est une différence entre la machine saine et la machine à analyser. Cette restriction n'est pas rhédibitoire, puisque l'on dispose souvent de plusieurs machines identiques.
- la saturation est représentée dans les simulations que nous avons réalisées. Cela permet de connaître les harmoniques dus à cette saturation, donc, dans la mesure du possible, il faut la prendre en compte. L'anisotropie des tôles n'est cependant pas considérée et c'est une source de divergence importante entre simulations et réalité. Nous pouvons nous affranchir des signaux relatifs à cette anisotropie en considérant qu'ils font partie de la signature de la machine saine.

II-C Conclusion

Les comparaisons de la tension d'arbre montrent que cette grandeur est très sensible à l'état du circuit magnétique. La signature due au circuit magnétique ne peut pas être correctement modélisée avec les moyens de calculs informatiques actuels, mais les différences entre la tension d'arbre de la machine saine et de la machine affectée sont correctement prédites par la simulation.

À partir de cette conclusion, nous pouvons donc dire que les simulations peuvent prévoir les signatures des défauts. Ainsi, une surveillance peut être envisageable en cherchant dans la tension d'arbre des signatures de défauts préalablement modélisées avec les techniques que nous avons utilisées.

III Courants entre voies d'enroulement et autres grandeurs électriques

III-A Courants entre les voies d'enroulement

La plupart des machines synchrones sont conçues avec plusieurs voies d'enroulement par phase. Cette construction repose sur l'hypothèse d'une égalité des forces électromotrices induites de chaque voie d'enroulement. Cependant, cette hypothèse n'est plus vérifiée lorsqu'un défaut se produit : des courants circulent alors entre les voies d'enroulement.

Le tableau 5.3 reprend les résultats exposés aux chapitres 3 et 4.

Courants entre les voies d'enroulement 1 et 3 de la phase U <i>le courant nominal est de 56 A</i>	Mesures	Simulation
Machine saine à vide	0,8 A à 40 Hz 0,45 A à 140 Hz 0,35 A à 60 Hz	amplitude nulle
court-circuit des spires autour d'une dent du rotor	2 A à 60 Hz 1,9 A à 140 Hz 1,2 A à 20 Hz 0,5 A à 100 Hz	1,75 A à 60 Hz 1,3 A à 140 Hz 1,2 A à 20 Hz 0,3 A à 100 Hz
excentricité statique de 2 mm	27 A à 40 Hz 7 A à 120 Hz	23 A à 40 Hz 3 A à 120 Hz
court-circuit d'un pôle de l'excitation	27 A à 20 Hz 30 A à 60 Hz 4 A à 100 Hz	28 A à 20 Hz 28 A à 60 Hz 3 A à 100 Hz

TAB. 5.3 – Comparaison entre les différences de courants des voies d'enroulement simulées et mesurées sur la maquette

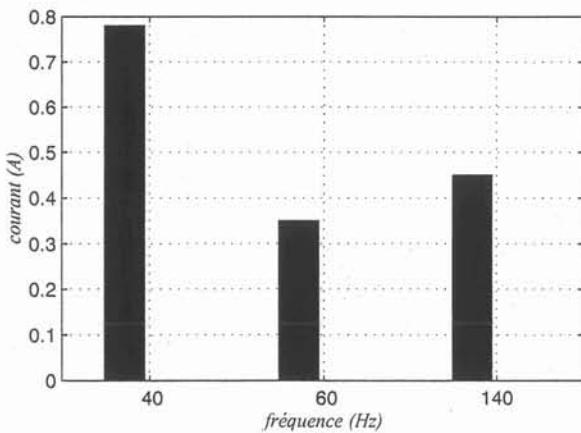


FIG. 5.5 – Courant entre voies d'enroulement mesuré (en noir) et simulé (en blanc) d'une machine saine

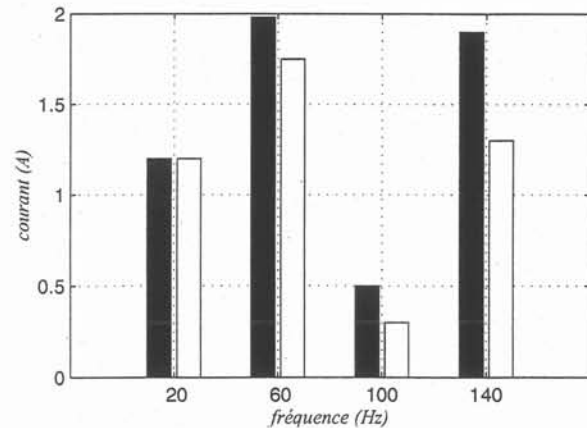


FIG. 5.6 – Courant entre voies d'enroulement mesuré (en noir) et simulé (en blanc) lors d'un court-circuit de 11 % d'un pôle de l'excitation

Le tableau 5.3 et les figures 5.5 à 5.8 montrent que les résultats des simulations et les mesures sont comparables. D'autre part, les courants sont de grande amplitude — allant

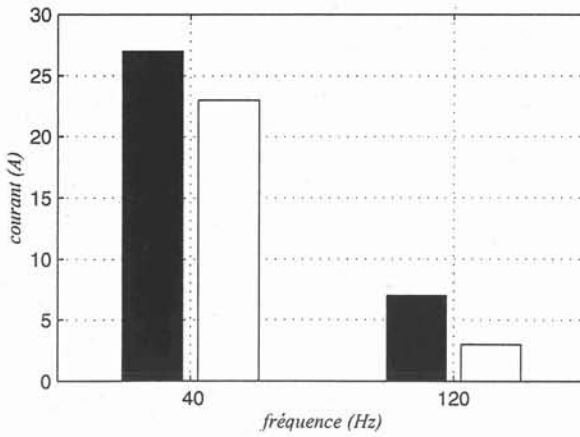


FIG. 5.7 – Courant entre voies d'enroulement mesuré (en noir) et simulé (en blanc) lors d'une excentricité de 2 mm

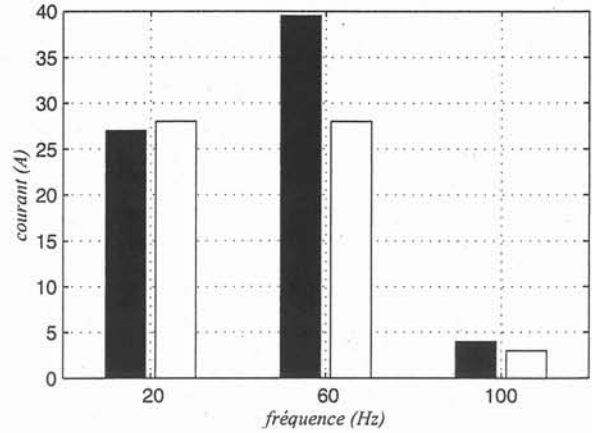


FIG. 5.8 – Courant entre voies d'enroulement mesuré (en noir) et simulé (en blanc) lors d'un court-circuit d'un pôle de l'excitation

jusqu'à la moitié du courant nominal —, ce qui facilite la mesure. Les simulations ont montré par ailleurs que ces courants dépendent très peu de l'état de charge, ce qui permet d'utiliser leur analyse comme outil de diagnostic dans tous les régimes d'exploitation des alternateurs.

Nous pouvons constater à la lecture du tableau 5.3 que les courants ne sont pas nuls dans les enroulements d'une machine saine à vide. Ces courants sont peut-être les conséquences de petites imperfections de la machine; il se peut que chaque enroulement ne voie pas exactement le même flux, parce que les conducteurs ne sont pas placés exactement aux mêmes emplacements dans chaque encoche, ou parce que le circuit magnétique n'est pas parfait. Cependant, comme dans le cas de la tension d'arbre, nous considérons que les courants des voies d'enroulement constituent la signature de la machine et nous ne chercherons pas à les déterminer précisément, surtout qu'ils peuvent dépendre de phénomènes non pris en compte dans nos modélisations.

Les résultats relatifs au fonctionnement avec une excentricité statique sont conformes aux calculs analytiques de l'annexe B. Comme les hypothèses de ce calcul ne sont pas spécifiques à la maquette, elles sont applicables à tous les alternateurs à pôles lisse. En particulier, les simulations du paragraphe II-B.3 du chapitre 3 montrent que ces résultats s'appliquent aussi aux turboalternateurs de 1300 MW. Le tableau 5.4 souligne les points communs entre les deux types d'alternateurs.

Courant entre les voies d'enroulement	simulations 1300 MW	simulations maquette
Machine saine à vide	amplitude nulle	amplitude nulle
court-circuit des spires d'une encoche de l'excitation	h1 (=25 Hz) : 550 A h3 : 250 A h4 : 400 A	h1 (=20 Hz) : 1,2 A h3 : 1,75 A h5 : 0,3 A h7 : 1,3 A
excentricité statique	h2 : 1,4 kA	h2 : 23 A h6 : 3 A

TAB. 5.4 – Comparaison entre les différences de courant des voies d'enroulements simulées des 1300 MW et de la maquette (fréquences exprimées en multiples de la fréquence de rotation)

Les calculs et les simulations faites pour la maquette et les turboalternateurs peuvent être extrapolés à d'autres types de machines. Les applications de surveillance des générateurs pourraient être intéressantes, mais l'instrumentation des machines est problématique car il faut placer les capteurs de courants à l'intérieur de la machine. Dans le cas des groupes du parc hydraulique, cette instrumentation pourrait être réalisable.

