



HAL
open science

Surveillance et diagnostic des défauts rotoriques et mécaniques de la machine asynchrone avec alimentation équilibrée ou déséquilibrée

Mohamed El Kamel Oumaamar

► To cite this version:

Mohamed El Kamel Oumaamar. Surveillance et diagnostic des défauts rotoriques et mécaniques de la machine asynchrone avec alimentation équilibrée ou déséquilibrée. Autre. Université de Lorraine, 2012. Français. NNT : 2012LORR0022 . tel-01749160

HAL Id: tel-01749160

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01749160>

Submitted on 29 Mar 2018

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.



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

FACULTE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES**Ecole Doctorale:** Informatique Automatique Electrotechnique Electronique Mathématiques**Département de Formation Doctorale:** Electrotechnique Electronique**Thèse**

présentée en vue de l'obtention du grade de

Docteur de l'Université de Lorraine

en Génie Électrique

Par

Mohamed El Kamel OUMAAMAR

**SURVEILLANCE ET DIAGNOSTIC DES DÉFAUTS ROTORIQUES ET
MÉCANIQUES DE LA MACHINE ASYNCHRONE AVEC ALIMENTATION
ÉQUILIBRÉE OU DÉSÉQUILIBRÉE**

Soutenue publiquement le 19 Mars 2012 devant la commission d'examen

Membres du Jury :

Président :	Georges BARAKAT	Professeur des Universités, Université du Havre
Rapporteurs :	Humberto HENAO	Professeur des Universités, Université de Picardie « Jules Verne »
	Claude MARCHAND	Professeur des Universités, SUPELEC-Paris
Directeur de thèse :	Abderrezak REZZOUG	Professeur des Universités, Université de Lorraine
Co-directeur de thèse :	Hubert RAZIK	Professeur des Universités, Université Claude Bernard- Lyon1
Examineur :	Abdelmalek KHEZZAR	Professeur des Universités, Université Mentouri- Constantine (Algérie)

À la mémoire de mon regretté père Abdelkader

Remerciements

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été effectués au sein du Groupe de Recherche en Electrotechnique et Electronique de Nancy sur le site de l'université de Lorraine « Henri Poincaré » et au laboratoire LEC sur le site de l'Université Mentouri de Constantine, sous la direction de Monsieur Abderrezak REZZOUG, Professeur à l'Université de Lorraine.

J'exprime toute ma gratitude à Monsieur Abderrezak REZZOUG, pour m'avoir accueilli dans son laboratoire, et avoir dirigé cette thèse, ainsi que pour la confiance dont il a su faire preuve au cours de cette thèse.

Je tiens également à témoigner ma reconnaissance à Monsieur Hubert RAZIK, Professeur à l'université Claude Bernard de Lyon, pour avoir co-dirigé ce travail. Je tiens à le remercier pour sa disponibilité et pour ses conseils.

Je suis reconnaissant à Monsieur Claude MARCHAND, professeur à SUPELEC-Paris, et à Monsieur Humberto HÉNAO, professeur à l'université de Picardie « Jules Verne », d'avoir accepté d'être rapporteurs de ce mémoire. Ils m'ont aidé par leurs remarques à mieux situer dans son contexte de recherche le travail fourni. Leurs interventions m'encouragent à développer ma démarche de chercheur.

Monsieur Georges BARAKAT, professeur à l'université du Havre, m'a fait l'honneur de présider le jury de thèse, je l'en remercie vivement.

Je remercie également Monsieur Abdelmalek KHEZZAR, professeur à l'Université Mentouri de Constantine, d'avoir accepté de participer à ce jury.

Mes remerciements s'adressent également l'ensemble des chercheurs et enseignants du GREEN sur le site de l'université de Lorraine « Henri Poincaré » qui ont su créer une ambiance de travail agréable.

Enfin, j'exprime toute ma gratitude à ma famille et mes amis, pour leurs encouragements et leur soutien moral, sans oublier ma femme, pour la patience dont elle a fait preuve lors des années de travail de thèse.

Je dédie ce mémoire

À ma femme et ma fille Inès

À ma mère, mon frère et ma sœur

À ma belle famille

II.3- Analyse des phases des courants et tension entre neutres par la transformée de Hilbert	67
III. Conclusion	70

CHAPITRE III

Diagnostic de la machine asynchrone alimentée par un convertisseur installé directement sur la machine	71
I- Introduction	72
II- Analyse du courant de ligne	72
II.1- Analyse des courants de la machine asynchrone MAS ₁ avec P=1	73
II.2- Analyse des courants de la machine asynchrone MAS ₃ avec P=2	81
III- Analyse par la tension entre neutres	83
IV- Conclusion	86

CHAPITRE IV

Modèle multi-enroulements de la machine asynchrone incluant la tension entre neutres avec prise en compte des harmoniques d'espace	87
I- Introduction	88
II- Mise en équation du modèle	88
II.1- Les équations électriques : les tensions statoriques et rotoriques	88
II.2- Équations mécaniques	91
III- Modélisation des différentes inductances	91
III.1- L'approche de la fonction d'enroulement (WFA)	91
III.2- Inductances statoriques	93
III.3 - Inductances rotoriques	95
III.4- Inductances mutuelles statoriques et rotoriques	97
IV- Simulations et discussions	98
IV.1- Résultats de simulation et validation expérimentale	99
IV.1.1- Alimentation par réseau	99
IV.1.2- Alimentation par onduleur de tension	102
V- Conclusion	104

CHAPITRE V

Diagnostic de la machine asynchrone par l'analyse de la tension entre neutres avec alimentation équilibrée ou déséquilibrée	105
I- Introduction	106
II- Analyse fréquentielle de la tension de neutre	106
II.1- Composantes fréquentielles de la tension entre neutres pour une machine asynchrone saine avec une alimentation équilibrée	107

II.2- Composantes fréquentielles de la tension entre neutres pour une machine asynchrone saine avec une alimentation déséquilibrée	109
II.2.1- Sans prise en considération des ondulations de vitesse	109
II.2.2- Avec prise en considération des ondulations de vitesse	110
III- Fréquences de la tension entre neutres relatives aux dissymétries du rotor	113
IV- Validation expérimentale	116
V- Conclusion	123
Conclusion générale	124
Bibliographie	128
Annexe	135

LISTE DES SYMBOLES

f_s	fréquence d'alimentation
f_r	fréquence de rotation de la machine
f_{vbc}	fréquence de vibration pour barre cassée
f_p	fréquence de passage par pôle (Pole pass frequency)
f_g	fréquence de glissement
f_v	fréquence caractéristique de vibration
f_i	fréquence de défaut de bague intérieure du roulement
f_o	fréquence de défaut de bague extérieure du roulement
f_b	fréquence de défaut de bille du roulement
f_{cage}	fréquence de défaut de la cage du roulement
f_{rdsh}	fréquence d'encoches rotoriques d'ordre direct
f_{rish}	fréquence d'encoches rotoriques d'ordre inverse
f_{rdh}	fréquence d'ordre direct due au déséquilibre
f_{ridh}	fréquence d'ordre inverse due au déséquilibre
Bd	diamètre de la bille de roulement
Pd	diamètre moyen ou diamètre de la cage
N_b	nombre de bille
β	angle de contact des billes
V_s	vecteur des tensions statoriques
V_e	tension d'anneau
V_r	vecteur tension des mailles rotoriques
v_{so}	composante homopolaire de la tension d'alimentation
v_{nd}	composante directe de la tension entre neutres
v_{ni}	composante inverse de la tension entre neutres
i_s	vecteur courants statoriques
i_r	vecteur courants des mailles rotoriques
i_{rdk}	courants des mailles rotoriques d'ordre direct
i_{rik}	courants des mailles rotoriques d'ordre inverse
i_e	courant d'anneau
ψ_s	flux des enroulements statoriques
ψ_r	flux des différentes mailles rotoriques
$[R_s]$	matrice des résistances statoriques
$[R_r]$	matrice des résistances rotoriques
$[L_s]$	- matrice des inductances statoriques
L_{sisj}	mutuelles entre phases statoriques i et j
$[L_r]$	matrice des inductances rotoriques
L_{riij}	mutuelles entre mailles rotoriques i et j
$[L_{sr}]$	matrices des inductances mutuelles entre les enroulements statoriques et les mailles rotoriques.
Γ_e	couple électromagnétique
Γ_r	couple résistant (de charge)

ω	vitesse électrique de rotor
J	moment d'inertie
g	épaisseur de l'entrefer
s	surface d'un enroulement
α_s	angle d'ouverture d'une bobine statorique
α_r	angle mécanique d'une maille rotorique
a	angle électrique d'une maille rotorique
$\gamma_{d,i}$	angle de phase initial
Q	nombre d'encoches par <i>pas</i> d'enroulement
N_s	nombre d'encoches du stator
N_c	nombre de conducteurs par encoche
N_t	nombre de spires en série par phase
N_e	nombre d'encoche par pôle et par phase
K_{dh}	coefficient de distribution pour le " <i>h^{ième}</i> " harmonique
K_{ph}	coefficient de raccourcissement pour le " <i>h^{ième}</i> " harmonique
K_{wh}	coefficient de bobinage pour le " <i>h^{ième}</i> " harmonique
$n_s(\phi)$	fonction de distribution d'un enroulement statorique
$N_s(\phi)$	fonction d'enroulement d'un enroulement statorique
$n_r(\phi)$	fonction de distribution d'une maille rotorique
$N_r(\phi)$	fonction d'enroulement d'une maille rotorique

TABLE DES FIGURES

Fig. I.1 : La machine asynchrone	4
Fig. I.2 : Stator en cours de bobinage	5
Fig. I.3 : Stator (vue d'ensemble)	5
Fig. I.4 : Rotor à barres d'aluminium	6
Fig. I.5 : Rotor à barres de cuivre	6
Fig. I.6 : Rotor à cage d'écureuil (vue d'ensemble)	6
Fig. I.7 : Cage d'écureuil en aluminium	6
Fig. I.8 : Répartition des défauts de la machine asynchrone	7
Fig. I.9 : Vues des bancs d'essais GREEN de Nancy et du LEC de Constantine	8
Fig. 1.10 : Spectres des tensions, à gauche (GREEN) et à droite (LEC)	8
Fig. 1.11 : Spectre de l'image de la puissance	9
Fig. I.12 : Spectre du courant statorique aux basses fréquences [0-200] Hz, machine saine (gauche), machine avec 10 % de spires d'une phase en court-circuit (droite)	11
Fig. I.13 : Spectre du courant statorique aux basses fréquences [0-200] Hz, machine saine (gauche), machine avec 20 % de spires d'une phase en court-circuit (droite)	12
Fig. I.14 : Spectre du courant statorique autour du RSH, machine saine (gauche), machine avec 10% de spires en court-circuit (milieu) et machine avec 20% de spires en court-circuit (droite)	12
Fig. I.15 : Schématisation d'une excentricité statique	13
Fig. I.16 : Vue d'un flasque de machine sans et avec bague additionnelle d'excentration	15
Fig. I.17 : Spectre du courant statorique de l'excentricité statique avec $n = 1$, machine saine (gauche), machine excentrée (droite).	15
Fig. I.18 : Spectre du courant statorique de l'excentricité statique avec $n = 3$, machine saine (gauche), machine excentrée (droite)	16
Fig. I.19 : Vue du banc d'essai avec en premier plan le microphone	17
Fig. I.20 : Spectre des vibrations radiales de l'excentricité statique, machine saine (gauche), machine excentrée (droite)	18
Fig. I.21 : Spectre des bruits de l'excentricité statique, machine saine (gauche), machine excentrée (droite)	19
Fig. I.22 : Dimensions d'un roulement à billes.	21
Fig. I.23 : Vue des roulements sains et défectueux (bague cassée)	22
Fig. I.24 : Spectre du courant statorique avec roulement sain (gauche), roulement avec la bague extérieure cassée (droite)	23
Fig. I.25 : Spectre des vibrations radiales roulement sain (gauche), roulement avec la bague extérieure cassée (droite)	23
Fig. I.26 : Spectre des bruits sonores, roulement sain (gauche), roulement avec la bague extérieure cassée (droite)	23
Fig. I.27 : Vue des roulements sains et défectueux (billes écorchées)	24
Fig. I.28 : Spectre du courant statorique roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)	25
Fig. I.29 : Spectre des vibrations radiales roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)	25

Fig. I.30 : Spectre des bruits roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)	25
Fig. I.31 : Rupture de barre rotorique (perçage d'une barre)	26
Fig. I.32 : Courbe de Lissajous du courant statorique, pour la machine asynchrone MAS ₁ (3kW-GREENancy) ; machine saine (forme en parallélogramme) et une barre cassée (forme en étoile)	27
Fig. I.33 : Inductance mutuelle entre la maille rotorique « r1 » et la phase statorique « a » : L_{a1}^{sr}	28
Fig. I.34 : Analyse spectrale des tensions enregistrées pour la machine saine (en foncé) et la machine défectueuse (en claire).	29
Fig. I.35 : Les zooms des harmoniques autour de 21 et 47	29
Fig. I.36 : Spectre des vibrations radiales, rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)	30
Fig. I.37 : Spectre des bruits autour du fondamental, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)	31
Fig. I.38 : Spectre des bruits autour du fondamental, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)	31
Fig. I.39 : Spectre du courant statorique autour du fondamental, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)	33
Fig. I.40 : Spectre du courant statorique autour du 3 ^{ème} harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)	33
Fig. I.41 : Spectre du courant statorique autour du 5 ^{ème} harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)	34
Fig. I.42 : Spectre du courant statorique autour du RSH machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)	34
Fig. I.43 : Spectre de la tension entre neutres autour du 3 ^{ème} harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)	33
Fig. I.44 : Spectre de la tension neutre-neutre autour de l'harmonique 3 (en haut), la phase de Hilbert (en bas)	38
Fig. I.45 : Spectre du courant statorique de la machine asynchrone MAS ₁ à 50% de charge, de bas en haut: machine avec défaut de bague extérieure du roulement, machine saine	39
Fig. I.46 : Spectre de la phase de Hilbert du courant statorique de la machine asynchrone MAS ₁ à 50% de charge, de bas en haut: machine avec défaut de bague extérieure du roulement, machine saine	39
Fig. I.47 : Graphes représentant les résultats du tableau I.6	40
Fig. II.1 : Montage expérimental alimentation par réseau et onduleur	43
Fig. II.2 : Spectres du courant statorique, machine saine, MAS ₃ alimentée par réseau à 25% de charge	48
Fig. II.3 : Spectres du courant statorique, machine avec une barre cassée, MAS ₃ alimentée par réseau à 25% de charge	49
Fig. II.4 : Spectres de la tension de neutre, machine saine. MAS ₃ alimentée par réseau à 25% de charge.	50
Fig. II.5 : Spectres de la tension de neutre, machine avec une barre cassée. MAS ₃ alimentée par réseau à 25% de charge	51
Fig. II.6a : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour	54

$I_s = (1-2s)f_s$ et $V_{mn} = (3-2s)f_s$	
Fig. II.6b : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (1-4s)f_s$ et $V_{mn} = (3-4s)f_s$	54
Fig. II.6c : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (3-2s)f_s$ et $V_{mn} = (9-8s)f_s$	55
Fig. II.6d : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (3-4s)f_s$ et $V_{mn} = (9-10s)f_s$	55
Fig. II.6e : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (5-2s)f_s$ et $V_{mn} = (15-14s)f_s$	56
Fig. II.6f : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (5-4s)f_s$ et $V_{mn} = (15-16s)f_s$	56
Fig. II.6g : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (7-2s)f_s$ et $V_{mn} = (21-20s)f_s$	57
Fig. II.6h : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (7-4s)f_s$ et $V_{mn} = (21-22s)f_s$	57
Fig. II.7 : Spectres du courant statorique autour des RSH, machine saine (a). MAS ₃ alimentée par réseau à 25% de charge	59
Fig. II.8 : Spectres du courant statorique autour des RSH, machine avec une barre cassée (b). MAS ₃ alimentée par réseau à 25% de charge	60
Fig. II.9a : Spectres du courant statorique, machine saine. MAS ₁ alimentée par onduleur de tension à 25% de charge	61
Fig. II.9b : Spectres du courant statorique, machine avec une barre cassée. MAS ₁ alimentée par onduleur de tension à 25% de charge	62
Fig. II.10a : Spectres de la tension de neutre, machine saine. MAS ₁ alimentée par onduleur de tension à 25% de charge	63
Fig. II.10b : Spectres de la tension neutre-neutre, machine avec une barre cassée. MAS ₁ alimentée par onduleur de tension à 25% de charge	64
Fig. II.11 : Spectres du courant statorique à 25% de charge autour du RSH, machine saine (a) et machine avec une barre cassée (b). MAS ₁ alimentée par réseau	65
Fig. II.12 : Spectres du courant statorique autour des RSH, machine saine (a) et machine avec une barre cassée (b). MAS ₁ alimentée par onduleur à 25% de charge	66
Fig. II.13 : Les spectres et phases du courant statorique de la MAS ₃ alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas).	68
Fig. II.14 : Les spectres et phases de la tension de neutre de la MAS ₃ alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas).	68
Fig. II.15 : Les spectres et phases du courant statorique de la MAS ₁ alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas).	69
Fig. II.16 : Les spectres et phases de la tension de neutre de la MAS ₁ alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas)	69
Fig. III.1 : Système d'alimentation d'une machine asynchrone par convertisseur	72