III-B Tension entre les neutres

La tension entre les neutres n'est utilisable que dans les 1 300 MW, parce ce sont les seuls alternateurs à disposer de deux neutres. Le tableau 5.5 montre les tensions de neutre mesurées et simulées pour la maquette.

Tension entre les neutres	Mesures	Simulation
Machine saine à vide	amplitude nulle	3 mV à 40 Hz
court-circuit des spires d'une encoche de l'excitation	25 mV à 40 Hz 10 mV à 240 Hz	3 mV à 20 Hz 3 mV à 40 Hz 3 mV à 140 Hz 2 mV à 60 Hz
excentricité statique de 2 mm	75 mV à 40 Hz 12 mV à 120 Hz 18 mV à 920 Hz	15 mV à 40 Hz 8 mV à 120 Hz
court-circuit d'un pôle de l'excitation	75 mV à 20 Hz 22 mV à 60 Hz 45 mV à 80 Hz 39 mV à 240 Hz 25 mV à 720 Hz	62 mV à 20 Hz 30 mV à 60 Hz

TAB. 5.5 – Comparaison des tensions entre neutres simulées et mesurées sur la maquette

Ce tableau souligne la différence entre les mesures et les simulations. Certes, quelques points communs existent, notamment pour l'excentricité statique et le court-circuit d'un pôle, mais ils ne sont pas exploitables pour faire une analyse méticuleuse.

Les tensions des neutres sont probablement dépendantes de phénomènes non pris en compte dans la simulation. Par exemple, ces tensions pourraient dépendre de la résistance de chaque enroulement ou du comportement du neutre du réseau.

III-C Flux dans l'entrefer

Le flux dans l'entrefer est une variable qui dépend de la réluctance du circuit magnétique et des forces magnétomotrices de l'inducteur et de l'induit. C'est donc une grandeur qui est très dépendante de la charge.

De plus, nous avons vu que la décomposition en série de Fourier n'était pas une méthode appropriée pour analyser cette grandeur. En fait, il est préférable de regarder le signal temporel et de le comparer à une référence établie lorsque la machine est supposée saine.

La détection d'un défaut tel qu'un court-circuit correspondra à l'apparition d'une valeur anormale de l'induction dans l'entrefer pendant une courte durée et à chaque période. Quant

à celle d'une excentricité statique, elle correspondra plutôt à une variation de l'amplitude de l'induction.

L'analyse du flux dans l'entrefer est sans doute plus évidente pour une machine du parc hydraulique, dont l'entrefer est beaucoup plus faible et qui comporte des pôles saillants. C'est donc une grandeur que l'on utilisera plutôt pour surveiller les alternateurs du parc hydraulique. De plus, cela permet assez facilement de déterminer la position du défaut dans la machine.

IV Perspectives

Pour compléter l'étude, il reste des analyses à approfondir et de nouvelles voies d'investigations à explorer. Dans cette partie, nous reprenons les points à travailler.

Connecter la maquette au réseau. Toutes les mesures de la maquette ont été faites à vide ou sur un réseau de résistances à la fréquence de 40 Hz. Pour compléter l'étude il est nécessaire de connecter l'alternateur au réseau. Cette manipulation permettra d'étudier l'influence du réseau sur les grandeurs analysées dans cette étude.

Déterminer les paramètres influents. Nous avons vu que les défauts de réluctance du stator étaient très influents sur la tension d'arbre. Au contraire, pour les courants entre voies d'enroulement, il semblerait qu'une excentricité statique ait un comportement similaire sur les deux géométries étudiées. Enfin, l'analyse des tensions de neutres pose encore quelques problèmes.

Ainsi, pour chaque grandeur, une meilleure caractérisation des paramètres influents est à effectuer.

Décrire une méthodologie de simulation. Le fichier informatique de simulation des 1300 MW est très grand, trop grand. Il n'est donc pas facilement utilisable sur les stations de travail du Laboratoire d'Électrotechnique de Grenoble. Dans ce fichier, tous les détails de géométrie des tôles du stator ont été dessinés. Cependant, nous avons vu que les tensions d'arbre mesurées à vide sont différentes dans les simulations. En fait, il est impossible de prendre en compte toutes les caractéristiques des alternateurs dans une simulation, soit pour des raisons informatiques, soit parce que les caractéristiques de la machine ne sont pas parfaitement connues.

Dans la suite de l'étude, il faudra donc déterminer avec précision quels paramètres doivent être modélisés, et jusqu'où il faut respecter les détails de géométrie. Cette méthodologie devra être suffisamment générale pour pouvoir s'appliquer à tous les générateurs.

V Conclusion

Nous venons de voir que l'analyse harmonique des tensions d'arbre, des courants dans les voies d'enroulement, du flux dans l'entrefer et de la tension des neutres apporte des éléments déterminants dans le diagnostic d'une machine synchrone. Ainsi, nous sommes capables d'associer la présence de certains harmoniques dans une grandeur à un défaut. Toutefois, nous ne sommes pas capables de déterminer précisément la signature de la machine saine à vide dans toutes les grandeurs, parce qu'elle dépend d'un nombre trop important de phénomènes pour que l'on puisse tous les prendre en compte.

De plus, la dépendance des grandeurs n'est pas la même face aux caractéristiques géométriques de la maquette. En effet, si la tension d'arbre est très sensible à la réluctance du stator, il n'en est pas de même pour les courants entre les voies d'enroulement. De la même manière, certaines grandeurs sont indépendantes de l'état de charge de la machine, alors que d'autres; tel le flux dans l'entrefer, en sont très dépendantes.

Les résultats que nous venons d'exposer prouvent le bien-fondé des hypothèses utilisées pour simuler ces grandeurs. Cependant, les tensions des neutres ne sont pas correctement représentées par la simulation. Les causes de ces différences ne sont pas clairement identifiées, tant et si bien qu'il faudra poursuivre les investigations à ce sujet.

Avec les hypothèses de simulation établies et le logiciel FLUX2D, ce type d'étude peut être généralisée à d'autres alternateurs.

Conclusion générale

Les exploitants des grands alternateurs souhaitent augmenter leur productivité. Pour cela, il faut optimiser la maintenance, et nous avons vu dans le premier chapitre que les gérants des centrales désirent faire de la maintenance prévisionnelle. Cette évolution ne peut se faire que si les machines sont très bien surveillées, et notre étude a eu pour but de fournir un outil d'aide à la surveillance.

Pour commencer notre étude, nous savons que des opérateurs ont constaté la présence destructrice de courants d'arbre dès la mise en service des premières machines électriques. Des travaux avaient alors été réalisés pour identifier les causes des tensions d'arbre et des règles de construction des machines ont alors été rédigées : elles avaient pour but d'éviter la présence des tensions d'arbre sur les machines.

Ces études constituent le point de départ de la nôtre. Cependant, l'approche est différente : nous cherchons plutôt à attribuer un défaut à une caractéristique de la tension d'arbre. Ainsi, sa mesure, puis son analyse permettent de conclure quant à présence d'un défaut tel qu'une excentricité statique ou un court-circuit d'une partie d'un pôle ou d'un pôle complet de l'enroulement d'excitation.

Dans le deuxième chapitre, nous avons vu comment fonctionnait théoriquement le mécanisme de création des tensions d'arbre. Mais comme nous ne voulions pas limiter notre étude aux seules tension d'arbre, nous avons également décrit le comportement d'autres grandeurs électriques face aux défauts. Ces grandeurs électriques sont les courants dans les voies d'enroulement, les tensions des neutres et le flux dans l'entrefer.

Nous avons appliqué ces éléments théoriques à l'étude des grands turboalternateurs. À l'aide du logiciel FLUX2D, nous avons simulé les défaut et analysé les grandeurs électriques. Les résultats exposés au troisième chapitre prouvent que chaque défaut a sa propre signature.

Cette démarche, basée sur des outils numériques, nécessite une validation. C'est pour cela que nous avons fait réaliser une maquette d'alternateur, reprenant le plus fidèlement possible les spécificités des grands turboalternateurs. Elle a l'avantage de pouvoir fonctionner avec des défauts tels que des courts-circuits ou des excentricités statiques.

La comparaison des résultats de simulation et des mesures effectuées sur la maquette prouve que l'approche était justifiée. En effet, les signatures prédites numériquement, voire analytiquement, se retrouvent dans les mesures pour la plupart. Nous avons vu que la tension d'arbre posait un problème particulier de signature de la machine sans défaut ; il n'est pas possible de la modéliser avec les moyens informatiques actuels. Mais ce n'est pas un problème insurmontable, car les signatures des défauts viennent se superposer à la forme de la tension d'arbre de la machine saine. Il suffit de rechercher dans le spectre de la tension d'arbre mesurée les harmoniques caractéristiques des défauts. Comme ces harmoniques sont bien prédits par les simulations, l'outil est efficace pour le diagnostic.

Pour compléter l'étude, des mesures ont été réalisées sur les grands turboalternateurs et elles sont présentées au quatrième chapitre. Elles montrent que les tensions d'arbre sont importantes pour certaines machines du parc nucléaire et que toutes les mesures semblent avoir été faites sur des machines sans défauts.

Comme application directe de l'étude, nous pouvons déjà dire que le suivi de la tension d'arbre constitue un moyen de détecter les défauts. Ainsi, sur une machine en service, toute évolution de la tension d'arbre peut être considérée comme le signe d'apparition d'un défaut. Pour le diagnostiquer précisément, il faut effectuer une étude avec FLUX2D sur la géométrie de la machine concernée, ou alors, si cela n'est pas possible, analyser les courants des voies

d'enroulement dont les caractéristiques sont semblables pour un grand nombre d'alternateurs.

Cette étude pourra être poursuivie par la caractérisation d'autres défauts que ceux présentés dans ce rapport. Par exemple, la maquette offre la possibilité de réaliser des courts-circuits d'une partie d'un enroulement de l'induit. Il serait intéressant aussi d'analyser le comportement de la maquette lorsqu'elle sera couplée au réseau.

D'autre part, la tension d'arbre des machines saines présente parfois des signatures de grande amplitude, que nous n'avons pas totalement caractérisées dans ce rapport. C'est là un autre prolongement possible de l'étude, avec des conclusions qu'il serait intéressant de transmettre aux constructeurs de machines électriques.

Annexes

Annexe A

Effets néfastes des courants d'arbre

I Remerciements

Les photographies de cette annexe proviennent de :

- la société SKF et sont reproduites avec l'aimable autorisation de M. Jean-Claude BUSEYNE, chef de service à SKF Division Vente Industrie ;
- la société TEXACO INC. et sont reproduites avec l'aimable autorisation de Michael J. COSTELLO. Ces dernières ont été publiées dans l'article [10].

II Introduction

Suivant leur nature, les courants d'arbre détériorent les paliers, roulements et joints de façon différente. L'attribution des dégradations des roulements aux courants d'arbre n'est pas facile : en effet, les dommages peuvent ressembler à ceux causés par les défauts mécaniques, voire chimiques. Les dommages peuvent être classés en quatre catégories [10] :

- aspect satiné des paliers ;
- rayures des paliers ;
- petits cratères ;
- points de soudure.

III Paliers satinés et brillants

Les photographies A.1 et A.2 montrent l'aspect de la surface des paliers victimes de dégradations. Dans les deux cas, les paliers ont des parties de surfaces brillantes. En fait, bien qu'ayant la même apparence, les causes de l'alteration ne sont pas les mêmes : dans un cas, il s'agit effectivement de décharges électriques de faible amplitude qui ont fait un grand nombre de petits trous dans le palier et dans l'autre cas, il s'agit d'une attaque du palier par du chlore. La distinction entre les deux défauts ne peut se faire que par une analyse approfondie aux rayons X.

Les petits trous faits par les décharges électriques de très courte durée ont un fond rond et brillant, signature de la fonte du métal. De plus, une partie du métal a été enlevée de la

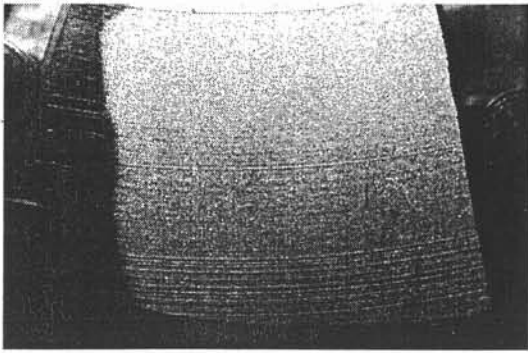


FIG. A.1 – Aspect brillant d'un palier victime de décharges électrostatiques. Photographie n° 1 de l'article [10]

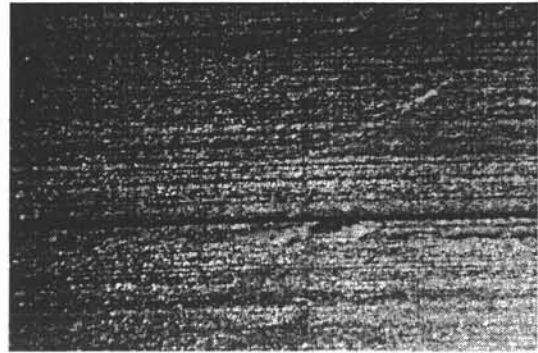


FIG. A.2 – Surface d'un palier attaqué par une solution de chlore. Photographie n° 4 de l'article [10]

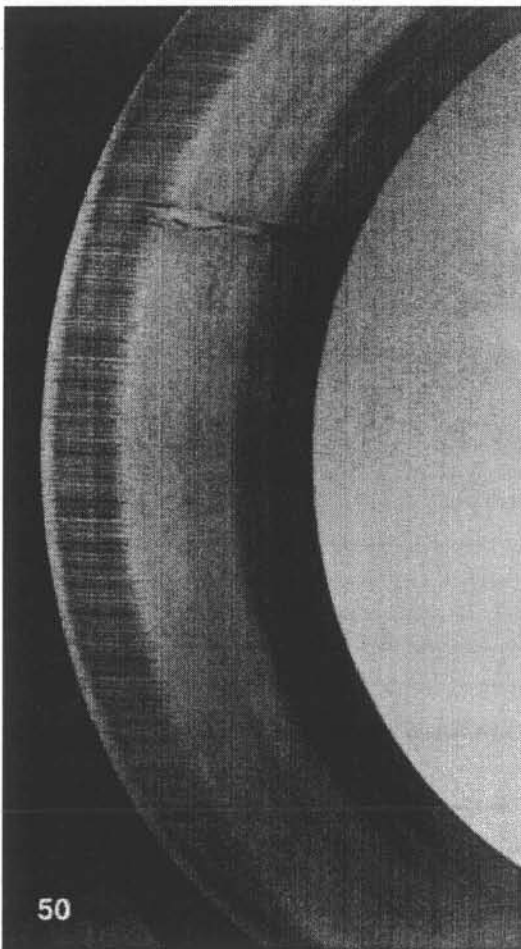


FIG. A.3 – Cannelures sur la bague extérieure d'un roulement à rouleaux. Photographie n° 50 de la brochure I.P. 401 de SKF

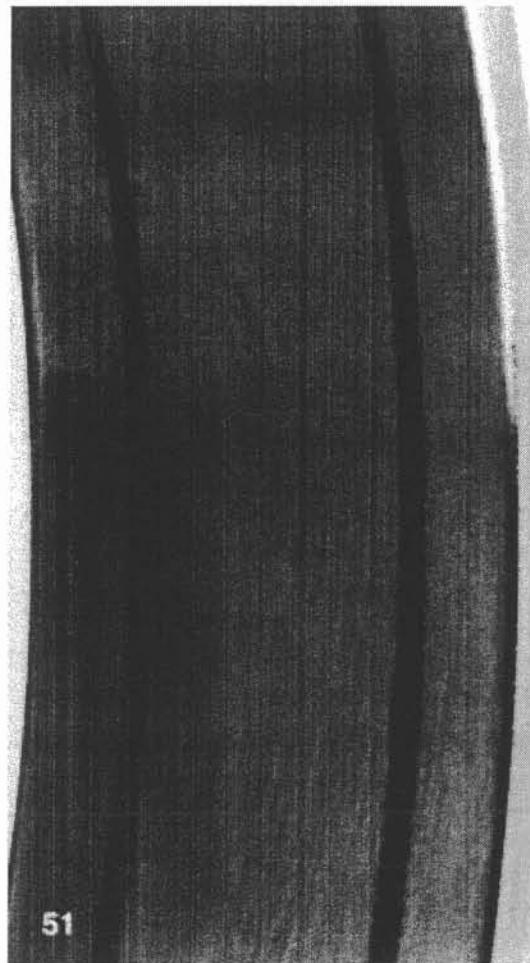


FIG. A.4 – Empreintes sur la bague extérieure d'un roulement à deux rangées de billes. Photographie n° 51 de la brochure I.P. 401 de SKF

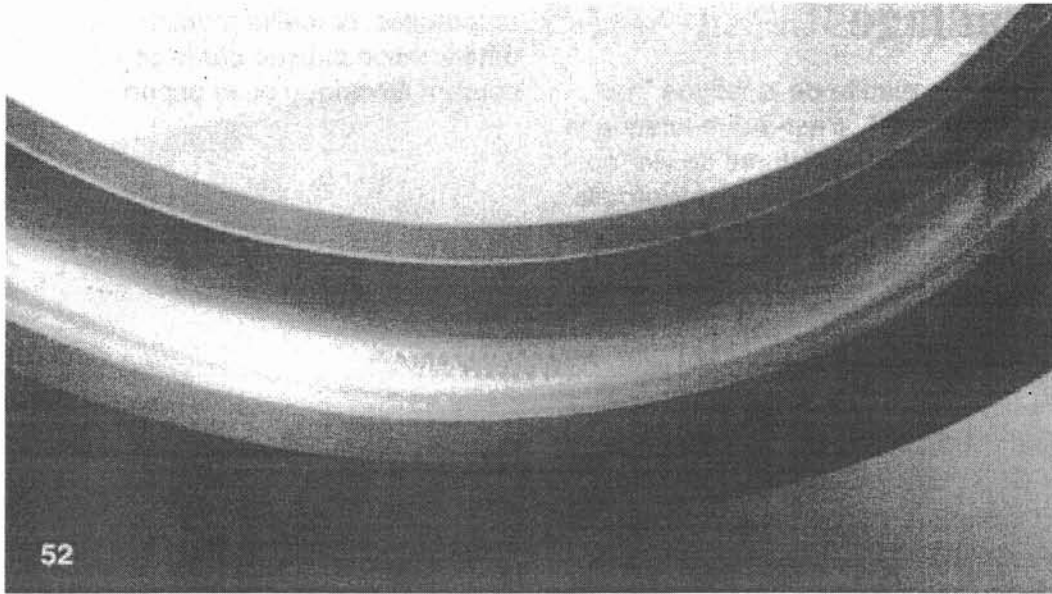


FIG. A.5 – Rayure en zigzag sur la surface d'une bague extérieure de roulement à billes. Photo n° 52 de la brochure I.P. 401 de SKF

surface lors de la fusion.