Fig. III.2 : Forme d'onde du courant de ligne ($\times 10^{-4}$ - à cause de l'atténuation de la sonde) machine avec une barre cassée au rotor, de haut en bas, courant d'alimentation (de source : I_s) et courant statorique (de machine : I_m)	73
Fig. III.3 : Spectre du courant statorique machine MAS ₁ saine 50% de charge	76
Fig. III.4 : Spectre du courant statorique, machine avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge	77
Fig. III.5 : Spectre du courant d'alimentation, machine MAS ₁ saine à 50% de charge	78
Fig. III.6 : Spectre du courant d'alimentation, machine MAS ₁ avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge	79
Fig. III.7 : Spectre du courant d'alimentation, machine MAS ₁ avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge, avec $f_c = 20\text{Hz}$	80
Fig. III.8 : Spectre du courant du bus continu en amont du condensateur, machine MAS ₁ à 50% de charge, de haut en bas, machine saine, machine avec 1 barre cassée au rotor	81
Fig. III.9 : Spectre du courant statorique, machine MAS ₃ . De haut en bas, machine saine et machine avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge	82
Fig. III.10 : Spectre du courant d'alimentation, machine MAS ₃ . De haut en bas, machine saine et machine avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge	82
Fig. III.11 : Système d'alimentation d'une machine asynchrone par convertisseur avec neutre sorti	83
Fig. III.12 : Spectre de la tension entre neutres, machine MAS ₁ saine à 50% de charge	84
Fig. III.13 : Spectre de la tension entre neutres, machine MAS ₁ à 50% de charge avec une barre cassée au rotor	85
Fig. IV.1 : Structure du stator (a) et du rotor (b).	88
Fig. IV.2 : Représentation schématique d'une machine élémentaire.	92
Fig. IV.3 : a) Fonction de distribution d'un enroulement élémentaire, b) Fonction de distribution d'un enroulement statorique	94
Fig. IV.4 : Fonction de distribution de la k^{ieme} maille rotorique.	96
Fig. IV.5. Simulation : Spectre de la FFT de la tension neutre-neutre de la machine asynchrone alimentée par réseau, rotor avec 1 barre cassée	100
Fig. IV.6. Simulation : Zoom de l'harmonique 3	100
Fig. IV.7. Expérimental : Spectre de la FFT de la tension neutre de la machine asynchrone alimentée par réseau, rotor avec 1 barre cassée.	101
Fig. IV.8. Expérimental : Zoom de l'harmonique 3 du spectre de la FFT de la tension entre neutres	101
Fig. IV.9. Simulation : Spectre de la FFT de la tension entre neutres de la machine asynchrone alimentée par onduleur, rotor avec 1 barre cassée	103
Fig. IV.10. Simulation : Zoom de l'harmonique 3 du spectre de la FFT de la tension entre neutres	103
Fig. IV.11. Expérimental : Spectre de la FFT de la tension entre neutres de la machine asynchrone MAS ₁ alimentée par onduleur, rotor avec 1 barre cassée	103
Fig. IV.12. Expérimental : Zoom de l'harmonique 3 du spectre de la FFT de la tension entre neutres	104
Fig. V.1. Simulation: spectre de la tension de neutre machine asynchrone saine	108
Fig. V.2 : Simulation, spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine	110

asynchrone avec un déséquilibre d'alimentation à 7% et en négligeant l'ondulation de vitesse

Fig. V.3. Spectre simulé de la FFT de la tension neutre d'une machine asynchrone avec un déséquilibre d'alimentation de 7% et prise en compte de l'ondulation de vitesse 112

Fig. V. 4. Simulation : Spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine asynchrone avec rotor dissymétrique 114

Fig. V.5. Simulation : Zoom du spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine asynchrone avec rotor dissymétrique 114

Fig. V.6. Simulation : Spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine asynchrone avec rotor dissymétrique sans considérer l'ondulation de vitesse 115

Fig. V.7. Simulation : Spectre de la FFT de la tension entre neutres d'une machine asynchrone avec rotor dissymétrique et 7% de déséquilibre de la tension d'alimentation en tenant compte de l'ondulation de vitesse 115

Fig. V.8. Résumé des harmoniques induits dans la tension de neutre. 116

Fig. V.9a. Expérimental : Spectre de la FFT de la tension entre neutres dans le cas d'une tension d'alimentation équilibrée (haut) et 7% de déséquilibre de tension d'alimentation, machine saine (au milieu) , machine avec 1 barre cassée (en bas) [harmoniques de 2 à 15]. 118

Fig. V.9b. Expérimental : Spectre de la FFT de la tension entre neutres dans le cas d'une tension d'alimentation équilibrée (haut) et 7% de déséquilibre de tension d'alimentation, machine saine (au milieu) , machine avec 1 barre cassée (en bas) [harmoniques de 15 à 30]. 119

INTRODUCTION GÉNÉRALE

La surveillance et le diagnostic des défauts de fonctionnement de tout système sont devenus incontournables en raison des contraintes croissantes imposées par les exploitants.

Ces défauts sont essentiellement dus aux échauffements excessifs, à une fatigue causée par les forces électromagnétiques et les contraintes de l'environnement que doit subir la machine asynchrone pendant son usage.

La caractérisation des défauts que peut rencontrer la machine a ouvert un très large champ d'étude. Il en est de même pour les méthodes de diagnostic qui doivent s'adapter ou être adapté dans le sens versatile, aux différents types de défauts devant être détectés.

Un effort important a été effectué sur la modélisation des machines asynchrones en présence de quelques défauts comme la cassure d'une ou plusieurs barres consécutives et/ou d'une portion d'anneau de court circuit, le court circuit entre spires dans les bobinages et les différents types d'excentricités.

Toutefois, le travail de la communauté scientifique se poursuit actuellement afin d'affiner les modèles dédiés au diagnostic par l'introduction de l'effet de l'encochage, de la saturation, et de la variation non uniforme de l'entrefer, en vue d'obtenir un modèle le plus représentatif du moteur fonctionnant avec ou sans défaut.

Ce mémoire comporte cinq chapitres. La démarche suivie est de commencer par les expérimentations avant d'établir la modélisation la plus fine possible pour rapprocher au mieux les résultats de simulation et ceux obtenus par la mesure. Une étude analytique est faite en dernier lieu pour expliquer la présence des différents rangs d'harmoniques générés par un défaut du réseau d'alimentation, un défaut de la machine ou par des défauts simultanés dans l'un et dans l'autre.

Le premier chapitre concerne la synthèse des méthodes de diagnostic de la machine asynchrone exploitées expérimentalement. À partir des grandeurs mesurables, on extrait des informations relatives aux défauts de la machine tels que les défauts électriques (court-circuit, rupture de barres) et les défauts mécaniques (excentricité, défauts de roulement). Dans la suite du mémoire nous nous limiterons à l'étude des cassures de barres.

Dans le deuxième chapitre, suite au passage en revue des différentes techniques de diagnostic des cassures de barres au premier chapitre, nous nous focaliserons sur deux techniques. Ce sont l'analyse du courant statorique et l'analyse de la tension de neutre machine - neutre réseau d'alimentation. Cette dernière est basée sur l'analyse de la différence de potentiels entre le neutre du stator couplé en étoile et le neutre du réseau dans le cas d'une alimentation directe ou le neutre artificiel dans le cas d'une alimentation par onduleur de tension.

Cette analyse de la tension entre neutres, est peu exploitée dans la littérature. Néanmoins, les résultats obtenus sont probants et donnent des performances comparables à celles de l'analyse du courant voire meilleures, d'où l'étude comparative entre les deux méthodes.

Le troisième chapitre est aussi consacré à une étude expérimentale. Cependant, certains constructeurs de machines asynchrones montent des convertisseurs (c.-à-d redresseur et onduleur) directement sur la machine, ce qui rend impossible l'accès direct (inaccessible)

au stator pour le diagnostic. Afin de remédier à ces inconvénients, on propose d'analyser les nouvelles signatures de défaut à partir de la ligne de courant d'alimentation du convertisseur.

Le quatrième chapitre est consacré à la présentation d'un modèle de simulation qui prend en considération les harmoniques d'espace et la tension entre neutres. Pour cela, nous formulerons les différentes inductances de la machine à induction sous forme de série

de Fourier par l'application de la théorie des fonctions d'enroulements.

Dans le cinquième chapitre, nous nous intéressons aux mécanismes de génération des différents harmoniques dans la tension entre neutres. Afin d'analyser d'une manière plus efficace l'information liée à la détection des défauts dans la machine, nous présentons une formulation précise des fréquences harmoniques de la tension. Celle-ci est donnée dans les deux cas d'alimentation qu'elle soit équilibrée ou déséquilibrée, avec un rotor symétrique ou dissymétrique.

Des simulations et expériences ont été réalisées afin de valider l'ensemble de ce travail.

Chapitre I : Synthèse des méthodes de diagnostic de la machine asynchrone avec des expérimentations

I. Introduction

La machine asynchrone, est très répandue dans le milieu industriel en raison de sa robustesse et son faible coût de fabrication et de maintenance. Au début, son utilisation était l'entraînement des systèmes à vitesse constante. Aujourd'hui, avec l'amélioration de l'électronique de puissance, celle-ci supprime les moteurs à courant continu dans un domaine où ils excellaient, celui de la variation de la vitesse.

Dans le milieu industriel le maintien de la continuité de service nécessite un effort de la part des exploitants de production. Le maillon faible est principalement la machine électrique, car sa panne paralyse immédiatement la production et entraîne une perte financière très importante. Une maintenance dite « prédictive » doit donc être assurée afin de prévenir à temps les défauts susceptibles de se produire dans les moteurs.

Afin de synthétiser les méthodes de diagnostic par voie expérimentale, nous présenterons d'abord de manière succincte, la construction de la machine asynchrone triphasée puis les contributions scientifiques sur les défauts de la machine asynchrone. Ensuite, nous présenterons les méthodes dédiées à l'étude de ses défauts électriques et mécaniques qu'on a pu réaliser au sein des laboratoires LEC de Constantine et GREEN de Nancy.

II. Construction de la machine asynchrone :

La machine asynchrone (Figure I.1) comporte un stator muni d'un enroulement triphasé et d'un rotor portant un enroulement triphasé ou une cage. C'est un transformateur à champ tournant dont le primaire est le stator et dont le secondaire, mis en court-circuit et libre de tourner.

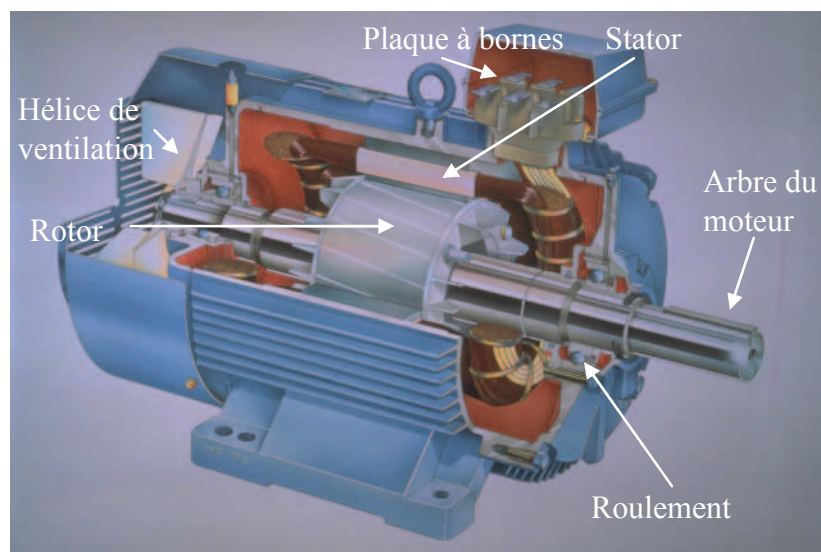


Fig. I.1 : La machine asynchrone

II.1 Le stator :

Il est constitué d'une couronne de tôles minces (0,35 mm) empilées [1], caractérisées par des pertes allant de 1,6 à 2,3 W/kg à 50 Hz [2]. Cette couronne est serrée dans une carcasse. Débouchant à l'intérieur de l'anneau ainsi formé, des encoches contiennent un enroulement triphasé. Cet enroulement peut être bipolaire, tétra polaire, etc. (Figures I.2 et I.3).

Les entrées et les sorties des trois phases aboutissent à une plaque à bornes.

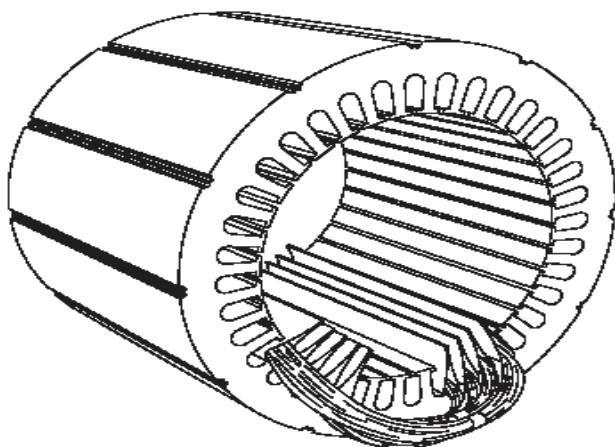


Fig. I.2 : Stator en cours de bobinage

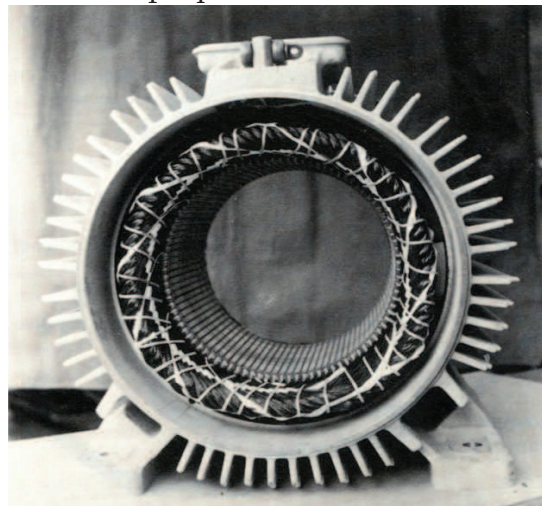


Fig. I.3 : Stator (vue d'ensemble)

II.2 Le rotor :

Nous n'étudions ici que les machines dites à cage d'écureuil.

Les rotors à cage d'écureuil des machines asynchrones sont constitués par un cylindre en disques de tôles empilées, percées de trous sur la périphérie pour former des encoches. Ces encoches, fermées ou semi fermées, sont destinées à recevoir les barres rotoriques en cuivre nu ou en aluminium coulé sous pression à une température voisine de 735°C.

Les cages en cuivre sont faites avec des barres d'égale longueur, enfilées dans les encoches et rivées ou brasées sur deux anneaux en cuivre, disposés de part et d'autre du rotor. La brasure au cuivre est faite au chalumeau, par soudure à l'arc électrique ou par chauffage inductif.

Les rotors à cage d'écureuil en aluminium se généralisent de plus en plus. La coulée d'aluminium produit non seulement le remplissage des encoches, mais elle forme également les deux anneaux du rotor qui court-circuitent toutes les barres. La cage est souvent dotée d'ailettes de ventilation.

La construction de la cage en barres est actuellement réservée aux moteurs de grande puissance (Figures I.4 et I.5). Les moteurs de petites et moyennes puissances ont des cages en aluminium (Figures I.6 et I.7) (puissance inférieure à 20kW).

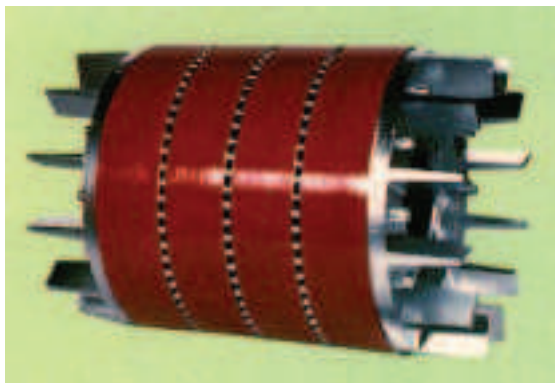


Fig. I.4 : Rotor à barres d'aluminium



Fig. I.5 : Rotor à barres de cuivre

(Photos Louis Lavallée – DELSTAR)

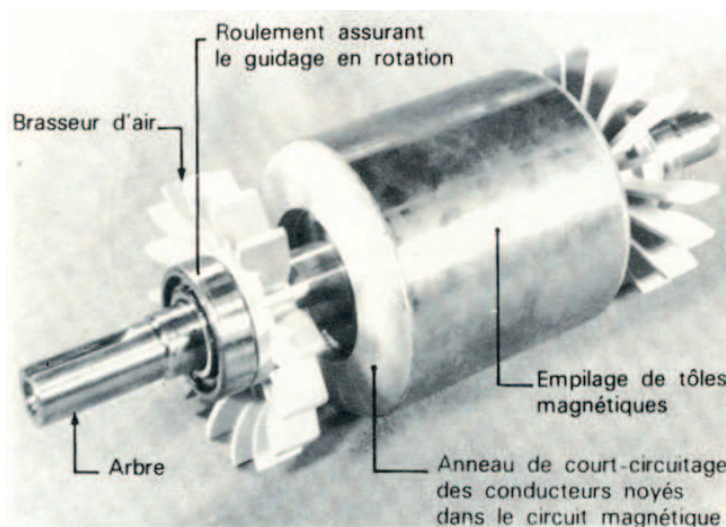


Fig. I.6 : Rotor à cage d'écureuil (vue d'ensemble)

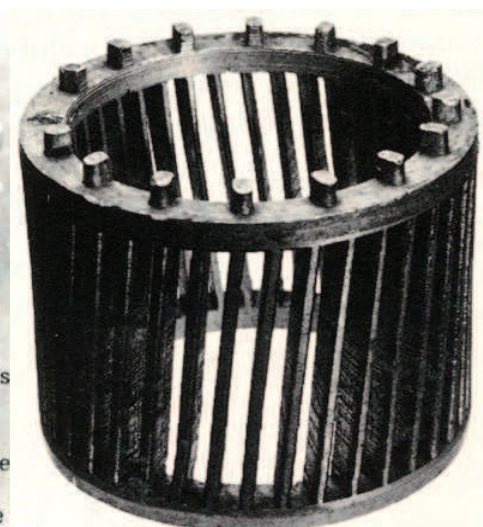


Fig. I.7 : Cage d'écureuil en aluminium

Le stator et le rotor sont séparés par un entrefer très faible, de l'ordre de (0,2 à 3 mm suivant la puissance) [2].