Dans le cas très particulier d'une attaque par du chlore (seulement pour les machines se trouvant au contact d'un milieu chloré), les trous sont plus petits, moins profonds et leur fond a un aspect terne.

Les zones où se trouvent ces dégradations sont souvent très localisées sur les paliers — figures A.1 et A.2 — et sur les bagues des roulements, comme le montrent les photographies A.3 et A.4. La photographie A.3 montre les cannelures de la bague extérieure d'un roulement à rouleaux victime du passage d'un courant. Dans ce cas, les rouleaux présentent le même type de canelures.

La photographie A.4 montre des empreintes sur la surface de la bague extérieure d'un roulement à deux rangées de billes. Ces dégradations sont dues au passage d'un courant. Dans ce cas les billes ont une surface uniforme de couleur sombre.

IV Rayures des paliers

Dans certains cas, des rayures peuvent apparaître sur les paliers. Elles sont les témoins d'une décharge électrique assez forte et surtout assez longue dans le temps, alors que la machine était en rotation. La photographie A.6 montre une telle rayure.

Ces rayures se distinguent assez facilement de rayures mécaniques qui auraient pu être provoquées par un corps étranger présent dans le roulement. Celles provoquées par un courant électrique ne suivent pas aussi précisément le sens du glissement dans le palier que les rayures mécaniques. De plus, elles ont un aspect plus aléatoire, irrégulier. Ces rayures paraissent sombres, mais un grossissement montre que le fond de la trace est brillant, que les bords sont saillants et l'on voit que le métal a fondu. Les rayures provoquées par des éléments étrangers ont des bords plus arrondis et suivent la direction de glissement du palier. La photographie de la figure A.5 montre une telle rayure en forme de zigzag sur la surface d'une bague extérieure

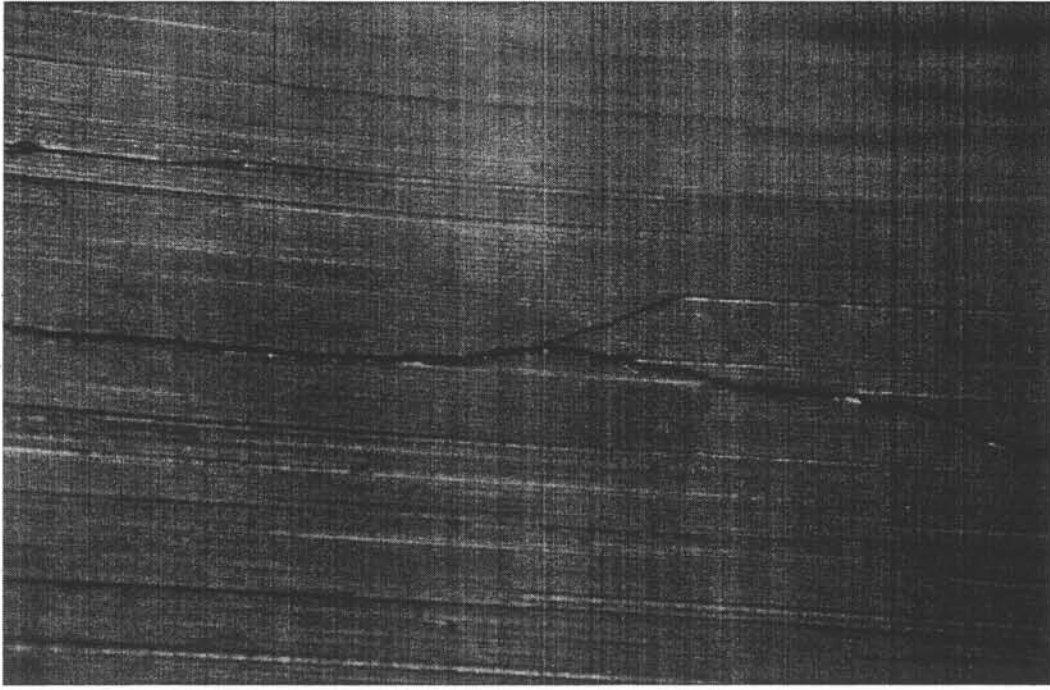


FIG. A.6 – Rayure provoquée par une étincelle sur la surface d'un palier. Photo n° 5 de l'article [10]

de roulement à billes.

V Petits cratères

Une autre forme de dégradation est l'apparition de petits cratères ou piqûres sur les surfaces. Ces cratères ne diffèrent des cratères qui rendent les surfaces ternes que par leur taille et leur répartition sur les roulements. En effet, ces piqûres ont un rayon allant de 0,8 mm à 6 mm et sont réparties plus aléatoirement que les cratères des surfaces ternes. Ces altérations peuvent se confondre avec de la corrosion et seul un expert peut les différencier.

VI Points de soudure

Lorsqu'une forte tension existe aux bornes du film d'huile et qu'un défaut entraîne un contact de l'arbre avec le palier, alors la résistance du circuit arbre-paliers-bâti diminue. Dès lors, des courants très importants circulent et provoquent des points de soudures. Ils peuvent aussi apparaître pendant des opérations de soudage lors d'un arrêt de la machine. Les photographies A.7 et A.8 montrent une de ces altérations sur la surface d'une bague et sur un rouleau d'un roulement de boîte d'essieu ferroviaire.

VII Évolution d'un défaut dans un roulement

La figure A.9 montre l'évolution d'un écaillage sur la surface d'une bague de roulement. Cette série de photographies montre bien l'importance de préserver l'état de surface d'un

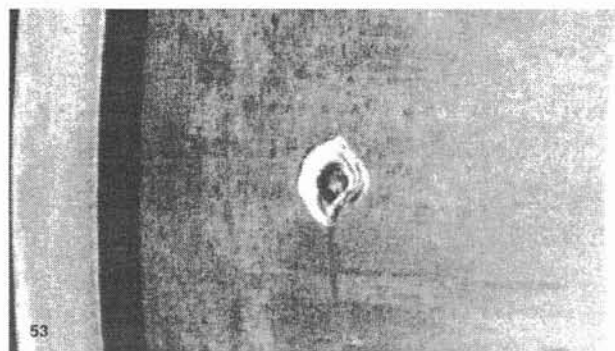


FIG. A.7 – *Point de soudure sur la surface d'un roulement. Photographie n° 53 de la brochure I.P. 401 de SKF*

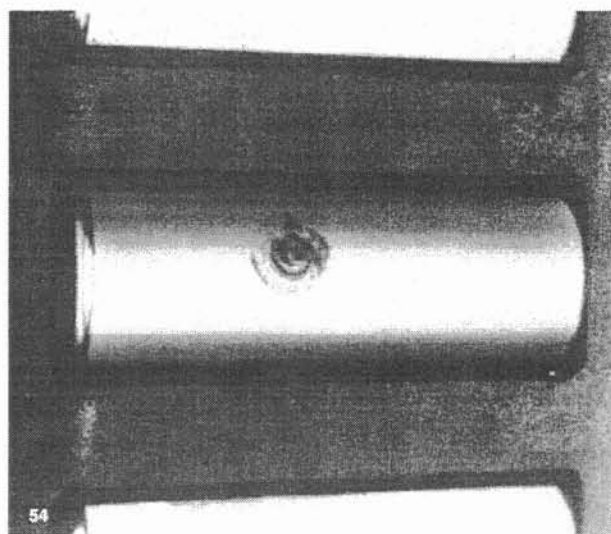


FIG. A.8 – *Point de soudure sur un rouleau de roulement. Photographie n° 54 de la brochure I.P. 401 de SKF*

élément de roulement. Si un roulement est victime, à un moment donné, d'une altération due au passage d'un courant électrique, l'évolution du roulement ressemblera à ce qui se passe dans la figure A.9 et la durée de vie du roulement sera réduite. Ceci montre bien les dégâts que provoquent indirectement les courants dans les roulements.