III. Intérêt du diagnostic :

Pendant leurs fonctionnements, les moteurs peuvent être exposés à différents environnements hostiles ou avoir des défauts de fabrications. Les différents défauts internes du moteur (par exemple, court-circuit des fils de moteur, les courts-circuits entre spires, roulements cassés, excentricité du rotor, ruptures de barres au rotor), et les différents défauts externes du moteur (par exemple, coupure de phase, surcharge mécanique, rotor bloqué, surcharge électrique) peuvent se produire tôt ou tard. En outre, la grande variété des environnements et conditions auxquels sont exposés les moteurs accélère leur vieillissement et les assujettit aux défauts prématurés et évolutifs. Ces types de défauts se rapportent habituellement à la détérioration progressive de la machine qui peut mener à l'arrêt de celle-ci s'ils ne sont pas détectés au moment opportun.

Le problème des ruptures de barres dans les moteurs des stations de pompage offshore qui a été à l'origine des premiers travaux de recherche sur le diagnostic proprement dit des

machines asynchrone [3, 4]. De nombreux travaux ont suivi dans la même voie, [5-18] ou ont été initiés pour le diagnostic des autres défauts de la machine, comme l'excentricité du rotor [19-22], les courts-circuits [23-26] ou encore l'usure des roulements [27].

Une étude conduite pour IEEE [IEE-85] a établi une statistique des différents défauts pouvant intervenir dans une machine électrique (Figure I.8).

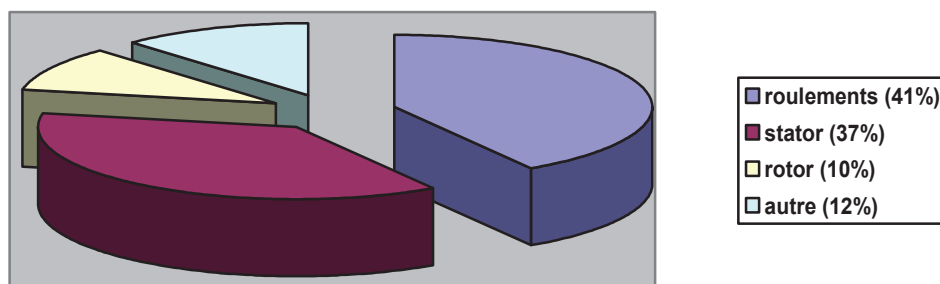


Fig. I.8 : Répartition des défauts de la machine asynchrone

Avec une brève présentation des publications, nous exposerons les différents défauts énumérés ci-dessus ainsi que leurs conséquences sur les signaux utilisés pour le diagnostic (courants, tension, vibration....).

IV. Description des bancs d'essais

Dans l'objectif de mener une étude expérimentale sur les différents défauts qui peuvent affecter une machine asynchrone, nous avons réalisé des expériences sur plusieurs machines asynchrones de différentes puissances et différent nombre de pôles. Leurs caractéristiques sont détaillées en annexe.

Deux bancs d'essais ont été utilisés (Figure I.9). Le premier au laboratoire GREEN situé à Nancy est composé d'une machine asynchrone MAS₁ et d'une machine à courant continu. La machine asynchrone est connectée en étoile avec le neutre accessible par la plaque à bornes. L'onduleur de tension est contrôlé par une carte dSpace 1104.

L'acquisition des signaux est faite par la carte GaGe (CS 1602) qui comprend 6 voies, à laquelle étaient reliés les différents capteurs (courant, tension, vibration, et bruit sonore). Le deuxième banc d'essai, monté au Laboratoire d'électrotechnique de Constantine, il est composé de différentes machines asynchrone MAS₂, MAS₃, MAS₄ (voir annexe Tableau AI).

Les essais de court-circuit entre spires de la machine asynchrone ont été faits sur la machine asynchrone MAS₂, qui a été rebobinée à cet effet.

Les rotors sains et défectueux peuvent être échangés sans affecter les caractéristiques électriques et magnétiques du stator. L'alimentation du stator est faite soit par le réseau soit par l'onduleur de tension.

Pour les machines asynchrones MAS₂, MAS₃, MAS₄, les mesures du courant statorique et des tensions des machines sont effectuées en utilisant les sondes citées plus haut et enregistrées par l'oscilloscope LeCroy Wave Runner 6050 qui comprend 4 voies d'acquisition de signaux. Il offre une fréquence d'acquisition maximale de 5GS/s sur chaque canal ADC et 1 Mo de mémoire en standard. La fréquence d'échantillonnage choisie pour chaque acquisition de données est de 50kHz, avec une durée d'acquisition de 10s, excepté pour les essais de courts circuits où la fréquence d'échantillonnage et la durée d'acquisition ont été réduites respectivement à 25 kHz et à 2s.

Après l'acquisition bien entendu, des programmes MATLAB seront utilisés pour l'analyse en domaine fréquentiel.



Fig. I.9 : Vues des bancs d'essai GREEN de Nancy (gauche), LEC de Constantine (droite)

Nous allons voir la qualité des réseaux d'alimentation des bancs d'essai. Après une analyse spectrale de ses tensions (Figure I.10), on remarque la présence de l'harmonique 3. Deux cas possibles peuvent expliquer sa présence, soit on a un déséquilibre des tensions d'alimentation [51], soit cet harmonique est en partie généré dans le courant de ligne par la non linéarité de la machine asynchrone due à la saturation [75, 89, 90].

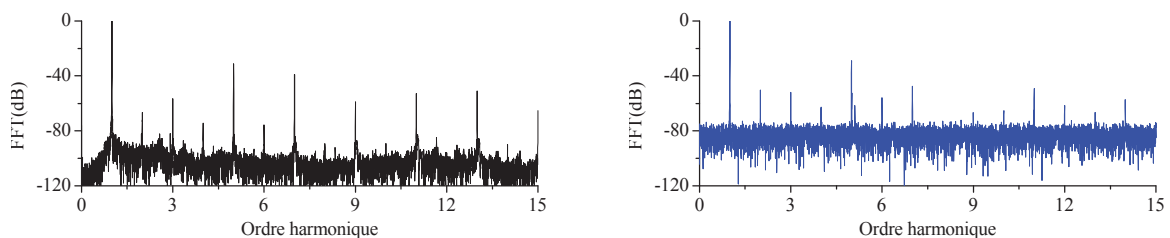


Fig.1.10 : Spectres des tensions, à gauche (GREEN) et à droite (LEC)

Il est bien utile de signaler que les constatations ont montré que les harmoniques de rang 3 dans les tensions précédentes se manifestent sous deux formes différentes :

1. l'harmonique 3 de la tension homopolaire qui, comme on le sait, ne participe pas au couple électromagnétique :

$$V_{3k} = \hat{V}_3 \cos \left(3 \left(\omega_s t - (k-1) \frac{2\pi}{3} + \varphi \right) \right) \Big|_{k=1,2,3} = \hat{V}_3 \cos(3\omega_s t + 3\varphi) \Big|_{k=1,2,3} \quad (\text{I.1})$$

2. l'harmonique 3 triphasé et qui est donné par :

$$V_{3k} = \hat{V}_3 \cos \left(3\omega_s t - (k-1) \frac{2\pi}{3} + \alpha \right) \Big|_{k=1,2,3} \quad (\text{I.2})$$

À cet harmonique est attachée l'image de la puissance donnée par la relation suivante :

$$P_3 = \sum_{k=1}^3 V_k \cos \left(3\omega_s t - (k-1) \frac{2\pi}{3} \right) \quad (\text{I.3})$$

avec $V_k \Big|_{k=1,2,3}$ les tensions du réseau

Le spectre de ce signal est donné par la figure I.11, il montre bien l'existence de l'harmonique 3 par une composante continue (encerclé en rouge sur la figure) avec un niveau important de -10 dB, donc elle sera une partie des sources qui vont générer l'harmonique 3 dans le courant par la suite.

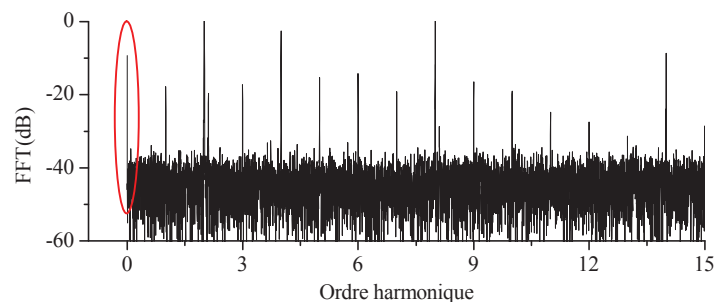


Fig.1.11 : Spectre de l'image de la puissance

V. Diagnostic des défauts de la machine asynchrone

V.1- Les défauts statoriques :

Le stator, plutôt soumis à des contraintes électriques que mécaniques, présente essentiellement comme défaut la mise en court-circuit d'une ou plusieurs spires de son bobinage ou l'ouverture d'une des phases d'alimentation. Pour la détection des défauts de spires au stator, M. Vas [28] a utilisé comme capteurs des bobines de Rogowski. Celles-ci, similaires à des transformateurs de courant, ne comportent pas de matériaux ferromagnétiques, sont destinées à la détection des décharges partielles qui se produisent à des hautes fréquences dans le bobinage du stator.

M. Capolino et ses coauteurs [23] ont employé la FFT des tensions et des courants instantanés du moteur pour obtenir un paramètre appelé l'impédance d'ordre négatif qui est directement liée à l'asymétrie du stator.

M. Schaeffer [24], se base sur l'identification paramétrique pour diagnostiquer des courts-circuits du moteur asynchrone utilisé en vitesse variable. Il justifie ce choix par le fait que les outils classiques généralement fondés sur la transformée de Fourier sont inadaptés pour la localisation de ce type de défaut puisque que les signaux sont fortement non stationnaires.

Comme annoncé au début du chapitre, on a procédé à l'essai de court-circuit des spires d'une phase statorique de la machine asynchrone MAS₃. La machine a été rebobinée avec des prises intermédiaires à 1, 2, 10 et 20 % du nombre total des spires de chaque enroulement statorique. L'objectif est de pouvoir court-circuiter le nombre de spires préalablement choisi.

Le court-circuit des spires est effectué au régime permanent de la machine asynchrone alimentée à sa tension nominale.

D'une façon générale, à la suite d'un court-circuit, apparaissent des vibrations et des oscillations de couple synonymes de présence de nouvelles composantes dans le couple électromagnétique, et par conséquent dans les courants statoriques et rotoriques. En effet, un court-circuit de spires est à l'origine de déséquilibre des enroulements statoriques induisant un champ inverse en plus du champ direct principal, tournant avec les fréquences de $\pm f_s$ [24]. Ces nouvelles composantes entraînent des harmoniques de fréquences kf_s dans les courants statoriques de la machine.

En plus, de cela, deux équations sont données comme indicateur de présence de défaut de court-circuit entre spires, la première équation décrite dans [29] :

$$f_{st} = f_s * \left[k \pm n \frac{(1-s)}{P} \right] \Bigg|_{\substack{n=1,2,3.. \\ k=1,3,5}} \quad (I.4)$$

avec f_{st} une fréquence dépendant du nombre de spires court-circuitées au stator, $n = 1, 2, 3..$, $k = 1, 3, 5..$ entier, P est le nombre de paire de pôle, et s le glissement.

La présence d'un court-circuit entre spires provoque l'augmentation de l'amplitude des courants dans les barres rotoriques proportionnellement à la gravité du défaut, ce qui justifie d'observer les fréquences de court-circuit autour des harmoniques d'encoches rotoriques (RSH) [30]:

$$f_{st} = f_s * \left[1 \pm \lambda n_b \frac{(1-s)}{P} \right] \Bigg|_{\lambda=1,2,3..} \quad (I.5)$$

avec λ un entier, et n_b nombre de barres rotoriques.

La figure I.12 montre l'harmonique fondamental du spectre du courant statorique de la machine asynchrone fonctionnant à 25 % de charge.

D'une part on peut voir des composantes de fréquence à $f_s - f_r$ et $f_s + f_r$ qui sont déjà présentes mais de faibles amplitudes dans le spectre de la machine saine causées par l'excentricité naturelle. D'autre part, on observe l'augmentation de ces mêmes composantes données par l'équation (I.4) générées par 10% de spires court-circuitées de la machine asynchrone.

Dans la figure I.13, lors du court-circuit de 20% de spires, on remarque une augmentation substantielle des amplitudes des fréquences $f_s - f_r$ et $f_s + f_r$ données aussi par l'équation (I.4)

Dans les figures I.12 et I.13, on montre la variation significative de l'amplitude de la fréquence $3f_s$ qui est fonction du degré de court-circuit et de la présence naturelle du déséquilibre de l'alimentation.

En revanche, dans les figures I.14, nous remarquons une atténuation de l'amplitude des harmoniques d'encoches rotoriques donnés par l'équation (1.5) respectivement à 10 et 20% de spires court-circuitées, d'où l'influence du court-circuit sur ces harmoniques est faible, d'où ces indicateurs restent difficilement exploitables.

Les fréquences et les amplitudes des composantes introduites par le court-circuit sont consignées dans le tableau I.1.

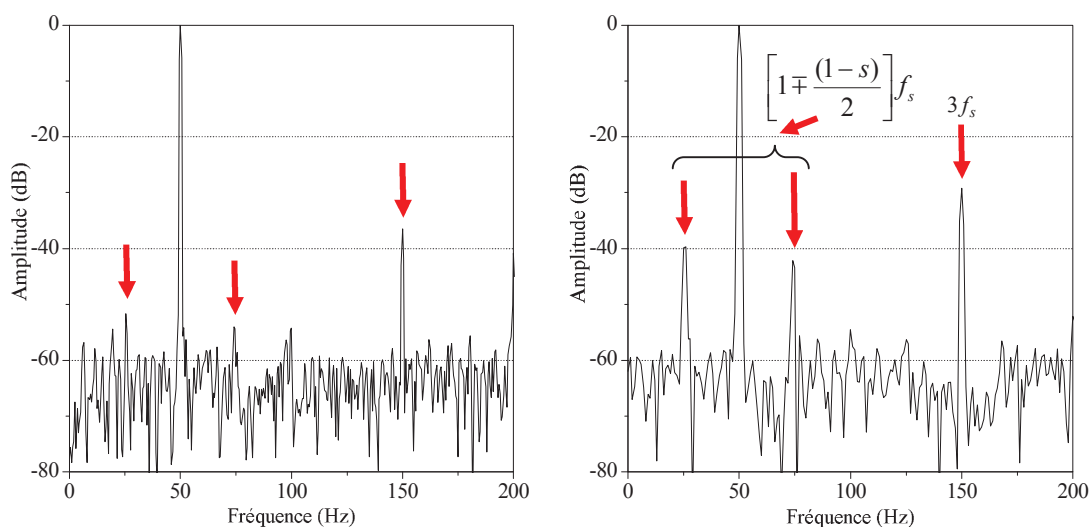


Fig. I.12 : Spectre du courant statorique aux basses fréquences [0-200] Hz, machine saine (gauche), machine avec 10 % de spires d'une phase en court-circuit (droite)

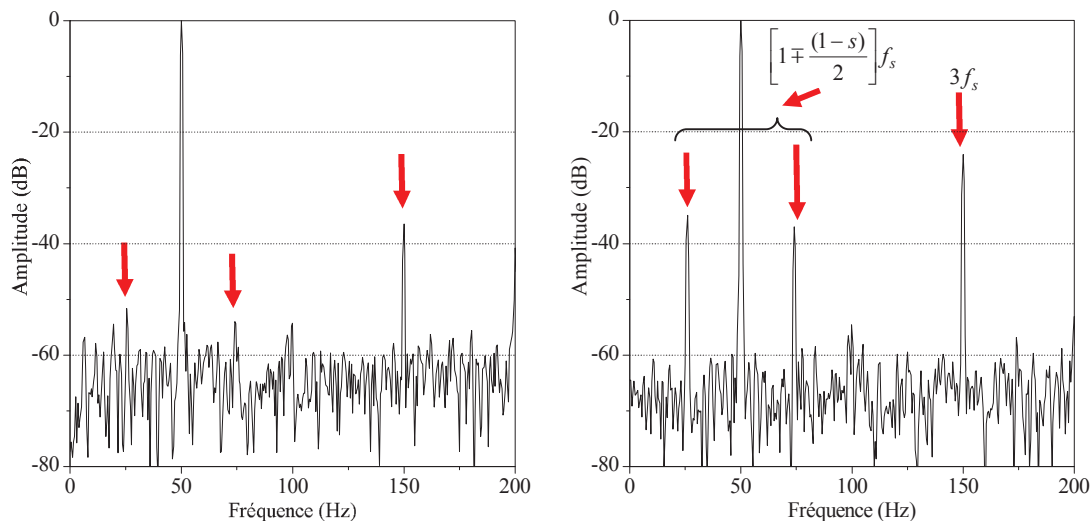


Fig. I.13 : Spectre du courant statorique aux basses fréquences [0-200] Hz, machine saine (gauche), machine avec 20 % de spires d'une phase en court-circuit (droite)