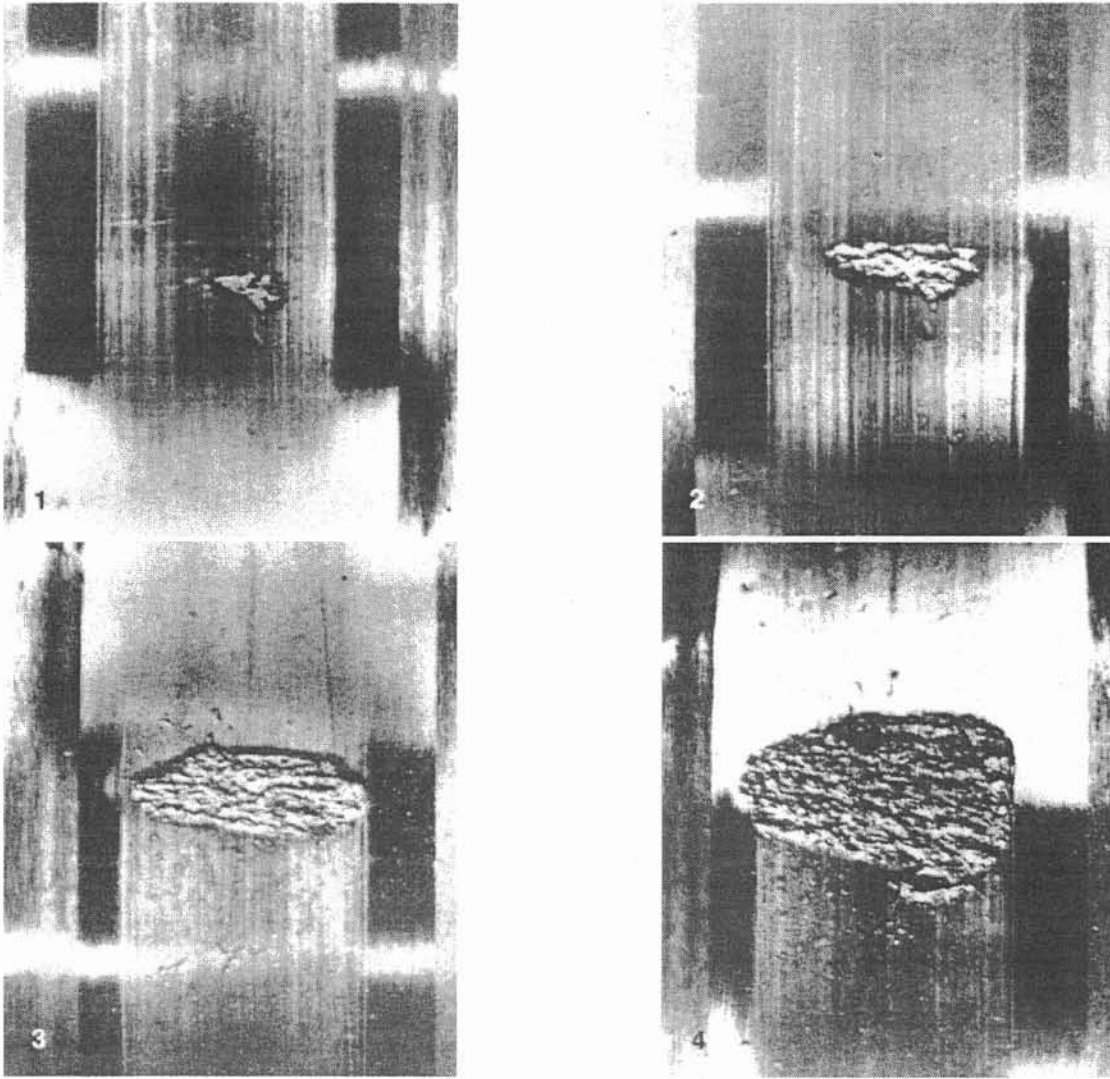


FIG. A.9 - Évolution d'un écaillage sur la surface d'une bague de roulement. Photographies n° 1 à n° 4 de la brochure I.P. 401 de SKF

Annexe B

Forces électromotrices des voies d'enroulement

Dans cette annexe, nous allons voir des exemples de calculs analytiques des courants dans les voies d'enroulement.

I Machine saine

Considérons une machine saine, ayant p paires de pôles et au moins deux voies d'enroulement en parallèle par phase. Si nous supposons que l'induction dans l'entrefer n'a pas d'harmoniques, nous pouvons écrire :

$$B = B_0 \cdot \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t)$$

Considérons une voie d'enroulement qui a les caractéristiques suivantes :

- l_{cm} : longueur du circuit magnétique ;
- n_{ve} : nombre de spires de la voie d'enroulement ;
- θ_1 : position angulaire dans le stator de la moitié des spires ;
- θ_2 : position angulaire de l'autre moitié des spires.

Le flux Φ_{12} qui traverse cette voie d'enroulement s'écrira :

$$\begin{aligned}\Phi_{12} &= \int_{\theta_1}^{\theta_2} B \cdot n_{ve} \, dS \\ &= B_0 \cdot n_{ve} \cdot l_{cm} \cdot \int_{\theta_1}^{\theta_2} \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \, d\theta \\ &= \frac{B_0 \cdot n_{ve} \cdot l_{cm}}{p} \cdot \{ \sin(p \cdot \theta_2 - \omega_s \cdot t) - \sin(p \cdot \theta_1 - \omega_s \cdot t) \}\end{aligned}$$

Notons $\Phi_0 = B_0 \cdot n_{ve} \cdot l_{cm}$; la relation précédente devient alors :

$$\Phi_{12} = \frac{\Phi_0}{p} \cdot \{ \sin(p \cdot \theta_2 - \omega_s \cdot t) - \sin(p \cdot \theta_1 - \omega_s \cdot t) \}$$

Ce flux induit une force électromotrice fem_{12} dans la voie d'enroulement. Cette dernière vérifie donc la relation :

$$\begin{aligned} fem_{12} &= -\frac{\partial \Phi_{12}}{\partial t} \\ &= \Phi_0 \cdot \frac{\omega_s}{p} \cdot \{ \cos(p \cdot \theta_2 - \omega_s \cdot t) - \cos(p \cdot \theta_1 - \omega_s \cdot t) \} \\ &= -2 \cdot \Phi_0 \cdot \frac{\omega_s}{p} \cdot \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) - \omega_s \cdot t \right] \cdot \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_2 - \theta_1) \right] \end{aligned}$$

Dans les conditions idéales de fonctionnement, toutes les voies d'enroulement d'une même phase ont la même tension. Nous allons vérifier cela en regardant la force électromotrice d'une autre voie d'enroulement dont les positions des conducteurs dans le stator sont :

- $\theta_3 = \theta_1 + 2 \cdot \pi \cdot k_v / p$;
- $\theta_4 = \theta_2 + 2 \cdot \pi \cdot k_v / p$;
- $k_v \in \{1; \dots; p-1\}$.

La force électromotrice fem_{34} de cette voie d'enroulement vérifie la relation :

$$fem_{34} = -2 \cdot \Phi_0 \cdot \frac{\omega_s}{p} \cdot \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) - \omega_s \cdot t \right] \cdot \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_4 - \theta_3) \right]$$

Pour savoir si des courants vont circuler entre les deux voies d'enroulement, il faut comparer fem_{12} et fem_{34} et nous allons le faire pour chaque terme de l'expression. Tout d'abord, considérons les derniers termes :

$$\sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_2 - \theta_1) \right] \quad \text{et} \quad \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_4 - \theta_3) \right]$$

D'après la définition de θ_3 et de θ_4 , nous pouvons écrire :

$$\begin{aligned} \theta_4 - \theta_3 &= \theta_2 + 2 \cdot \pi \cdot k_v / p - \theta_1 - 2 \cdot \pi \cdot k_v / p = \theta_2 - \theta_1 \\ \text{donc} \quad \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_2 - \theta_1) \right] &= \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_4 - \theta_3) \right] \end{aligned}$$

Il reste maintenant à comparer les autres termes :

$$\sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) - \omega_s \cdot t \right] \quad \text{et} \quad \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) - \omega_s \cdot t \right]$$

D'après les définitions de θ_3 et de θ_4 , nous pouvons écrire :

$$\begin{aligned} \theta_3 + \theta_4 &= \theta_1 + \theta_2 + 2 \cdot \pi \cdot 2 \cdot k_v / p \\ \text{donc} \quad \frac{p}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) &= \frac{p}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) + 2 \cdot \pi \cdot k_v \end{aligned}$$

k_v est un entier de l'ensemble $\{1; \dots; p-1\}$ donc :

$$\frac{p}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) \equiv \frac{p}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) \pmod{2 \cdot \pi}$$

Par conséquent, les sinus ont les mêmes valeurs et les termes sont égaux.

Finalement, $fem_{12} = fem_{34}$ et nous pouvons conclure qu'aucun courant ne circule entre les voies d'enroulement d'une machine saine. De plus, nous n'avons pas fait d'hypothèses sur l'état de charge, donc nous pouvons ajouter que ce résultat est valable quel que soit l'état de charge.

II Excentricité statique

Nous avons vu dans le paragraphe III-B.4 du chapitre 2 que l'induction dans l'entrefer d'une machine affectée par une excentricité statique peut s'écrire :

$$B = B_0 \cdot \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \cdot (1 + \lambda_{es} \cdot \sin \theta)$$

Nous cherchons à connaître les effets de ce défaut sur les forces électromotrices de chaque voie d'enroulement d'une même phase. Pour cela, nous allons développer un calcul analytique dont les hypothèses sont :

- machine à p paires de pôles ;
- et avec au moins deux voies d'enroulement par phase.

Le flux qui traverse une voie d'enroulement s'obtient par intégration de l'induction dans la surface entourée par les spires. Si une voie d'enroulement composée de n_{ve} spires commence à l'angle mécanique θ_1 du stator et se termine à l'angle θ_2 , alors le flux la traversant s'écrit :

$$\begin{aligned} \Phi_{12} &= \int_{\theta_1}^{\theta_2} B \cdot n_{ve} \, dS \\ &= B_0 \cdot n_{ve} \cdot l_{cm} \cdot \int_{\theta_1}^{\theta_2} \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \cdot (1 + \lambda_{es} \cdot \sin \theta) \, d\theta \\ &= B_0 \cdot n_{ve} \cdot l_{cm} \cdot \int_{\theta_1}^{\theta_2} \cos(p \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \, d\theta \\ &\quad + B_0 \cdot n_{ve} \cdot l_{cm} \cdot \frac{\lambda_{es}}{2} \cdot \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sin((p+1) \cdot \theta - \omega_s \cdot t) + \sin((p-1) \cdot \theta - \omega_s \cdot t) \, d\theta \\ &= \frac{B_0 \cdot n_{ve} \cdot l_{cm}}{p} \cdot \{ \sin(p \cdot \theta_2 - \omega_s \cdot t) - \sin(p \cdot \theta_1 - \omega_s \cdot t) \} \\ &\quad + \frac{B_0 \cdot n_{ve} \cdot \lambda_{es} \cdot l_{cm}}{2 \cdot (p+1)} \cdot \{ \cos((p+1) \cdot \theta_1 + \omega_s \cdot t) - \cos((p+1) \cdot \theta_2 + \omega_s \cdot t) \} \\ &\quad + \frac{B_0 \cdot n_{ve} \cdot \lambda_{es} \cdot l_{cm}}{2 \cdot (p-1)} \cdot \{ \cos((p-1) \cdot \theta_1 + \omega_s \cdot t) - \cos((p-1) \cdot \theta_2 + \omega_s \cdot t) \} \quad , \text{ avec } p \neq 1 \end{aligned}$$

l_{cm} est la longueur du circuit magnétique.