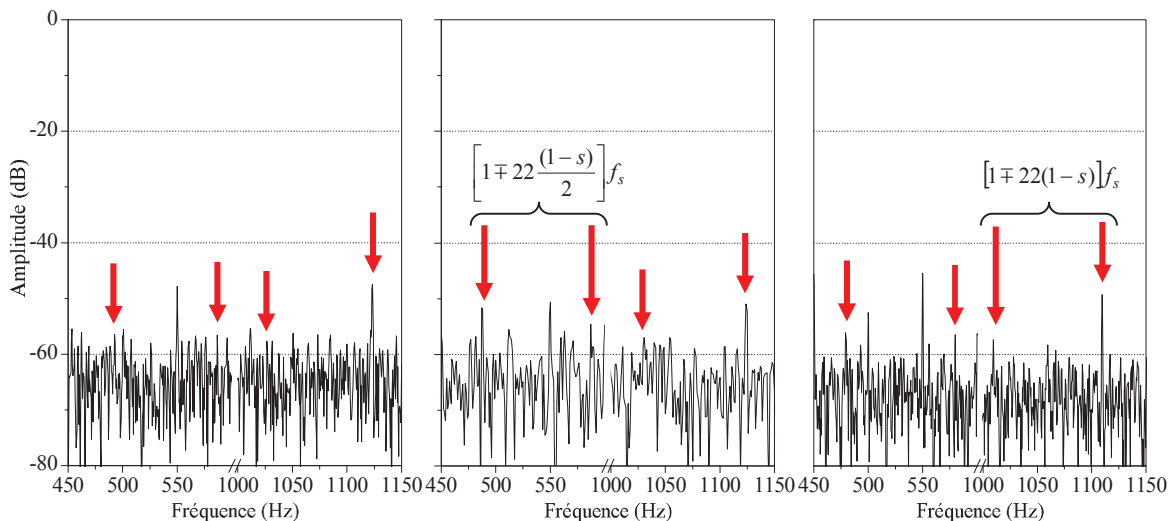


Fig. I.14 : Spectre du courant statorique autour du RSH, machine saine (gauche), machine avec 10% de spires en court-circuit (milieu) et machine avec 20% de spires en court-circuit (droite)

TABLEAU I.1

Les fréquences du courant statorique avec 10 et 20 % de spires court-circuitées

Formule	Fréquence (Hz)	Amplitude (dB)		
		sain	Défaut de CC	
			10%	20%
$f_{cc} = f_s * \left[k - n \frac{(1-s)}{P} \right]_{k=1}^{n=1} = f_s \left[1 - \frac{(1-s)}{2} \right]$	25.55	-51,34	-40	-35
$f_{cc} = f_s * \left[k + n \frac{(1-s)}{P} \right]_{k=1}^{n=1} = f_s \left[1 + \frac{(1-s)}{2} \right]$	74.45	-55	-42	-37
$f_{cc} = kf_s _{k=3} f_{cc} = 3f_s$	150	-37	-29	-24
$f_{cc} = f_s * \left[1 - \lambda n_b \frac{(1-s)}{P} \right]_{\lambda=1} = f_s \left[1 - 22 \frac{(1-s)}{2} \right]$	488	-57	-52	-62
$f_{cc} = f_s * \left[1 + \lambda n_b \frac{(1-s)}{P} \right]_{\lambda=1} = f_s \left[1 + 22 \frac{(1-s)}{2} \right]$	588	-57	-55	-63
$f_{cc} = f_s * \left[1 - \lambda n_b \frac{(1-s)}{P} \right]_{\lambda=2} = f_s [1 - 22(1-s)]$	1026	-57	-62	-61
$f_{cc} = f_s * \left[1 + \lambda n_b \frac{(1-s)}{P} \right]_{\lambda=2} = f_s [1 + 22(1-s)]$	1126	-48	-51	-60

V.2 -Les défauts rotoriques :

V.2.1- Excentricité statique

Le rotor peut être le siège de défauts tels que l'excentricité statique (Figure I.15), l'excentricité dynamique, ou mixte. Ces défauts sont détectables par la surveillance des vibrations ou par l'analyse des grandeurs électriques de la machine (courant, tension, flux) [31], [8], [9], [19], [32] [20], [33], [22], [86].

L'excentricité statique a été provoquée intentionnellement par l'insertion dans le logement du roulement d'une bague avec une excentration de 15% (Figure I.16).

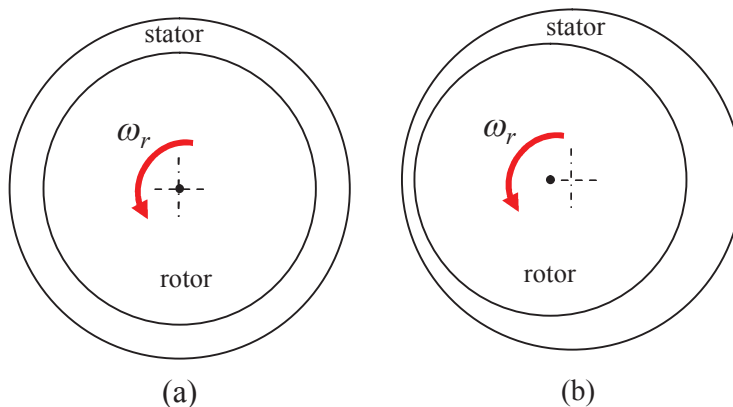


Fig. I.15 : Schématisation d'une excentricité statique, a) rotor centré, b) rotor excentré

a) Analyse par courant statorique

Dans [20], Subhasis Nandi et Hamid Toliyat proposent de détecter l'excentricité du rotor par la surveillance de la variation spectrale des harmoniques du courant de ligne. Il peut être facilement vu que l'harmonique d'encoche rotorique augmente avec l'excentricité d'où le fait que les harmoniques dépendent principalement du nombre d'encoches rotoriques et du nombre de paires de pôles de la machine asynchrone.

$$f_{s,ecc} = \left[kn_b \left(\frac{1-s}{P} \right) \pm 1 \right] f_s \quad (I.6)$$

avec $k = 1, 2, 3, \dots$

En considérant l'influence des harmoniques de temps sur les tensions d'alimentation, la fréquence des courants induits dans le stator peut être exprimée comme suit :

$$f_{s,ecc} = \left[kn_b \left(\frac{1-s}{P} \right) \pm n \right] f_s \quad (I.7)$$

n : l'ordre des harmoniques de temps ($n = 1, 3, 5, \dots$)

En présence d'une excentricité mixte, les fréquences apparaissent également aux bas harmoniques dans le spectre du courant statorique. L'existence de ces fréquences est due à l'interaction entre les deux excentricités statique et dynamique, elle est donnée par l'équation suivante [34], [35] :

$$f_{mix} = \left(1 \pm k \frac{1-s}{p} \right) f_s \quad (I.8)$$

Évidemment, n'importe quelle oscillation dans le couple de charge à un multiple de la fréquence de rotation f_r induira les fréquences correspondantes dans le spectre du courant statorique à :

$$f_{charge} = f_s \pm kf_r = \left(1 \pm k \frac{1-s}{p} \right) f_s \quad (I.9)$$

avec f_r fréquence de rotation, $k = 1, 2, 3, \dots$

Cependant, vu la similitude entre les équations (I.8) et (I.9) il est difficile de distinguer entre ces deux défauts [36].

La variation dans les différents spectres des courants vient en concordance avec les formules signalées précédemment (Figures I.17 et I.18).

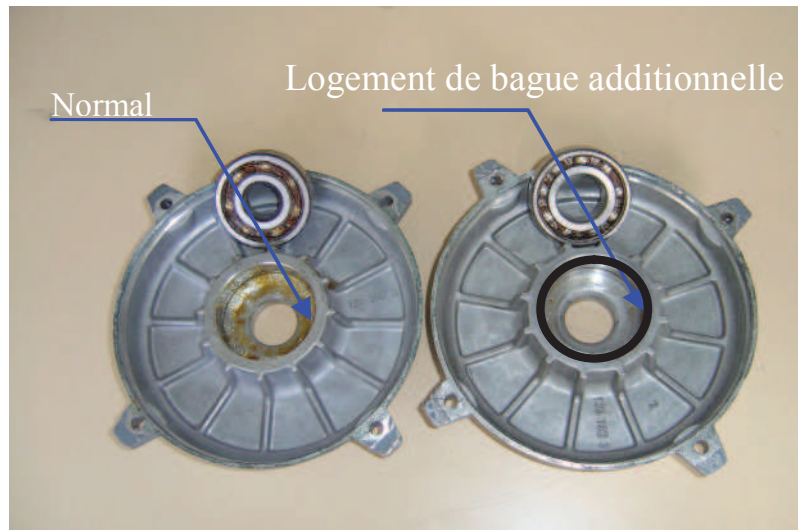


Fig. I.16 : Vue d'un flasque de machine sans et avec bague additionnelle d'excentrication

En synthèse, les figures I.17 et I.18 montrent les fréquences caractéristiques de l'excentricité statique données par l'équation (I.7), d'où on peut remarquer que la variation dans les amplitudes des différents RSH introduit par la présence de l'excentricité statique est difficilement différenciable.

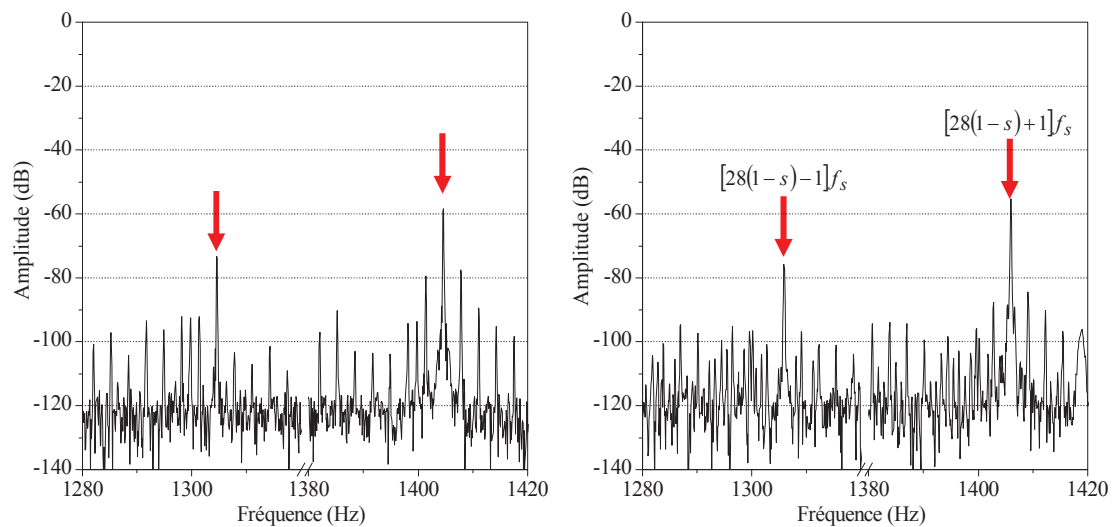


Fig. I.17 : Spectre du courant statorique de l'excentricité statique avec $n = 1$, machine saine (gauche), machine excentrée (droite).

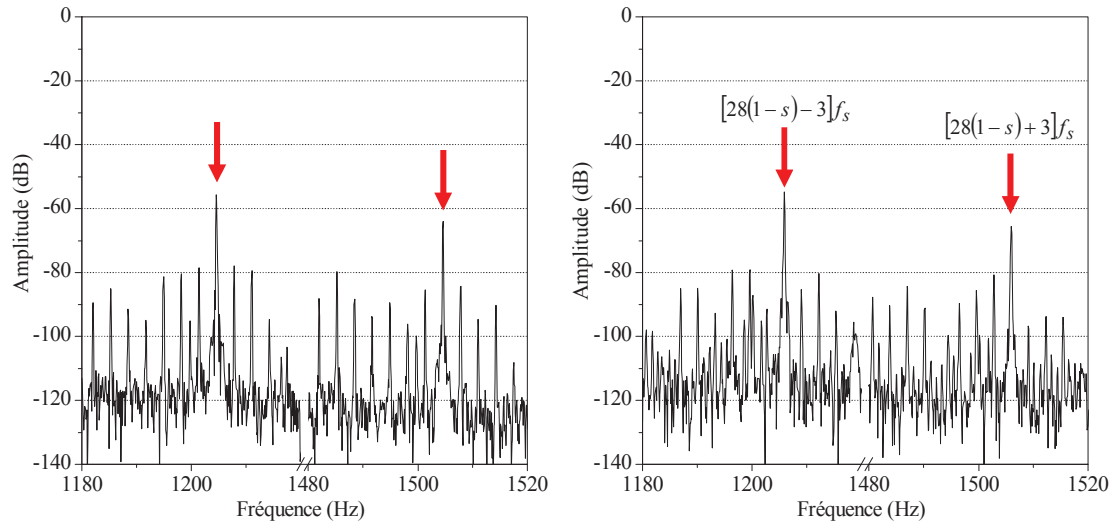


Fig. I.18 : Spectre du courant statorique de l'excentricité statique avec $n = 3$, machine saine (gauche), machine excentrée (droite)

b) Analyse par vibrations et bruits sonores

Dans [37] A. R. Crawford propose tout d'abord un glossaire des phénomènes vibratoires existant dans les machines électriques alimentées en alternatif. Puis, après avoir rappelé les équations fondamentales régissant les systèmes oscillants, il étudie la dynamique du rotor, en particulier sa déformation statique, son déséquilibre statique et dynamique et les vibrations dues à sa torsion. Il permet aussi au travers d'une étude simple de mieux appréhender certains phénomènes vibratoires.

L'excentricité du rotor génère des fréquences au double de la fréquence d'alimentation $2f_s$ à plus ou moins la fréquence de passage par pôle f_p [38].

$$F_{ecc} = 2f_s \pm f_p \quad (\text{I.10})$$

$f_p = 2P \cdot f_g$: Fréquence de passage par pôle (Pole Pass Frequency)

$f_g = \frac{f_s}{P} - f_r$: Fréquence de glissement

Pour toutes les expériences, une alimentation par le réseau était nécessaire afin d'éviter le bruit magnétique supplémentaire dû aux harmoniques d'alimentation induits par l'utilisation d'un onduleur de tension. Toutes les hélices de refroidissement ont été retirées des moteurs afin de réduire l'influence de tout bruit aérodynamique. Le microphone était déposé sur un trépied comme indiqué sur la (Figure I.18), à une distance d'environ 30 cm de la machine. Les bruits sonores ont les mêmes fréquences que les vibrations [39].

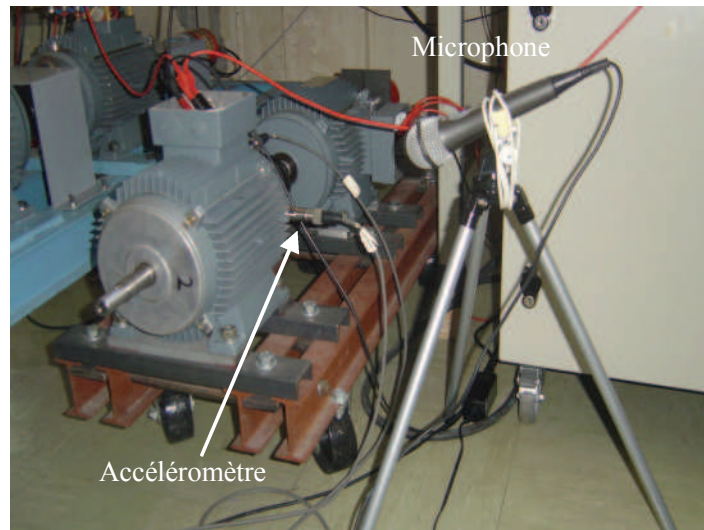


Fig. I.19 : Vue du banc d'essai avec en premier plan le microphone

Les figures I.20 et I.21 illustrent quant à elles les spectres des vibrations et du bruit, on voit une faible augmentation des amplitudes des fréquences introduites par l'excentricité données par l'équation (I.10) à $2f_s - f_p$. Cependant d'autres fréquences apparaissent aux multiples de $2f_s - f_p$, où on constate qu'elles sont plus significatives du point de vue différence d'amplitude que dans le spectre des vibrations (Tableau I.2).

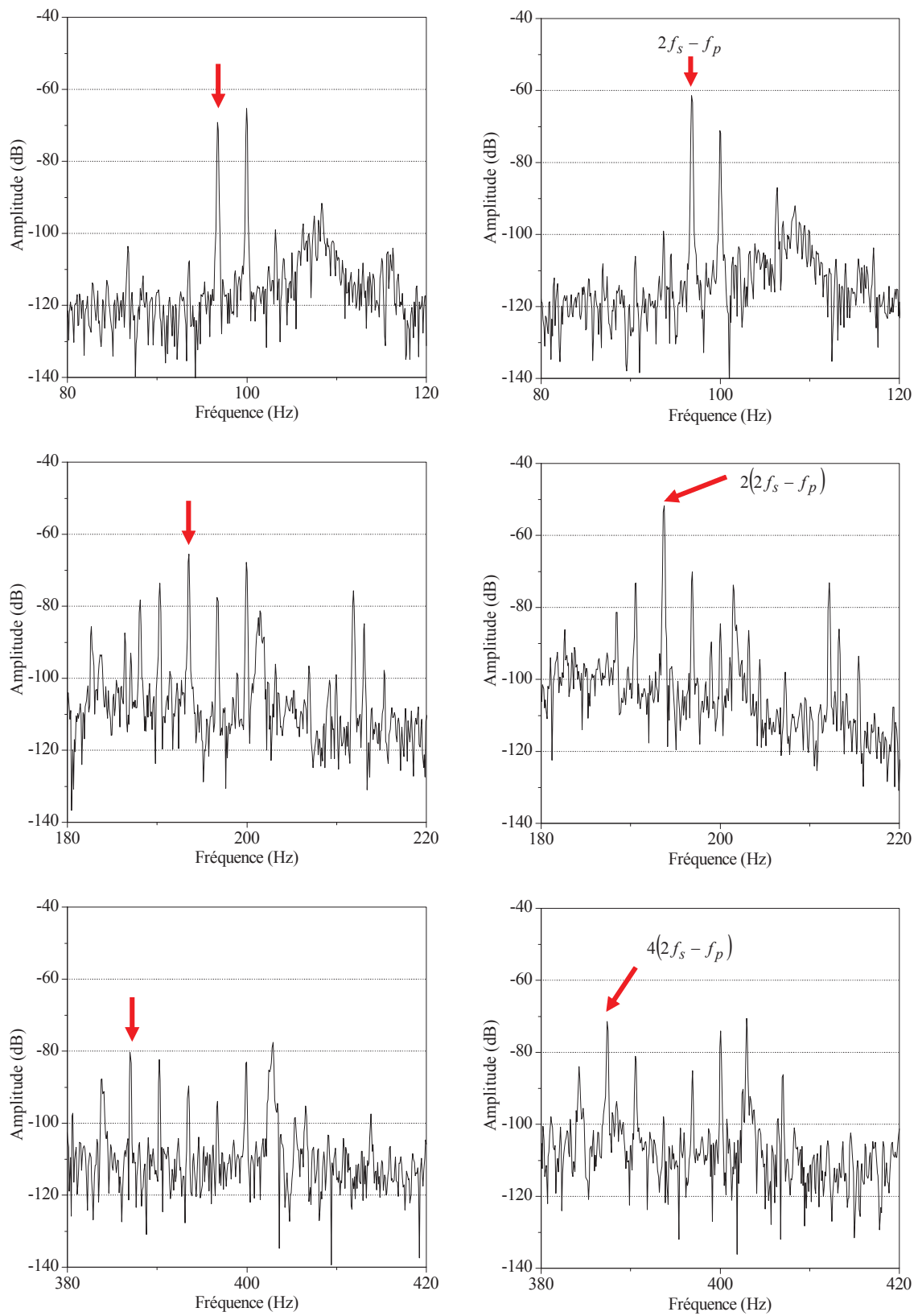


Fig. I.20 : Spectre des vibrations radiales de l'excentricité statique, machine saine (gauche), machine excentrée (droite)

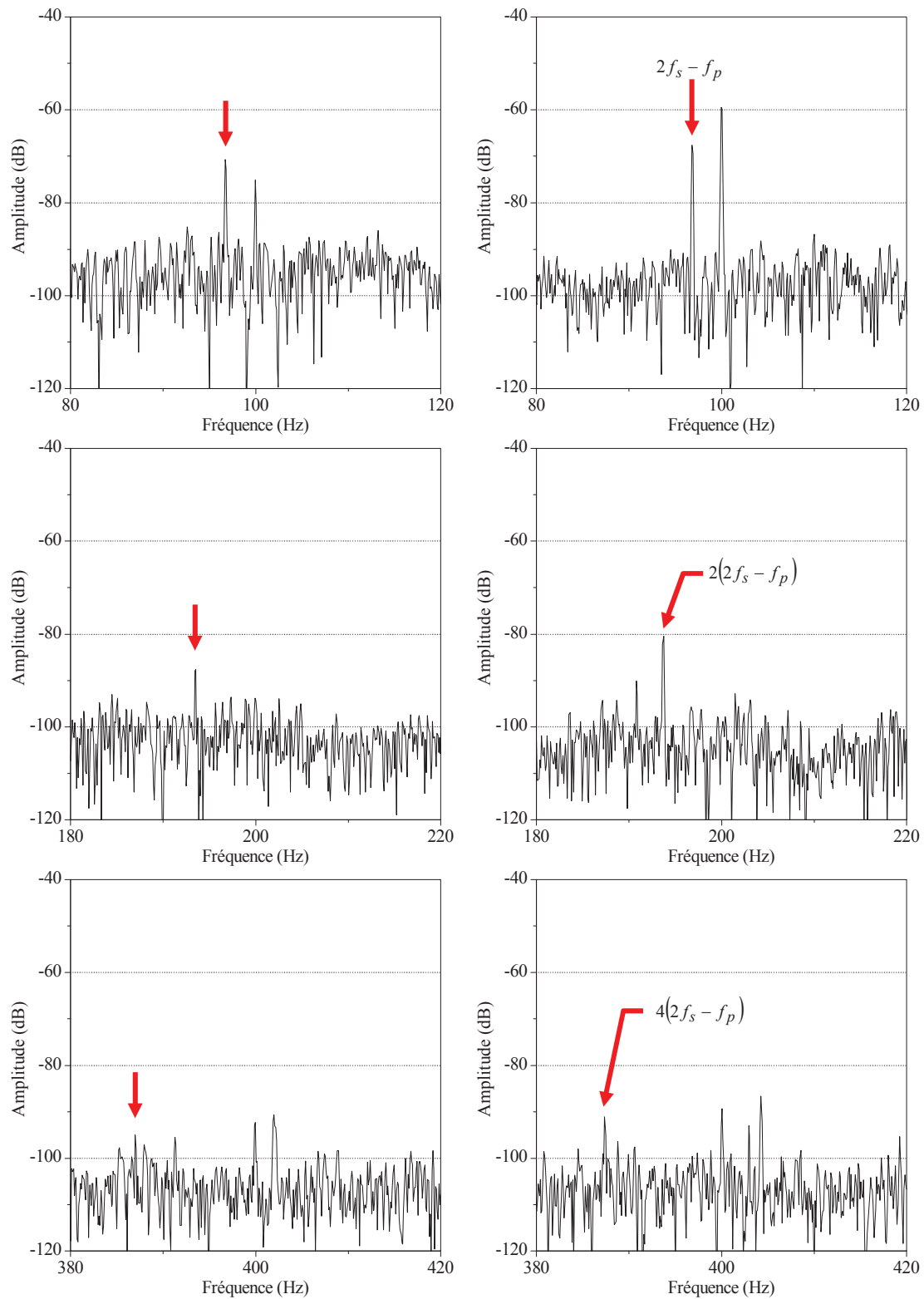


Fig. I.21 : Spectre des bruits induits par une excentricité statique, machine saine (gauche), machine excentrée (droite)

TABLEAU I.2
Les fréquences du défaut d'excentricité

formule	Fréquence (Hz)	Signal/amplitude (dB)					
		courant		vibration		Bruit	
		sain	défaut	sain	défaut	sain	défaut
$[28(1-s)-1]f_s$	1303,4	-56	-55				
$[28(1-s)+1]f_s$	1403,4	-72	-76				
$[28(1-s)-3]f_s$	1203,4	-58	-55				
$[28(1-s)+3]f_s$	1503,4	-62	-65				
$2f_s - f_p$	96,83			-69	-62	-70	-68
$2(2f_s - f_p)$	193,66			-66	-50	-88	-80
$4(2f_s - f_p)$	387,32			-80	-72	-95	-91

V.2.2- Les défauts de roulement

À l'interface entre le rotor et le stator, le roulement à billes présente aussi un vieillissement relativement rapide. Classiquement ce type de défaut est diagnostiqué à partir du spectre d'une mesure acoustique ou vibratoire. En partant du principe que l'entrefer n'est plus constant lors d'une défectuosité du roulement, R. Schoen *et al.* [27] ont montré que cette information était aussi présente dans le spectre du courant, puisque n'importe quelle excentricité produit des anomalies dans la distribution du champ dans l'entrefer. Dans son article, il a explicité l'expression analytique des fréquences liées aux défauts du roulement en fonction de ses paramètres mécaniques (nombre de billes de roulement, vitesse mécanique du rotor, l'angle de contact des billes avec les bagues), et donne la relation suivante :

$$f_{bng} = |f_s \pm mf_v| \quad (\text{I.11})$$

où $m = 1, 2, 3, \dots$ et f_v est une fréquence caractéristique de vibration.

Blödt, [40] suggère les expressions pour les trois types de défaut comme suit :

$$\text{Défaut de bague extérieure : } f_{bng} = |f_s \pm mf_o| \quad (\text{I.12})$$

$$\text{Défaut de bague intérieure : } f_{bng} = |f_s \pm f_r \pm mf_i| \quad (\text{I.13})$$

$$\text{Défaut de bille : } f_{bng} = |f_s \pm f_{cage} \pm mf_b| \quad (\text{I.14})$$

Les fréquences caractéristiques de vibration seront calculées sur la base des dimensions du roulement (Figure I.22)

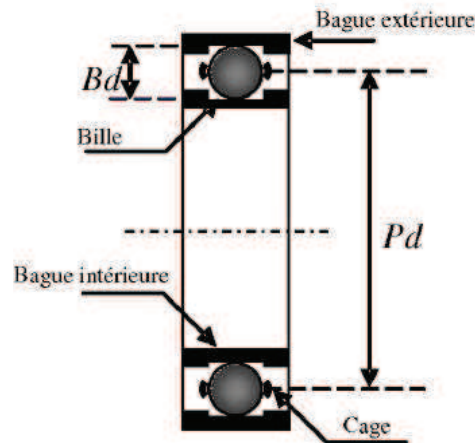


Fig. I.22: Dimensions d'un roulement à billes.

Les fréquences de défaut de roulement incluent la fréquence de la bague extérieure f_o , la fréquence de la bague intérieure f_i , la fréquence des billes f_b , ainsi que la fréquence de la cage f_{cage} [41, 42, 43, 44] :

$$f_i = \frac{N_b}{2} f_r \left(1 + \frac{Bd}{Pd} \cos \beta \right) \quad (I.15)$$

$$f_o = \frac{N_b}{2} f_r \left(1 - \frac{Bd}{Pd} \cos \beta \right) \quad (I.16)$$

$$f_b = \frac{Pd}{Bd} f_r \left[1 - \left(\frac{Bd}{Pd} \cos \beta \right)^2 \right] \quad (I.17)$$

$$f_{cage} = \frac{f_r}{2} \left(1 - \frac{Bd}{Pd} \cos \beta \right) \quad (I.18)$$

Les cinq paramètres qui doivent être connus pour calculer les fréquences de défaut de roulement sont, le diamètre de la bille Bd , le diamètre moyen ou diamètre de la cage Pd , le nombre de billes N_b , l'angle de contact β en radians et la fréquence de rotation f_r .

Les composants défectueux du roulement produisent une fréquence unique par rapport à la dynamique du mouvement de roulement et les vibrations mécaniques produites sont fonction des vitesses de rotation de chaque composant.

Cependant, si les dimensions géométriques des roulements installés dans la machine asynchrone ne sont pas connues, Schoen [9] a montré que les fréquences de vibration peuvent être rapprochées pour la plupart des roulements entre 6 et 12 billes par les formules suivantes:

$$f_o = 0,4N_b f_r, f_i = 0,6N_b f_r, f_{cage} = 0,4f_r \quad (I.19)$$

Ces approximations ne sont valables que pour les roulements à une rangée de billes de la série 6200, mais ne le sont pas pour la série 6300 [45]. Cependant on peut estimer les fréquences f_{cage} , f_i et f_o , pour la série 6300 par l'application des approximations suivantes [37] :

$$f_{cage} \simeq \left(\frac{1}{2} - \frac{1,2}{N_b} \right) f_r \quad (I.20)$$

$$f_i \simeq \left(\frac{N_b}{2} + 1,2 \right) f_r \quad (I.21)$$

$$f_o \simeq \left(\frac{N_b}{2} - 1,2 \right) f_r \quad (I.22)$$

V.2.2.1- Défaut de bague extérieure : Analyse par courant statorique, vibrations et bruits sonores

Le défaut de la bague extérieure a été créé artificiellement par rainurage (Figure I.23) Les figures de I.24 à I.26 montrent respectivement les composants des fréquences relatifs aux défauts de bague extérieure du roulement de la machine asynchrone fonctionnant à 50% de la charge nominale. Dans le spectre du courant on peut voir l'augmentation de l'amplitude de la composante en $f_s + f_o$ (équation (I.12)), quant aux spectres de vibrations radiales et du bruit on constate une augmentation évidente de la fréquence $2f_o$ par rapport à celle de f_o qui sont données par l'équation (I.16) (tableau I.3).



Fig. I.23 : Vue des roulements sains et défectueux (bague cassée)

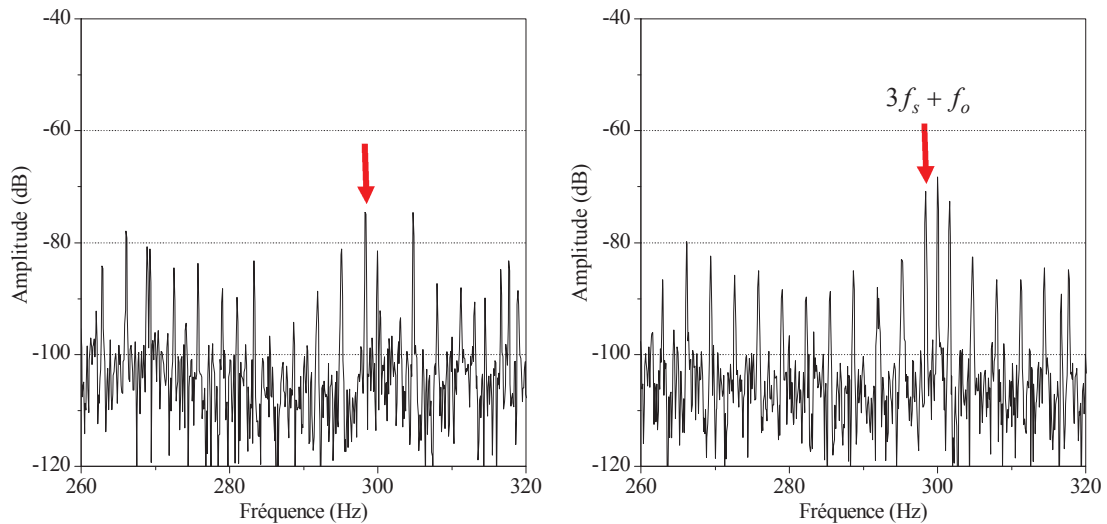


Fig. I.24 : Spectre du courant statorique avec roulement sain (gauche), roulement avec la bague extérieure cassée (droite)

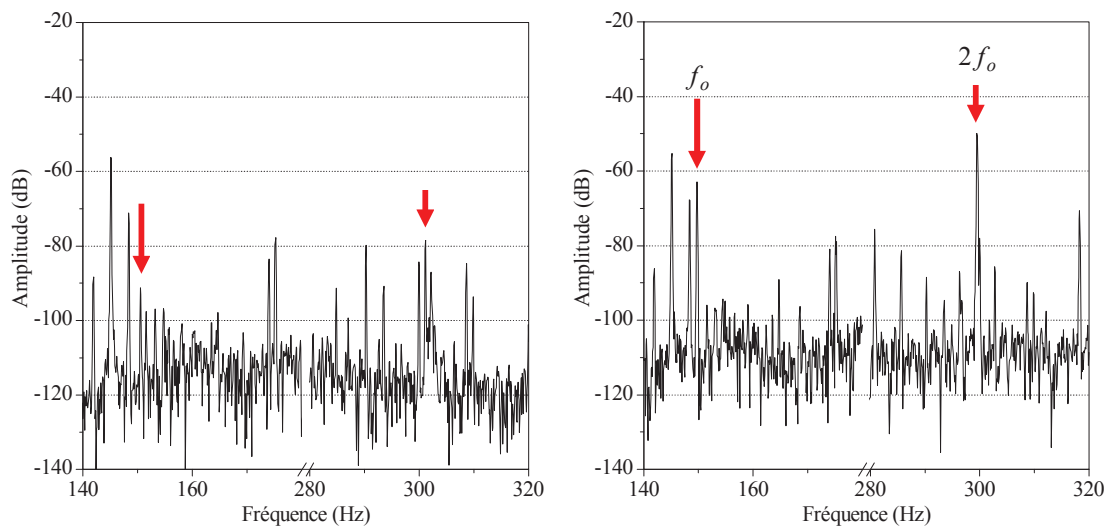


Fig. I.25 : Spectre des vibrations radiales roulement sain (gauche), roulement avec la bague extérieure cassée (droite)