La force électromotrice d'une voie d'enroulement est la dérivée par rapport au temps du flux qui traverse ses spires. Pour la voie d'enroulement qui commence à l'angle θ_1 et qui se termine à l'angle θ_2 , la force électromotrice fem_{12} vérifie la relation :

$$\begin{aligned} fem_{12} &= - \frac{\partial \Phi_{12}}{\partial t} \\ &= \Phi_0 \cdot \frac{\omega_s}{p} \cdot \{ \cos(p \cdot \theta_2 - \omega_s \cdot t) - \cos(p \cdot \theta_1 - \omega_s \cdot t) \} \\ &\quad + \frac{\Phi_0 \cdot \lambda_{es} \cdot \omega_s}{2 \cdot (p+1)} \cdot \{ \sin((p+1) \cdot \theta_2 - \omega_s \cdot t) - \sin((p+1) \cdot \theta_1 - \omega_s \cdot t) \} \\ &\quad + \frac{\Phi_0 \cdot \lambda_{es} \cdot \omega_s}{2 \cdot (p-1)} \cdot \{ \sin((p-1) \cdot \theta_2 - \omega_s \cdot t) - \sin((p-1) \cdot \theta_1 - \omega_s \cdot t) \} \end{aligned}$$

Cette relation peut aussi s'écrire :

$$\begin{aligned}
 fem_{12} = & -2 \cdot \Phi_0 \cdot \frac{\omega_s}{p} \cdot \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) - \omega_s \cdot t \right] \cdot \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_2 - \theta_1) \right] \\
 & + \Phi_0 \cdot \frac{\lambda_{es} \cdot \omega_s}{p+1} \cdot \cos \left[\frac{p+1}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) - \omega_s \cdot t \right] \cdot \sin \left[\frac{p+1}{2} \cdot (\theta_2 - \theta_1) \right] \\
 & + \Phi_0 \cdot \frac{\lambda_{es} \cdot \omega_s}{p-1} \cdot \cos \left[\frac{p-1}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) - \omega_s \cdot t \right] \cdot \sin \left[\frac{p-1}{2} \cdot (\theta_2 - \theta_1) \right]
 \end{aligned}$$

Nous connaissons l'expression de la force électromotrice fem_{12} . En la comparant avec la force électromotrice fem_{34} d'une autre voie d'enroulement, nous sommes capables de connaître les courants qui circulent entre ces deux voies d'enroulement.

Pour $\theta_3 = \theta_1 + 2 \cdot \pi \cdot k_v / p$ et $\theta_4 = \theta_2 + 2 \cdot \pi \cdot k_v / p$, fem_{34} s'écrit :

$$\begin{aligned}
 fem_{34} = & -2 \cdot \Phi_0 \cdot \frac{\omega_s}{p} \cdot \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) - \omega_s \cdot t \right] \cdot \sin \left[\frac{p}{2} \cdot (\theta_4 - \theta_3) \right] \\
 & + \Phi_0 \cdot \frac{\lambda_{es} \cdot \omega_s}{p+1} \cdot \cos \left[\frac{p+1}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) - \omega_s \cdot t \right] \cdot \sin \left[\frac{p+1}{2} \cdot (\theta_4 - \theta_3) \right] \\
 & + \Phi_0 \cdot \frac{\lambda_{es} \cdot \omega_s}{p-1} \cdot \cos \left[\frac{p-1}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) - \omega_s \cdot t \right] \cdot \sin \left[\frac{p-1}{2} \cdot (\theta_4 - \theta_3) \right]
 \end{aligned}$$

Nous avons vu dans le paragraphe I que le premier terme est identique dans les deux forces électromotrices : il reste donc à comparer les autres. Commençons par les termes où apparaissent des différences d'angle ; nous avons déjà vu que $\theta_4 - \theta_3 = \theta_2 - \theta_1$, donc tous ces termes sont identiques. Il reste à comparer :

$$\cos \left[\frac{p+1}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) - \omega_s \cdot t \right] \text{ et } \cos \left[\frac{p+1}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) - \omega_s \cdot t \right]$$

D'après les définitions de θ_3 et de θ_4 , nous pouvons écrire :

$$\begin{aligned}
 \theta_3 + \theta_4 & = \theta_1 + \theta_2 + 2 \cdot \pi \cdot 2 \cdot k_v / p \\
 \text{donc : } \frac{p+1}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) & = \frac{p+1}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) + 2 \cdot \pi \cdot k_v \cdot \frac{p+1}{p} \\
 & = \frac{p+1}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) + 2 \cdot \pi + 2 \cdot \pi \cdot \frac{k_v}{p} \\
 \text{or, } k_v \in \{1; \dots; p-1\} & \Rightarrow \frac{k_v}{p} \notin \mathbb{N} \\
 \text{c'est-à-dire : } \frac{p+1}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) & \not\equiv \frac{p+1}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) \pmod{2 \cdot \pi}
 \end{aligned}$$

$$\text{Par conséquent : } \cos \left[\frac{p+1}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) - \omega_s \cdot t \right] \neq \cos \left[\frac{p+1}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) - \omega_s \cdot t \right]$$

Le même calcul peut être réalisé avec les derniers termes de fem_{12} et fem_{34} et aboutit à

$$\cos \left[\frac{p-1}{2} \cdot (\theta_1 + \theta_2) - \omega_s \cdot t \right] \neq \cos \left[\frac{p-1}{2} \cdot (\theta_3 + \theta_4) - \omega_s \cdot t \right]$$

Cela veut dire que la différence entre fem_{12} et fem_{34} n'est pas nulle : c'est une somme de fonctions sinusoïdales à la fréquence du réseau.

En conclusion, nous pouvons dire qu'une excentricité statique induit des courants circulant entre les voies d'enroulement à la fréquence du réseau. Compte-tenu des hypothèses de ce calcul, ce résultat s'applique à toutes les machines synchrones ayant plusieurs voies d'enroulement par phase et au moins deux paires de pôles.

Annexe C

Procédure de simulation avec Flux2d

Procédure générale. Pour faire une étude en régime permanent, il faut d'abord initialiser le calcul. Il existe deux façons de procéder :

- calculer directement un état de la machine dans le régime permanent ;
- simuler un régime transitoire à partir d'un état où toutes les variables sont nulles.

Malheureusement, le logiciel FLUX2D ne permet pas de calculer un état quelconque de la machine et il faut calculer un régime transitoire. C'est une partie délicate des simulations et elle est constituée de plusieurs étapes :

- simulation de l'évolution avec des pas de calcul de 10 secondes sur une durée de 200 secondes ;
- utiliser le module *demevo* pour ne garder que le dernier pas de calcul ;
- transformer le fichier *.TRA en suivant la procédure décrite ci-dessous ;
- effectuer plusieurs simulations sur la durée d'un tour du rotor avec un pas par encoche du stator, et ne garder que le dernier pas à chaque tour ;
- effectuer la simulation à étudier, avec trois pas pour passer d'une encoche du stator à l'autre, ce qui fait $84 \cdot 3 = 252$ pas de simulation dans le cas des 1 300 MW.

Pour analyser ce signal, l'évolution des grandeurs intéressantes est imprimée dans un fichier par le programme d'exploitation des données, ainsi que les caractéristiques des matériaux et du circuit électrique pour des raisons évidentes d'organisation des archives. Ce fichier est ensuite traité avec le logiciel MATLAB pour obtenir des graphes avec les représentations temporelles et la décomposition en séries de Fourier des signaux.

Transformation du fichier *.TRA. Pour atteindre le régime permanent avec FLUX2D, il faut effectuer un long régime transitoire. Cette simulation correspond au calcul de 20 pas de 10 s chacun. À 25 tours par seconde, cela correspond à un déplacement du rotor de $20 \cdot 10 \cdot 25 \cdot 360 = 1\,800\,000$ degrés. Cet angle est stocké dans une variable à 7 chiffres significatifs, notée *Angle*. Parallèlement, le temps est stocké dans une variable à 16 chiffres significatifs, notée *Temps*.

Lors de la résolution du régime permanent, le pas de calcul correspond à 40 ms/84 encoches, c'est-à-dire 476,190 μ s et 4,285 71 degrés. Après une simulation de 5 tours, voici l'entête d'un pas de calcul dans le fichier *.TRA :

Valeurs de la variable principale

1	Numero de l'échantillon	10611	1801773.
.2001998410734960D+03		.1587300066603348D-03	Temps, pas de temps
1801773.	70367.71	157.0797	Angle, couple, vit.

Lors de l'exploitation des résultats, les valeurs de temps et d'angle sont prises en compte et les différences accumulées au cours du calcul apparaissent : $200,199\,841 \cdot 25 \cdot 360 = 1\,801\,798,57$ degrés, qui est différent de 1 801 773, l'angle stocké dans le fichier.

Ce problème est fixé en écrivant dans le fichier, à la main, des valeurs de temps et d'angles nuls à la fin du régime transitoire, comme indiqué ci-dessous :

Valeurs de la variable principale

1	Numero de l'échantillon	10611	0.0
.0000000000000000D+00		.1587300066603348D-03	Temps, pas de temps
0.0	70367.71	157.0797	Angle, couple, vit.

Annexe D

Essais et caractéristiques de la maquette

I Essais

I-A Description de la plateforme d'essais de SARELEM

Les essais de la maquette ont été réalisés en décembre 1997 dans la plate-forme d'essais de la société SARELEM. Ils ont été dirigés par M. Michel LE COSSEC.

La plateforme d'essais est prévue pour des machines d'une puissance supérieure à celle de notre maquette. Les sources de tension continue sont des machines à courant continu et les sources de tension alternative à fréquence variable sont des alternateurs synchrones. La charge résistive est composée d'une cuve remplie d'eau dans laquelle sont plongées des plaques de cuivre. La profondeur des plaques ajuste la résistance de cette charge. Une charge inductive est aussi présente.

La première partie des essais consistait à observer le comportement mécanique de l'ensemble de la maquette. Le comportement de la machine à courant continu et des moteurs de ventilation a été rapidement vérifié avant que l'accouplement ne soit mis en place. Les essais de tenue diélectrique ont aussi été réalisés avant la mise en route. Les résultats de ces essais sont répertoriés dans [35].

I-B Premiers essais et améliorations

Nous avons vu que la réalisation des excentricités imposait de choisir des roulements particuliers. En fait, le premier jeu de roulement à rouleaux a été détérioré en 10 minutes d'essais. En effet, ce jeu de roulement a été choisi pour permettre les désalignements provoqués par les excentricités et était conçu pour des charges beaucoup plus grandes que le rotor de la maquette. Dans ce cas, les rouleaux ne roulent pas sur la surface de roulement, mais glissent et détériorent le roulement.

Un autre jeu de roulements a été utilisé, à deux rangées de billes, et dont la charge minimale correspondait aux spécifications de l'alternateur.

La suite des essais consistait à caractériser l'alternateur. Lors de ces essais, le deuxième jeu de roulement a été détérioré, alors que l'alternateur débitait sur une charge résistive de 15 kW depuis 1 h 45 mn. Les sondes de température et les calculs de température à partir de la résistance des enroulements ont montré que l'enroulement d'induit était à une température de

140°. La chaleur produite par l'enroulement d'excitation a été transmise jusqu'aux roulements. La température de l'arbre a provoqué une dilatation différentielle et des efforts axiaux trop importants sur les roulements. Ces phénomènes ont conduit à la destruction du roulement.

À la suite de cette avarie, un jeu supplémentaire a été donné aux bagues de roulement pour qu'elles glissent longitudinalement et des systèmes de surveillance de la température des roulements ont été mis en place. Ces sondes de température utilisant les thermocouples de type K ont été placées sur les bagues extérieures des roulements. Les essais suivant cette avarie ont été réalisés avec un enregistreur de la température des roulements et ont permis de fixer certaines limites à ne pas dépasser.

Un système de surveillance a été mis en place au Laboratoire d'Électrotechnique de Grenoble. Ce système est fait de deux relais de température qui utilisent les sondes placées sur les roulements. Ces relais de température désactivent le système d'alimentation du moteur à courant continu en cas de dépassement d'un seuil et laissent fonctionner les ventilateurs de l'installation.

II Caractéristiques

II-A Caractéristiques générales du banc d'essais de la maquette

Le moteur d'entraînement du banc d'essais est un moteur à courant continu standard, de marque THRIGE ELECTRIC. Sa puissance nominale est de 32,5 kW et sa vitesse nominale de 1 500 t/mn. L'inducteur a une tension nominale de 170 V pour un courant de 5,1 A. L'induit a une tension nominale de 440 V et un courant nominal de 82 A. Ce moteur est alimenté par une alimentation à thyristors et un régulateur vitesse de LEROY SOMER, référencé DMV 2342.

II-B Courbes à vide et en court-circuit de la maquette

Les figures D.1 et D.2 montrent les courbes à vide et en court-circuit de la maquette à la vitesse nominale de 1 500 t/mn.

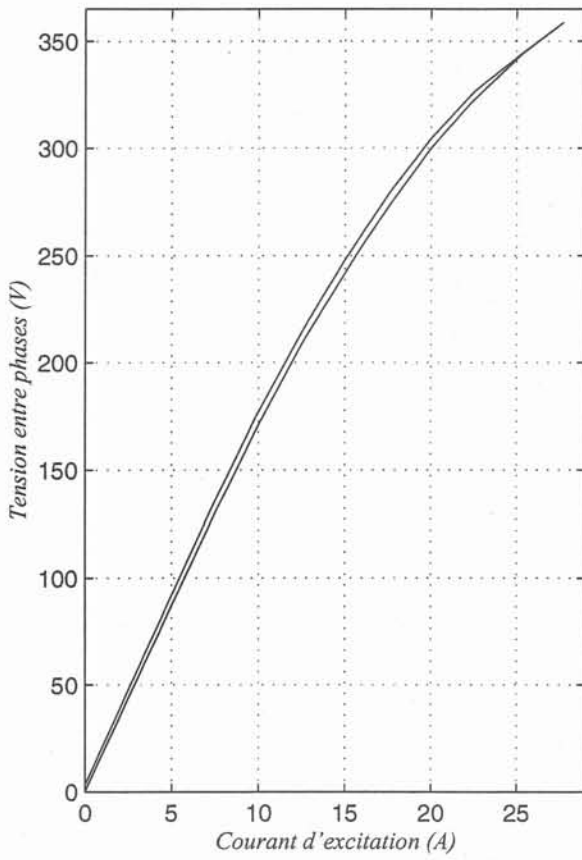


FIG. D.1 – Caractéristique à vide de la maquette

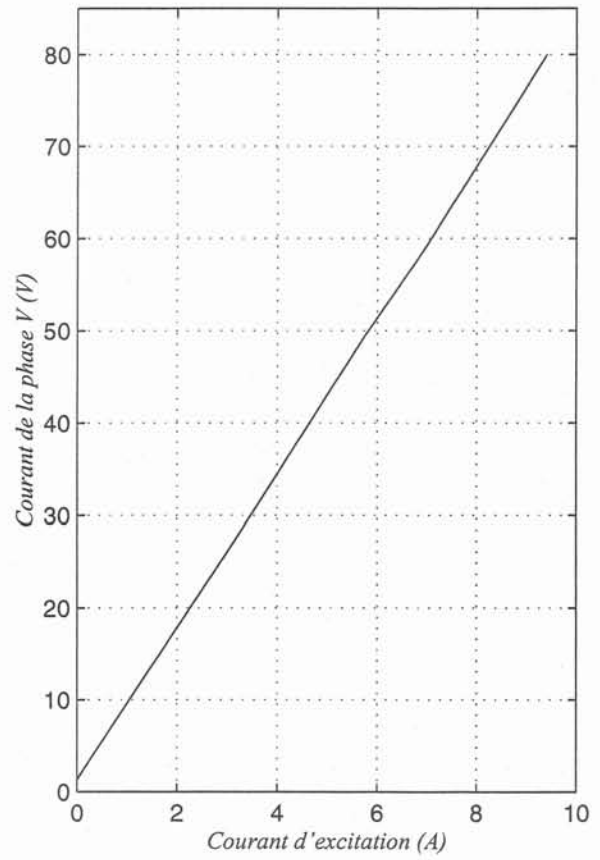


FIG. D.2 – Caractéristique en court-circuit de la maquette

Bibliographie

- [1] P. L. ALGER, H. W. SAMSON, *Shaft Currents in Electric Machines*, Transactions AIEE, february 1924, pp. 235–245.
- [2] Conrad AMMANN, Konrad REICHERT, Reinhard JOHO, Zlatimir F. POSEDEL, *Shaft Voltages in Generators with Static Excitation Systems — Problems and Solutions*, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 3, No. 2, june 1988.
- [3] Robin BEACH, *Grounding Principles and Practice*, Electrical Engineering, may 1945, pp. 184–194.
- [4] L. BERGER, *Origine des courants à travers les paliers de dynamos et moyen de les éviter*, La Lumière Électrique, tome XI (2^e série), n° 35, 29 août 1910, p. 268–271.
- [5] G. W. BUCKLEY, R. J. CORKINS, R. N. STEPHEN, *The Importance of Grounding Brushes to the Safe Operation of Large Turbine Generators*, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 3, No. 3, september 1988.
- [6] Doyle F. BUSSE, J. M. ERDMAN, R. J. KERKMAN, D. W. SCHLEGEL, G. L. SKIBINSKI, *An Evaluation of the Electrostatic Shielded Induction Motor: a Solution for Rotor Shaft Voltage Buildup and Bearing Current*, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 33, No. 6, november–december 1997.
- [7] J. R. CAMERON, W. T. THOMSON, A. B. DOW, *Vibration and Current Monitoring for Detecting Airgap Eccentricity in Large Induction Motors*, IEE Proceedings, Vol. 133, Pt. B, No. 3, may 1986.
- [8] R. CANDELORI, C. NADALI, F. MAZZOLDI, G. VARESANO, *Les tensions induites dans l'arbre des grands turbo-alternateurs avec excitation par un convertisseur statique : recherches expérimentales et dispositifs de protection*, International Conference on Large High Voltage Electric Systems, du 28 août au 3 septembre 1988, Paris, CIGRE, article 11–04.
- [9] Shoatang CHEN, Thomas A. LIPO, Dennis FITZGERALD, *Modeling of Motor Bearing Currents in PWM Inverters Drives*, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 32, No. 6, november–december 1996.
- [10] Michael J. COSTELLO, *Shaft Voltages and Rotating Machinery*, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 29, No. 2, march–april 1993.
- [11] M. J. DEBORTOLI, S. J. SALON, D. W. BUROW, C. J. SLAVIK, *Effects of Rotor Eccentricity and Parallel Windings on Induction Machine Behavior: A Study Using Finite Element Analysis*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 29, No. 2, march 1993.
- [12] David G. DORRELL, William T. THOMSON, Steven ROACH, *Analysis of Airgap Flux, Current, and Vibration Signals as a Function of the Combination of Static and Dynamic Airgap Eccentricity in 3-Phase Induction Motors*, IEEE Transaction on Industry Applications, Vol. 33, No. 1, january–february 1997.