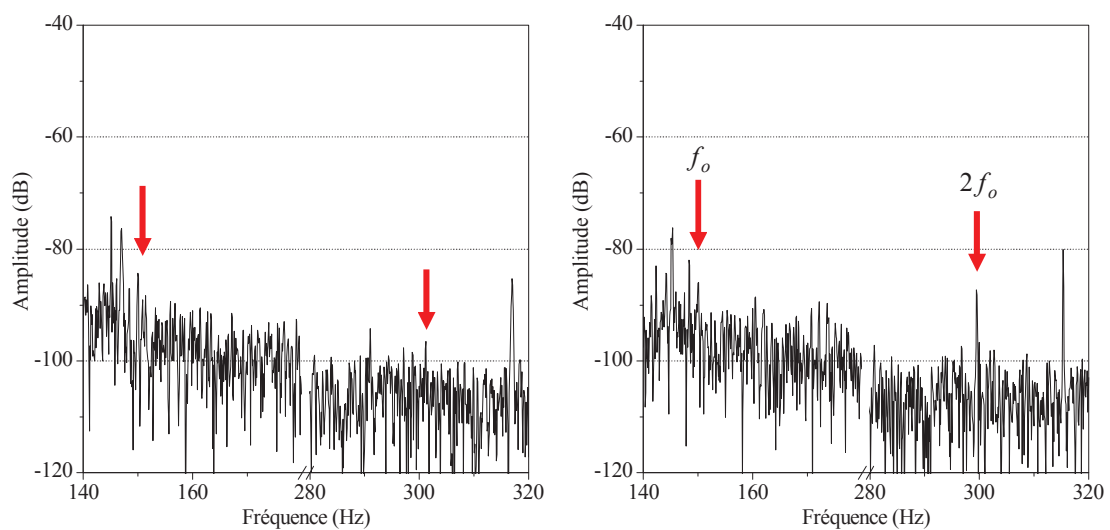


Fig. I.26 : Spectre des bruits sonores, roulement sain (gauche), roulement avec la bague extérieure cassée (droite)

TABLEAU I.3

Les fréquences du défaut de la bague extérieure du roulement

Formule	Fréquence (Hz)	Signal/amplitude (dB)					
		courant		vibration		bruit	
		sain	défaut	sain	défaut	sain	défaut
$3f_s + f_o$	298	-75,12	-70				
f_o	148			-72	-68	-87	-81
$2f_o$	296			-107	-87	-97	-87

V.2.2.2- Défaut de billes : Analyse par courant statorique, vibrations et bruits sonores

L'essai sur les défauts de billes a été effectué dans les mêmes conditions de charge que l'essai de la bague extérieure du roulement. Les figures de I.28 à I.30 montrent respectivement les fréquences relatives au défaut de billes créé artificiellement par écorchure de deux billes (Figure I.27), pour le spectre du courant on voit une légère augmentation de l'amplitude de la fréquence du défaut donnée par l'équation (I.14) $f_s - f_{cage} - f_b$, par contre dans le spectre des vibrations, on note une augmentation évidente de l'amplitude de la fréquence donnée par l'équation (I.17) $2f_b$ et une légère augmentation de l'amplitude de $3f_b$ dans le spectre du bruit. D'où fréquences et amplitudes des composantes introduites par le défaut et ce pour différents types de signal sont répertoriées dans le (tableau I.4).

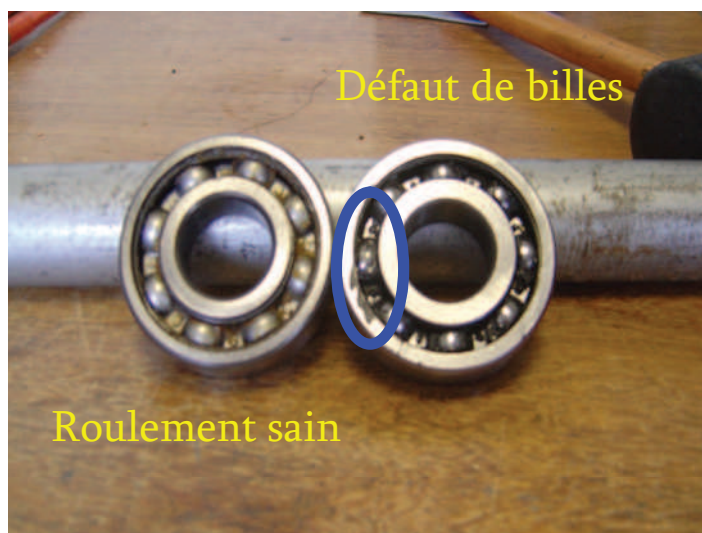


Fig. I.27 : Vue des roulements sains et défectueux (billes écorchées)

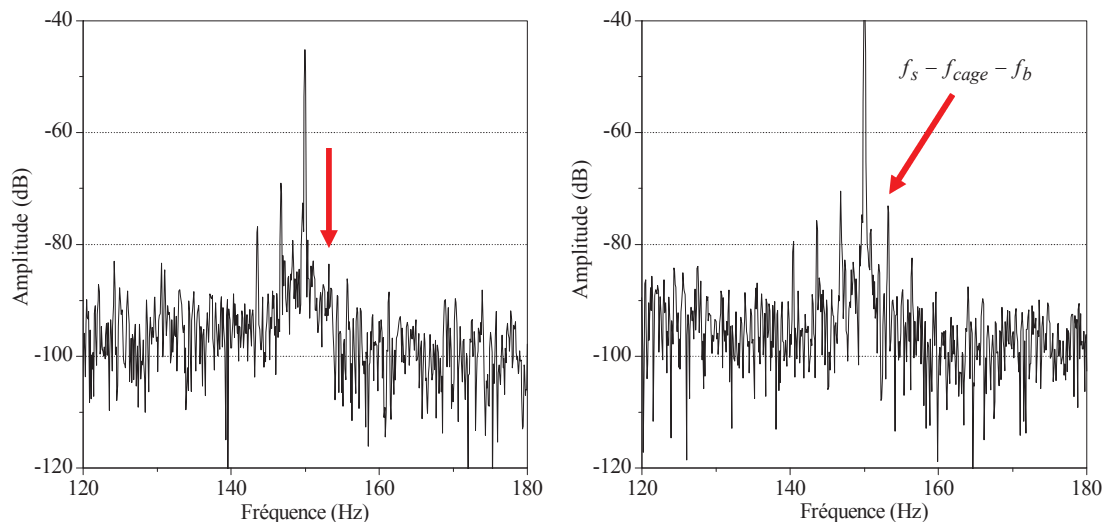


Fig. I.28 : Spectre du courant statorique roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)

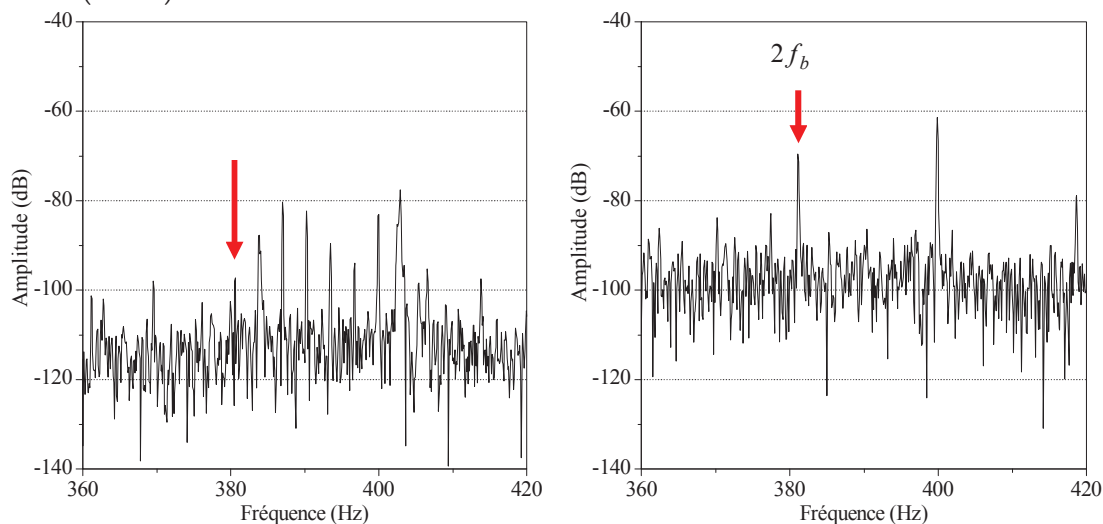


Fig. I.29 : Spectre des vibrations radiales roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)

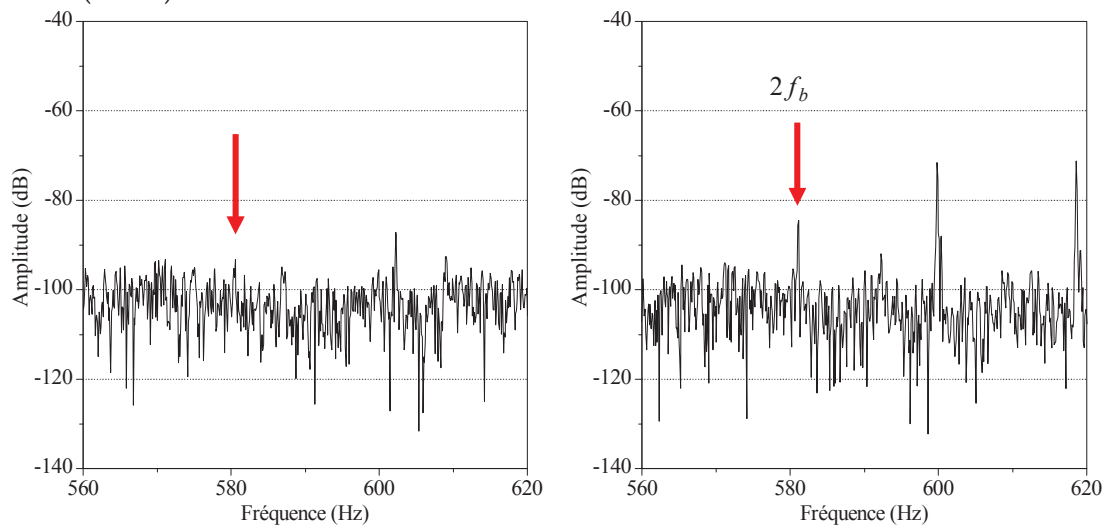


Fig. I.30 : Spectre des bruits roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)

TABLEAU I.4

Les fréquences du défaut des billes du roulement

formule	Fréquence (Hz)	Signal/amplitude (dB)					
		courant		vibration		bruit	
		sain	défaut	sain	défaut	sain	défaut
$f_s - f_{cage} - f_b$	153	-83	-73				
$2f_b$	382			-98	-68		
$3f_b$	577					-92	-85

V.3- Les ruptures de barres

Parmi les défauts les plus étudiés, la rupture de barres de la machine asynchrone fait sans doute partie des plus courants (Figure I.31).

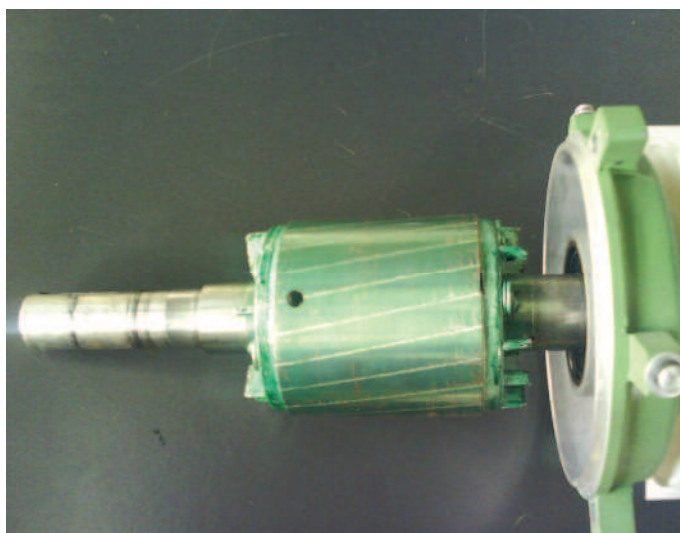


Fig. I.31 : Rupture de barre rotorique (perçage d'une barre)

De nombreuses méthodes de diagnostic de la machine asynchrone ont été proposées. La plus connue est basée sur le suivi de l'analyse de la signature du courant du moteur (MCSA) pour détecter certaines fréquences pertinentes sur les bandes latérales du fondamental et les autres harmoniques d'espace présents dans le courant de ligne [46-51,55, 82, 88], la tension induite dans le stator après la déconnexion de l'alimentation [52-54], dans le courant du stator la phase excitée par alimentation en courant continu [56], l'analyse des flux [57] et l'utilisation de la tension entre neutres est également considérée ces dernières années [58-64, 87].

D'autres auteurs [65, 7, 66, 67, 85] prouvent que les courants passant dans une barre défectueuse peuvent continuer à circuler via la tôle et ainsi contournent la rupture par les barres adjacentes, ils sont communément appelés courants inter-barres. La signature de ce type de défauts dans le spectre du courant se trouve donc modifiée.

La rupture d'une ou plusieurs barres dans le rotor induit des modifications dans les courants du stator. Mais dans le cas de l'étude de la charge il faut aussi s'intéresser à leur

influence sur la forme du couple. Yahoui montre [68], par une analyse théorique et des essais comment le spectre du couple électromagnétique se trouve modifié lorsqu'un des deux anneaux d'une cage simple est cassé [69].

V.3.1- Les vecteurs courants de Park

Cardoso et ses coauteurs [70] proposent une méthodologie basée sur l'approche des vecteurs de Park des courants statoriques. En fait, il s'agit d'une transformation de Concordia (I.23) appliquée aux courants triphasés (i_{sa}, i_{sb}, i_{sc}) de la machine asynchrone pour obtenir les courants diphasés $(i_{s\alpha}, i_{s\beta})$. Les courbes de Lissajous représentent le vecteur courant $i_{s\beta}$ en fonction $i_{s\alpha}$, ces vecteurs augmentent d'épaisseur et changent de forme proportionnellement au nombre de barres cassées comme illustré dans la Figure I.32.

$$\begin{aligned} i_{s\alpha} &= \sqrt{\frac{2}{3}}i_{sa} - \frac{1}{\sqrt{6}}i_{sb} - \frac{1}{\sqrt{6}}i_{sc} \\ i_{s\beta} &= \frac{1}{\sqrt{2}}i_{sb} - \frac{1}{\sqrt{2}}i_{sc} \end{aligned} \quad (\text{I.23})$$

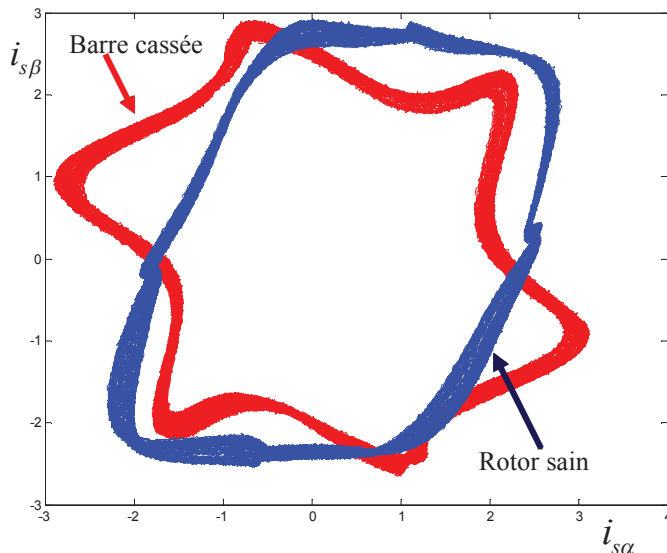


Fig. I.32 : Courbes de Lissajous des courants statoriques $i_{s\beta} = f(i_{s\alpha})$, pour la machine asynchrone MAS₁ (3kW-GREENancy) ; machine saine (forme en parallélogramme) et une barre cassée (forme en étoile)

V.3.2- Analyse des tensions de déconnexion de l'alimentation

Dans son article M. Millimonfared [52] rappelle le diagnostic de rupture de barres par l'analyse spectrale des courants de ligne. Tout en mettant l'accent sur les erreurs de

détection qui peuvent être induites par la pollution de la tension d'alimentation et la non linéarité des caractéristiques magnétiques dues à la saturation des machines, afin de pallier ces erreurs, une nouvelle approche est proposée qui repose sur l'analyse spectrale de la tension statorique transitoire obtenue après la déconnexion de la machine de la source d'alimentation.

Il prouve par la même que l'amplitude des harmoniques caractéristiques est tributaire du nombre de barres cassées. D'autres auteurs ont abondé dans le même sens [53] et [54].

À la déconnexion, les tensions induites entre phases au stator sont données par la relation suivante [52] et [54] :

$$\begin{bmatrix} v_{sab} \\ v_{sbc} \\ v_{sca} \end{bmatrix} \approx \frac{d\theta}{dt} \cdot \frac{d[L_{sr}]}{d\theta} \cdot [I_r] \quad (I.24)$$

Il est évident que les harmoniques contenus dans ces tensions dépendent des harmoniques de l'inductance mutuelle L_{sr} .

Des essais ont été réalisés sur une machine asynchrone MAS₄ avec deux rotors, le premier sain et le second avec 2 barres cassées. Cependant l'analyse spectrale de l'inductance mutuelle calculée précédemment par la WFA a montré sous conditions saines la présence des composantes harmoniques autres que le fondamental qui sont dues à la répartition spatiale non sinusoïdale des enroulements statoriques (Figure I.33). Ces composants se situent autour du 21^{ème} et du 47^{ème} harmonique. Ces observations seront confirmées lors de l'essai opéré sur la machine à rotor sain, l'exécution de la FFT sur la tension induite a montré des spectres prédominants respectant les harmoniques observés auparavant (Figure I.34 en bleu). Cependant pour pouvoir tirer des conclusions un deuxième essai était nécessaire mais avec un rotor défectueux (Figure I.34 en vert) il a montré une augmentation de l'amplitude des harmoniques observés sur la machine saine, cette augmentation révèle la présence des barres cassées qu'on peut voir dans les spectres zoomés (Figure I.35).