- [13] David G. DORRELL,
Characteristics and Detection of Eccentric Rotors in Cage Induction Motors,
Electromotion, 2, Mediamira science publisher, 26–28 January 1995, Budapest, Hungary,
pp. 129–137.
- [14] David G. DORRELL,
Circulating Currents Within Small Synchronous Generators,
Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Istanbul, Turquie,
2–4 September 1998, Vol 1, pp. 14–19.
- [15] O. DRUBEL, M. RIST, K. SEDLAZECK,
*Detection of Turn to Turn Short-Circuits in the Field Winding of Turbogenerators by the
Measurement of the Airgap Flux Density*,
Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Istanbul, Turquie,
2–4 September 1998, Vol 1, pp. 465–470.
- [16] Jay M. ERDMAN, Russel J. KERKMAN, David W. SCHLEGEL, Gary L. SKIBINSKI,
Effect of PWM Inverters on AC Motor Bearing Currents and Shaft Voltages,
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 32, No. 2, March–April 1996.
- [17] Mario FERRARI, Giuseppe GALASSO, *Metodi Diagnostici e di Monitoraggio degli Alternatori: Stato dell'Arte e Prospettive di Sviluppo*,
AEI Gruppo Specialistico Produzione e Trasmissione, Giornata di Studio sugli Alternatori di Grande Potenza, Roma, 16 novembre 1994.
- [18] Albert FOGGIA, Jean-Éric TORLAY, Chantal CORENWINDER, Alain AUDOLI, Joël HÉRIGAULT,
Circulating Current Analysis in the Parallel-Connected Windings of Synchronous Generators under Abnormal Operating Conditions,
International Electric Machines and Drives Conference, 9–12 May 1999, Seattle, Washington.
- [19] Paul GIRAULT, *Sur les courants dans les arbres de dynamos*,
Bulletin de la Société Internationale des Électriciens, série 3, vol. 5, p. 127–163, 1^{er} avril 1915.
- [20] J. M. GRUBER, E. F. HANSEN, *Electrostatic Shaft Voltage on Steam Turbines Rotors*,
Transactions of the ASME, Vol. 81, Series A, No. 1, January 1959, pp. 97–110.
- [21] Otto HAUS,
Wellenspannungen und Lagerströme, ihre Ursache, Wirkung und Abhilfemaßnahmen,
ETZ-A Bd. 85, 1964, H. 4, p. 106–112.
- [22] Joël HÉRIGAULT,
Mesures des tensions d'arbre sur quelques alternateurs du parc nucléaire
Document interne Division Technique Générale, EDF, mai 1998.
- [23] G. T. HEYDT, A. W. GALLI,
Transient Power Quality Problems Analysed Using Wavelets,
IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 12, No. 2, April 1997.
- [24] John S. HSU, Jan STEIN,
Effects of Eccentricities on Shaft Signals Studied Through Windingless Rotors,
IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 9, No. 3, September 1994.
- [25] John S. HSU, Jan STEIN, *Shaft Signals of Salient-Pole Synchronous Machines for Eccentricity and Shorted-Field-Coil Detections*,
IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 9, No. 3, September 1994.

- [26] John S. HSU, Herbert H. WOODSON, Shy-Shenq P. LIOU, *Experimental Study of Harmonic-Flux Effects in Ferromagnetic Materials*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 25, No. 3, may 1989.
- [27] A. H. LAUDERS, *Shaft Currents in Engine Driven Generators*, Diesel Power and Transportation, february 1950, pp. 56–60.
- [28] Domenico LUZZI, *Étude des courants et des tensions d'arbre dans les alternateurs*, rapport de DEA, Laboratoire d'Électrotechnique de Grenoble (LEG), septembre 1996.
- [29] A. MEYER, R. JOHO, Z. POSEDEL, K. REICHERT, C. AMMANN, *Tensions d'arbre dans les turbogroupes: derniers développements d'une nouvelle mise à la terre permettant d'augmenter la fiabilité des paliers*, International Conference on Large High Voltage Electric Systems, du 28 août au 3 septembre 1988, Paris, CIGRE, article 11–10.
- [30] Raymond ONG, J. H. DYMOND, R. D. FINDLAY, *A Comparison of Techniques for Measurement of Shaft Currents in Rotating Machinery*, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 12, No. 4, december 1997.
- [31] G. B. POLLOCK, J. F. LYLES, *Vertical Hydraulic Generators Experience With Dynamic Air Gap Monitoring*, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 7, No. 4, december 1992.
- [32] Zlatimir F. POSEDEL, *Shaft Voltage in Electric Machines, Shaft Grounding and Monitoring System*, ABB Power Generation Ltd, Baden, Switzerland, 1995.
- [33] T. SALOMON, *The Harmfull Effects of Electrostatic Charges on Machinery and Lubricating Oils*, Electrical Power Engineer, october 1959, pp. 403–407 and november 1959, pp. 458–466.
- [34] S. SALON, M. DEBORTOLI, D. BUROW, C. SLAVIK, *Calculation of Circulating Current Between Parallel Windings in Induction Motors with Eccentric Rotors by the Finite Element Method*, Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Manchester, England, september 1992.
- [35] J.L. POSSÉMÉ, Y. WAQUIER, HUBERDEAU, O. MOREAU, M. LE COSSEC, *Spécifications et mode d'emploi de l'alternateur type AT 180, n° 72 702*, document de la société SARELEM, V/Réf. M 11 /1 K 8276, N/Réf. IIF 7.27.02, 16 janvier 1998.
- [36] Guy SEGUIER, Francis NOTELET, *Électrotechnique industrielle* Ingénieurs praticiens, Technique et documentation — entreprise moderne d'édition, 1977.
- [37] John S. SOHRE, *Are Magnetic Currents Destroying Your Machinery?* Hydrocarbon Processing, april 1979, pp. 207–212.
- [38] John S. SOHRE, Paul I. NIPPES, *Electromagnetics Shaft Currents and Demagnetization on Rotors of Turbines and Compressors*, Proceedings of the Seventh Turbomachinery Symposium, Texas, dec. 1978, pp. 13–33.
- [39] John S. SOHRE, *Electromagnetic Shaft Current Control*, Proceedings of the Tenth Turbomachinery Symposium, Texas, 1981.
- [40] Lester E. SUTHERLAND, *Electromagnetic Shaft Currents in Ammonia Plant Turbomachinery at CF Industries, Inc.* Proceedings of the Tenth Turbomachinery Symposium, Texas, 1981.
- [41] Jean-Éric TORLAY, Chantal CORENWINDER, Alain AUDOLI, Joël HÉRIGAULT, Albert FOGGIA, *Shaft Voltage Analysis: a New Diagnostic Tool*,

- Proceedings of the International Conference on Electrical Machines, Istanbul, Turkey, 2–4 september 1998, Vol 1, pp. 396–401.
- [42] Jean-Éric TORLAY, Chantal CORENWINDER, Alain AUDOLI, Joël HÉRIGAULT, Albert FOGGIA, *Analysis of Shaft Voltages in Large Synchronous Generators*, International Electric Machines and Drives Conference, 9–12 may 1999, Seattle, Washington.
- [43] Jean-Éric TORLAY, Chantal CORENWINDER, Alain AUDOLI, Joël HÉRIGAULT, Albert FOGGIA, *Analysis of Shaft Voltages and Circulating Current in the Parallel-Connected Windings in Large Synchronous Generators*, Symposium on Diagnostics for Electrical Machines, Power Electronics and Drives, 1–3 september 1999, Gijón, Spain.
- [44] D. TUAL, A. TORRA, *Tensions d'arbres, courants dans les paliers et pivots*, Électricité de France, service de la production hydraulique, département technique, division matériel, publication n° 63, octobre 1974.
- [45] S. P. VERMA, Vikas GUPTA, *Shaft Potentials in Modern Turbogenerators with Particular Reference to Static Excitation*, IEE publication n° 254, 1985, p. 156–162.
- [46] S. P. VERMA, R. S. GIRGIS, R. J. FLEMING, *The Problems and Failures Caused by Shaft Potentials and Bearing Currents in Turbogenerators; Methods of Prevention*, CIGRE 1980, WG 11–10.