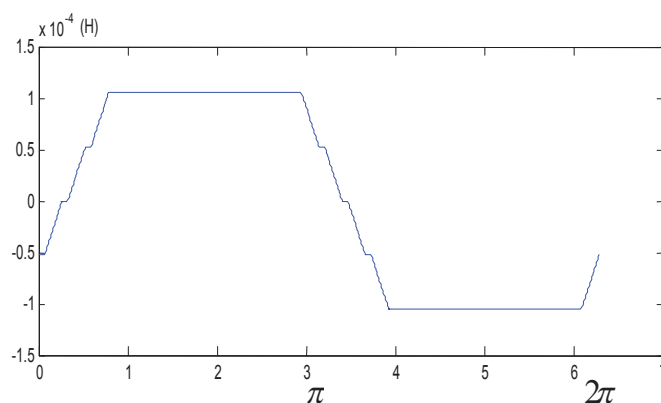


Fig. I.33 : Inductance mutuelle entre la maille rotorique « r1 » et la phase statorique « a » : L_{a1}^{sr}

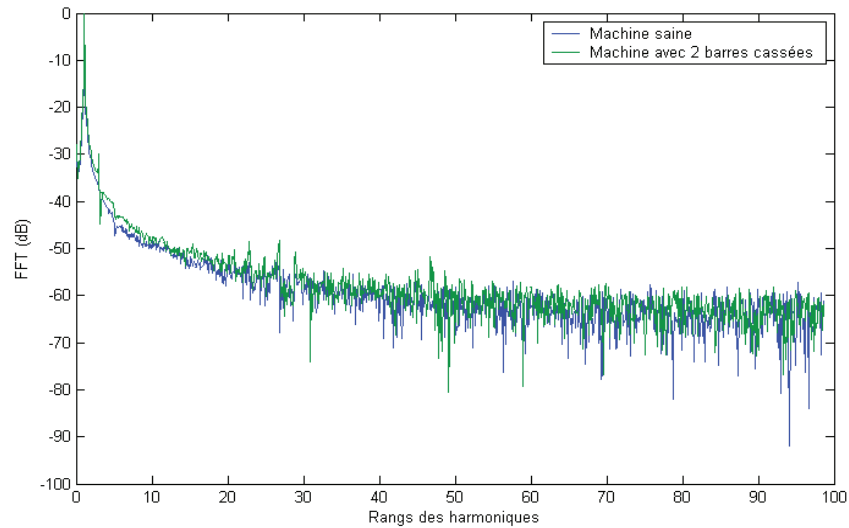


Fig. I.34 : Analyse spectrale des tensions enregistrées pour la machine saine (bleu) et la machine défectueuse (vert).

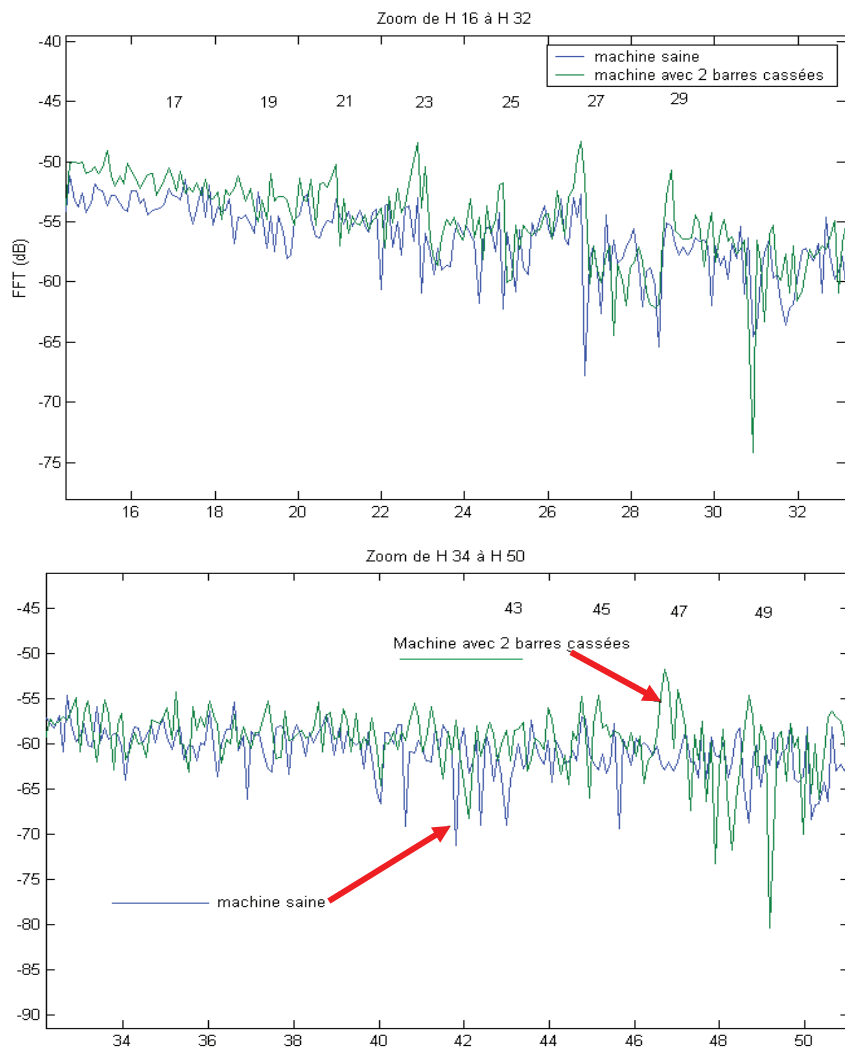


Fig. I.35 : Les zooms des harmoniques autour de 21 et 47

V.3.3- Analyse des vibrations et bruits sonores

La vitesse du rotor est modulée par la fréquence de glissement par le nombre de pôles. Une barre cassée, crée un point mort dans le rotor. Le déséquilibre électrique qui en résulte peut générer d'importants niveaux de vibration à une et deux fois la fréquence de rotation [71] [38] :

$$f_{vbc} = hf_r \pm f_p \quad (\text{I.25})$$

D'autres fréquences peuvent être vues dans le spectre de vibration qui sont indiquées par des bandes latérales $\pm 2f_s$ autour du RBPF (Rotor Bar Pass Frequency), [38] tels que :

$$f_{vbc} = n_b f_r \pm 2f_s \quad (\text{I.26})$$

$$RBPF = n_b \cdot f_r \quad (\text{I.27})$$

L'expérimentation portée par les analyses vibratoire et acoustique (les figures de I.36 à I.38) a montré que les fréquences induites par le défaut de barre respectent les formules données ci-dessus.

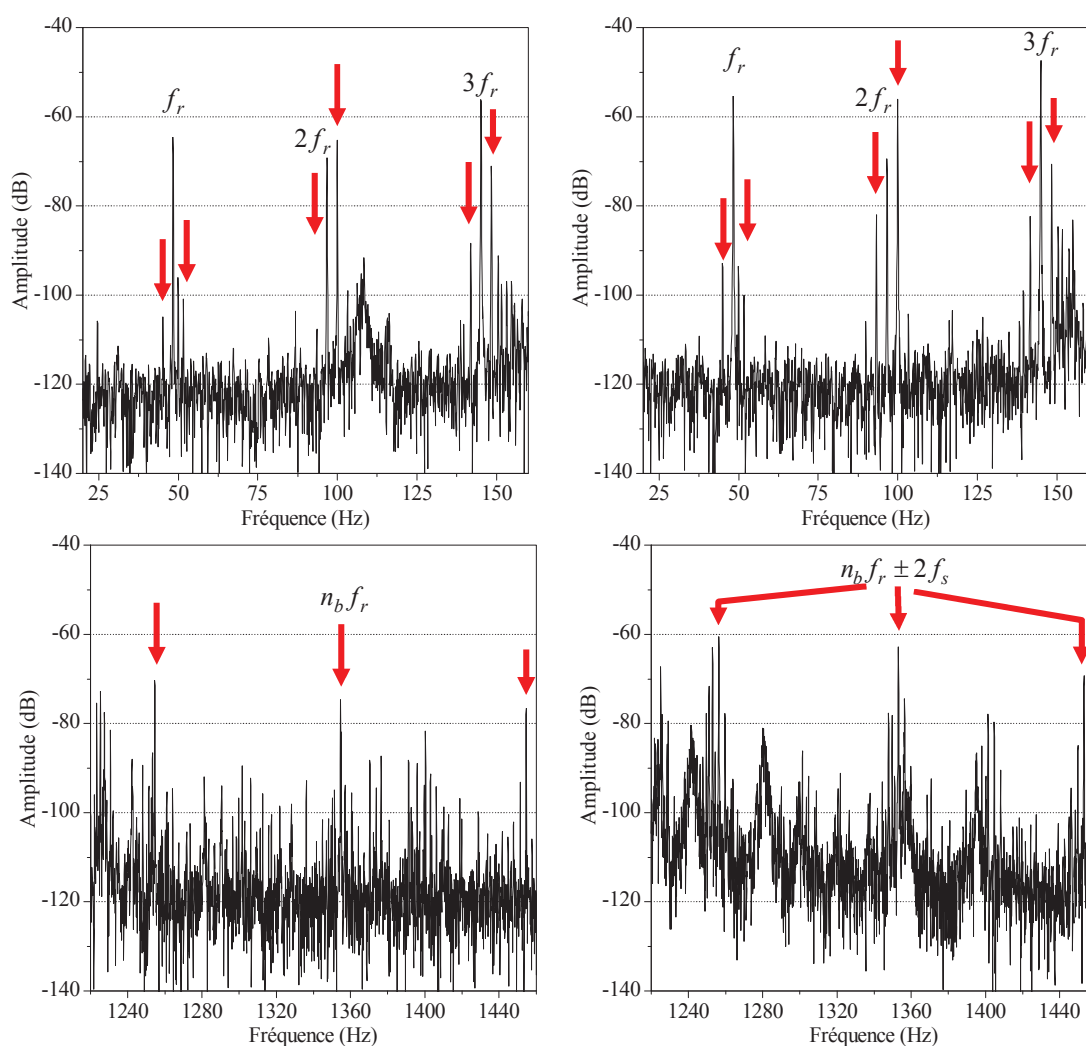


Fig. I.36 : Spectre des vibrations radiales, rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

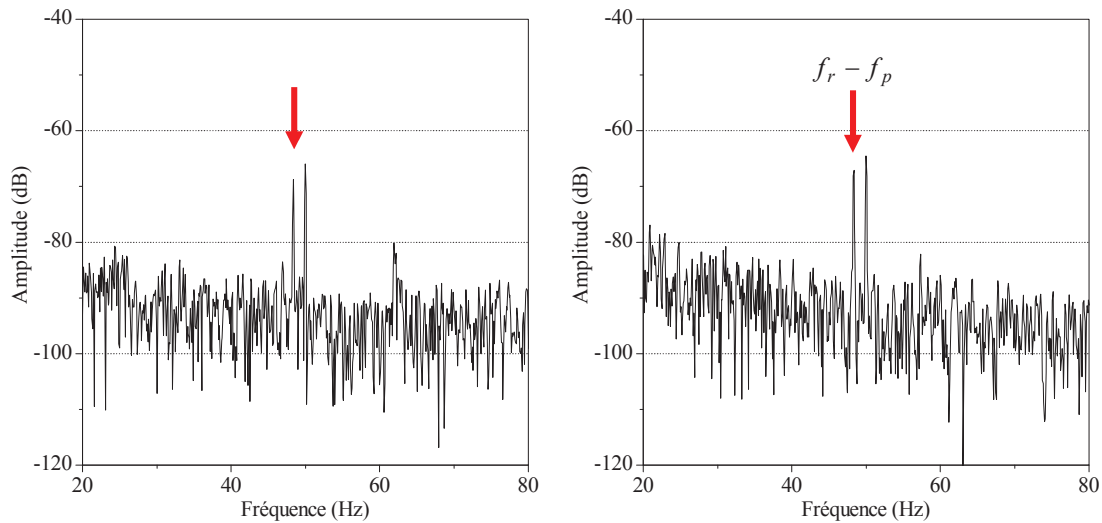


Fig. I.37 : Spectre des bruits autour du fondamental, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

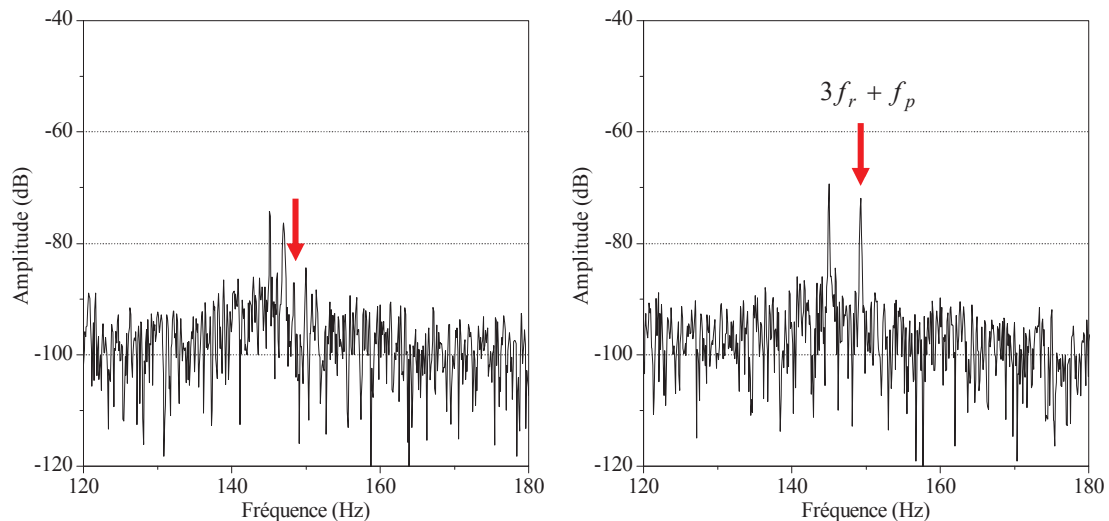


Fig. I.38 : Spectre des bruits autour du fondamental, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

V.3.4- Analyse par courant statorique

Une des approches les plus connues concernant le diagnostic des défauts de rotor dans les machines asynchrones est basée sur le traitement des courants statoriques. Pour un moteur asynchrone avec barre cassée au rotor, comme l'est clarifié dans [47], l'ordre négatif du courant statorique, dû à l'asymétrie du rotor, augmente la composante harmonique $(1-2s)f_s$ près de la fréquence fondamentale.

Vu l'effet d'ondulation de vitesse, à cette composante harmonique on a rapporté d'autres composantes de fréquence, qui pourraient être observées aux fréquences suivantes [51] :

$$f_{sh} = [h(1-s) \pm s \pm 2ks]f_s \quad (I.28)$$

où h est l'ordre de l'harmonique.

$k = 1, 2, \dots$ est un nombre entier positif qui est lié à la présence de l'ondulation de la vitesse.

En outre, on peut trouver dans le spectre du courant statorique d'autres composantes harmoniques supérieures appelées harmoniques d'encoches rotoriques :

$$f_{sh} = \left[\frac{\lambda n_b}{p} (1-s) \pm 1 \pm 2ks \right] f_s \quad (I.29)$$

La figure I.39 montre l'harmonique fondamental du spectre du courant statorique de la machine asynchrone fonctionnant à mi-charge.

D'une part, on peut voir une augmentation des amplitudes des composantes de fréquence à $f_s - f_r$ et $f_s + f_r$ qui sont déjà présents dans le spectre de la machine saine due à l'excentricité dynamique naturelle.

D'autre part, considérant le rotor défectueux, les fréquences de défaut sont clairement évidentes dans le spectre, on peut facilement observer que les harmoniques induits dans le courant par l'ondulation de vitesse sont en accord avec la formule généralisée donnée par (I.28). La composante à $f_s - 3f_r$ donnée par l'équation (I.8) n'apparaît pas dans le spectre sain mais seulement en cas de défaut car c'est la conséquence de la forme particulière d'excentricité introduite par le défaut de barre cassée. Nous pouvons observer que les bandes latérales autour du fondamental peuvent exister même lorsque la machine est saine.

Dans les figures I.40 et I.41 sont représentés deux spectres sur la plage fréquentielle autour du 3^{ème} harmonique ainsi que du 5^{ème} harmonique respectivement. Nous trouvons de façon évidente les raies engendrées par une oscillation de vitesse provoquée par la rupture d'une barre du rotor. Nous assistons donc à une émergence manifeste de raies significatives pouvant conduire à un diagnostic efficace.

La présence de l'harmonique 3, comme expliqué plus haut, pourrait être due à la saturation de la machine [75, 89, 90] ou au déséquilibre de la tension d'alimentation [51]. Les fréquences induites autour de cet harmonique pourraient être dues à une dissymétrie rotorique comme une rupture de barre ou un défaut de fabrication (moulage sous pression, dispersion de résistances des barres de cuivre) [51].

La figure I.42 représente deux spectres sur la plage fréquentielle autour des fréquences témoignant que le rotor est formé d'un certain nombre d'encoches (28 dans notre cas).

Une fois de plus, des raies émergent autour des raies dues à l'encochage du rotor. Ces raies témoignent, en haute fréquence, de la présence d'un défaut au niveau de la cage d'écurueil.

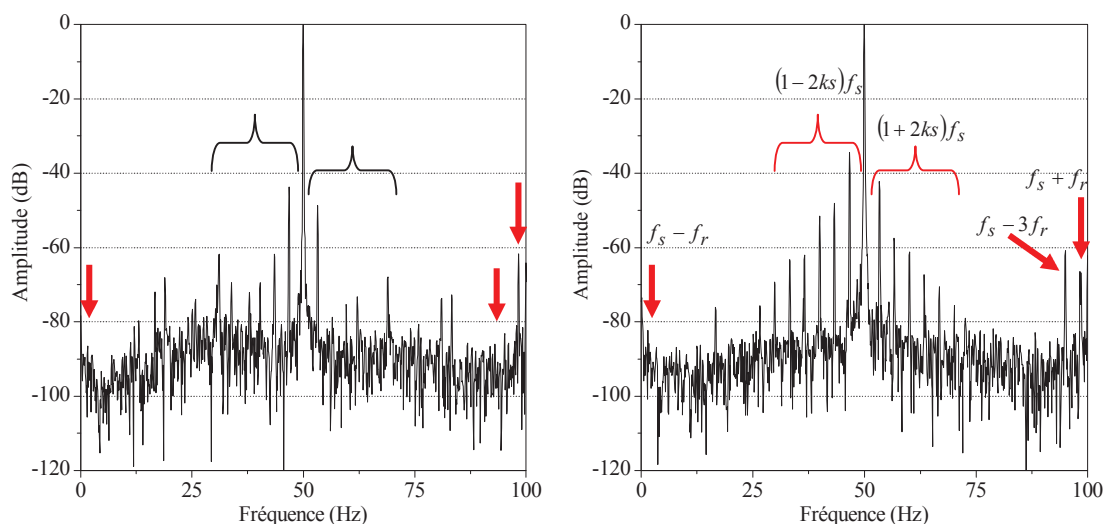


Fig. I.39 : Spectre du courant statorique autour du fondamental, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

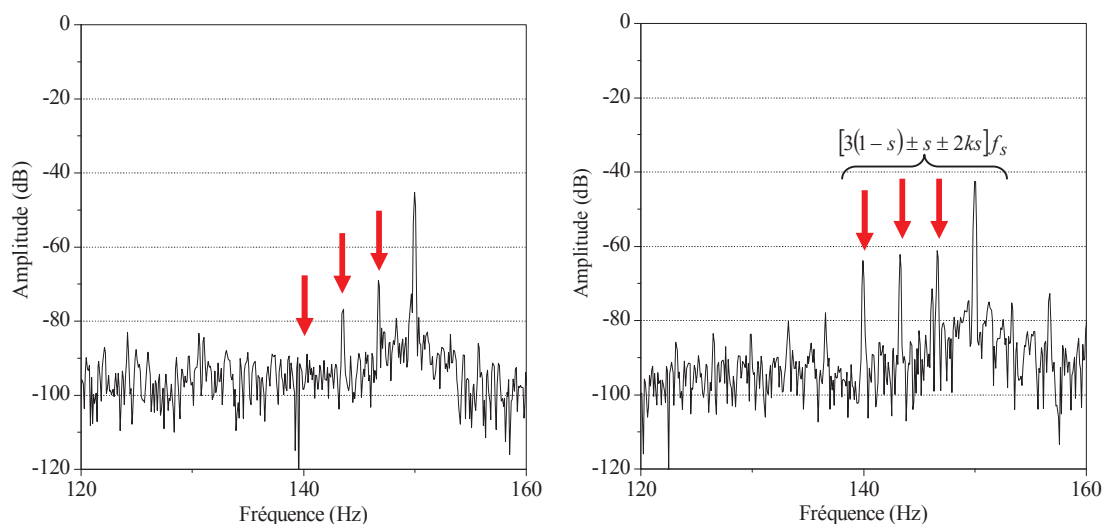


Fig. I.40 : Spectre du courant statorique autour du 3^{ème} harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

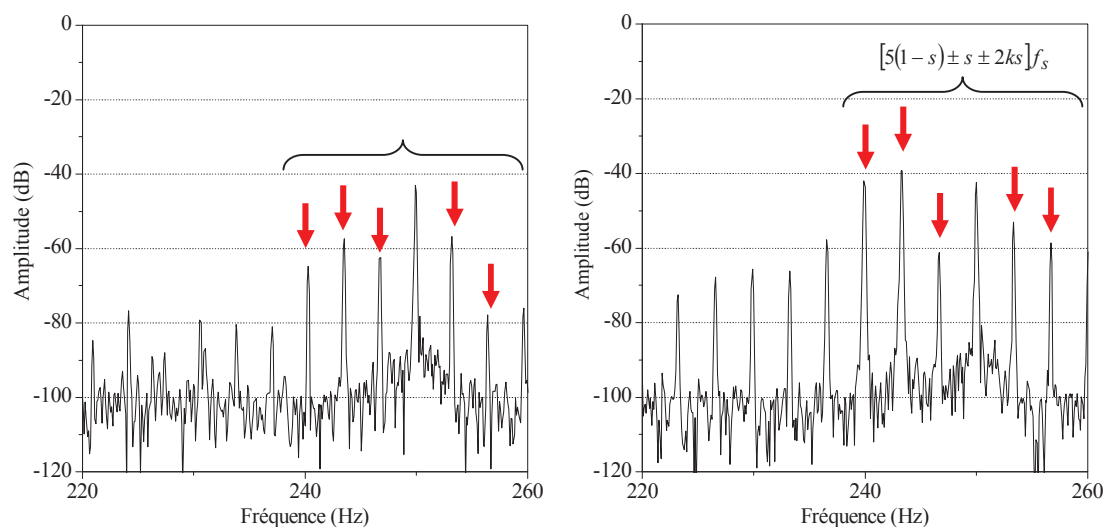


Fig. I.41 : Spectre du courant statorique autour du 5^{ème} harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

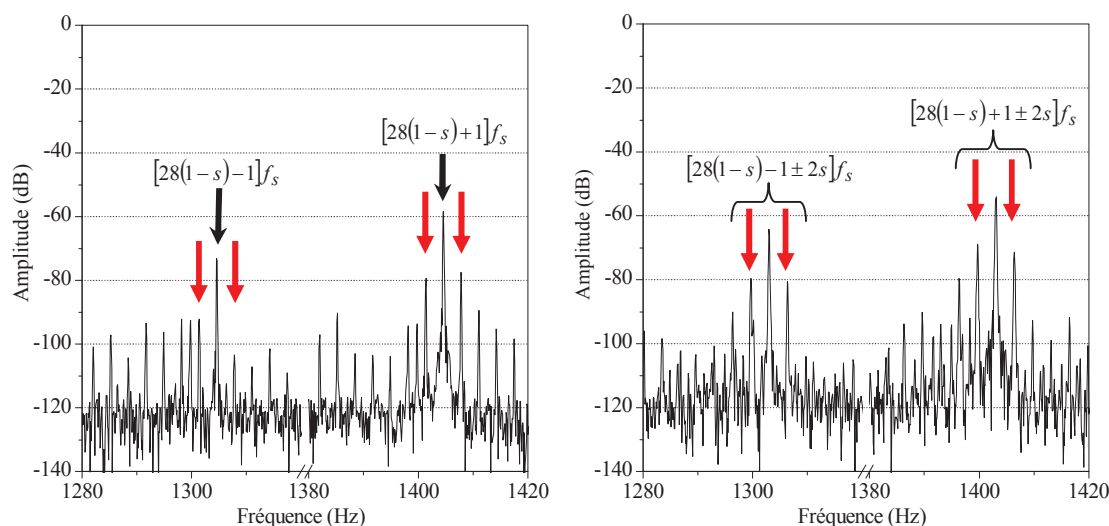


Fig. I.42 : Spectre du courant statorique autour du RSH machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

V.3.5- Analyse par tension entre neutres

La dissymétrie de tension présentée par la tension de neutre a déjà suscité un intérêt dans la littérature [58, 59, 60].

Les composantes avec leurs fréquences relatives f_h , spécifiques à la tension neutre, peuvent être exprimées selon [61, 62] par :

$$f_{sh} = [3h - (3h - 1)s]f_s \quad (I.30)$$

Les ondulations de vitesse induisent les composantes harmoniques additionnelles autour des fréquences précédentes, et les fréquences de toutes les composantes peuvent être exprimées comme suit :

$$f_{sh} = [3h - (3h - 1)s \pm 2ks]f_s \quad (\text{I.31})$$

avec: $h = 1, 3, 5, 7 \dots$, $k = 0, 1, 2 \dots$

Afin de corroborer ces formules, nous avons effectué des essais sur la machine asynchrone MAS₁, alimentée par le réseau, sous 25% de charge nominale. Nous nous limiterons à illustrer le changement du spectre de la tension entre neutres au voisinage du troisième harmonique, quand autres harmoniques caractéristiques feront l'objet d'études au chapitre V.

Dans la figure I.43, on voit clairement les composantes harmoniques additionnelles autour du troisième harmonique permettant la validation de la formule théorique

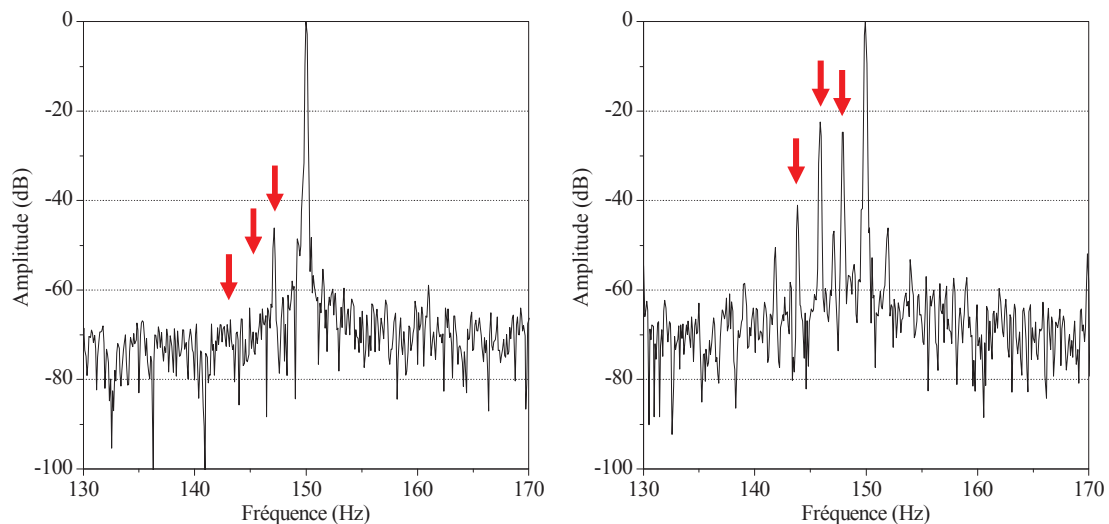


Fig. I.43 : Spectre de la tension entre neutres autour du 3^{ème} harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

Enfin, les amplitudes des composantes introduites par le défaut de rupture de barres et ce pour différents types de signaux sont consignées dans le (tableau I.5).

TABLEAU I.5
Les fréquences de rupture de barres

Formule	Fréquence (Hz)	Signal/amplitude (dB)							
		courant		Tension n-n		vibration		Bruit	
		sain	défaut	sain	défaut	sain	défaut	sain	Défaut
$f_s - f_r$	1,61	-87	-82						
$(1 - 2s)f_s$	46,7	-44	-34						
$(1 + 2s)f_s$	53,3	-49	-42						
$f_s - 3f_r$	95,12	-83	-61						
$f_s + f_r$	98,35	-61	-66						
$(3 - 4s)f_s$	143,4	-77	-62						
$(3 - 2s)f_s$	146,7	-69	-61						
$(5 - 6s)f_s$	240,1	-65	-42						
$(5 - 4s)f_s$	243,4	-57	-39						
$[28(1 - s) - 1 \pm 2s]f_s$	1299	-94	-80						
	1306	-105	-80						
$[28(1 - s) + 1 \pm 2s]f_s$	1399	-80	-69						
	1406	-77	-70						
$f_r \pm f_p$	44					-105	-92		
	51					-102	-99		
$2f_r \pm f_p$	93					-108	-82		
	99					-65	-56		
$3f_r \pm f_p$	141					-89	-83		
	148					-71	-70		
$28f_r \pm 2f_s$	1253					-68	-63		
	1453					-77	-70		
$f_r - f_p$	44							-69	-67
$3f_r + f_p$	148							-84	-71
$(3 - 4s)f_s^*$	145,20			-64	-23				
$(3 - 2s)f_s^*$	147,60			-48	-25				

* Le glissement à 25% de charge donne $s = 0,024$

VI- Analyse de la phase des spectres par la transformée de Hilbert

Cette représentation est employée généralement en traitement d'image où la phase du signal contient une information plus pertinente que son module. Partant de ce principe et pour les besoins du diagnostic de la machine asynchrone, G. Didier [72, 73] a utilisé une analyse de la phase du spectre du courant statorique, et a conclu que l'information donnée par la phase peut être un indice pertinent de la présence de défaut.

La transformation de Hilbert est, dans le domaine temporel, la convolution du signal avec $1/t$ et on peut en souligner les propriétés locales, comme suit [73]:

$$H[x(t)] = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{x(\tau)}{t - \tau} d\tau = \frac{1}{\pi} x(t) \cdot \frac{1}{t} \quad (\text{I.32})$$

où t est le temps, $x(t)$ est un signal dans le domaine temporel et $H[x(t)]$ est la transformée de Hilbert. Du signal $x(t)$ et de sa transformée de Hilbert $H[x(t)]$, on obtient l'amplitude du signal:

$$A[x(t)] = x(t) + j \cdot H[x(t)] = a(t) \cdot e^{j\phi(t)} \quad (\text{I.33})$$

L'amplitude du signal analytique représente l'amplitude instantanée (ou enveloppe) du signal alors que le signal représente la phase instantanée, où leurs formules sont données par:

$$a(t) = \sqrt{x^2(t) + H^2[x(t)]} \quad (\text{I.34})$$

$$\phi(t) = \arctan \frac{H[x(t)]}{x(t)} \quad (\text{I.35})$$

L'utilisation de la transformée de Hilbert pour l'analyse des phases est appliquée sur le module du spectre de la transformation de Fourier du signal $x(t)$. En effet, son signal analytique est donné par:

$$A[|X(f)|] = |X(f)| + jH(|X(f)|) \quad (\text{I.36})$$

La phase du signal analytique peut être exprimée par:

$$\Psi(f) = \arctan \left(\frac{H(|X(f)|)}{|X(f)|} \right) \quad (\text{I.37})$$

Nous prenons juste à titre indicatif un zoom autour l'harmonique 3 de la tension entre neutres. Il est clair que cette transformation est moins sensible au bruit du signal et fait apparaître clairement les raies significatives (Figure I.44)

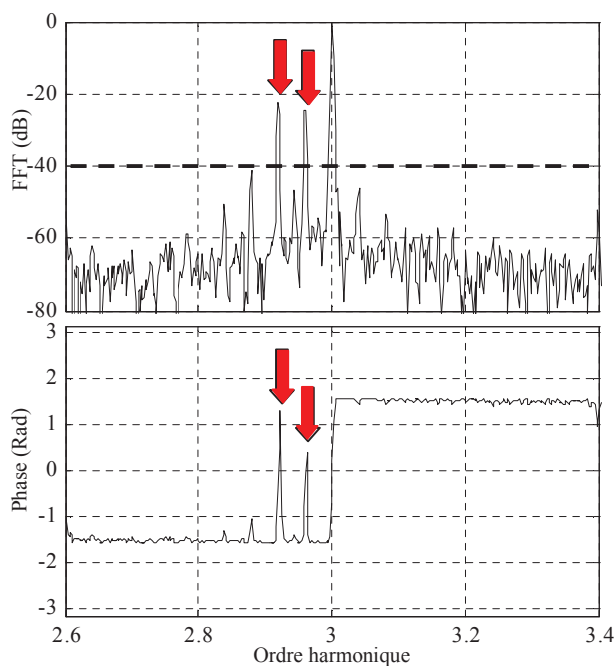


Fig. I.44 : Spectre de la tension entre neutres autour de l'harmonique 3 (en haut), la phase de Hilbert (en bas)

VI.1-Application au défaut de roulement

La variation de l'amplitude des composantes caractéristiques du défaut de la bague extérieure du roulement n'est pas si importante comme cela peut être observé dans les spectres du courant statorique (Figure. I.24). Pour cela et afin d'illustrer la présence des signatures de défaut, on va utiliser l'analyse de phase de transformation de Hilbert appliquée sur le module de ces spectres [74].

La figure. I.45 représente le spectre du courant statorique d'un défaut de bague extérieure du roulement. On peut remarquer:

- La présence de la première composante harmonique caractéristique de défaut bague extérieure de roulement à la fréquence f_o .
- Une augmentation de l'amplitude de la composante harmonique $3f_s + f_o$. L'utilisation de cette composante harmonique comme une signature de défaut est confondue avec son apparition dans le courant sain du moteur.

La figure. I.46 représente le spectre de la phase de Hilbert, on peut remarquer les fréquences harmoniques significatives liées au défaut de bague extérieure, et apparaissent comme des sauts dans le spectre du courant statorique.

Nous pouvons facilement conclure que les signatures induites dans le courant statorique analysé par la transformée de Hilbert sont plus prononcées que celles induites dans le spectre du courant statorique.

Pour une meilleure lisibilité des résultats inscrits dans le tableau I.6, nous avons préféré de représenter sous forme de graphe les fréquences et leurs amplitudes (Figure. I.47)

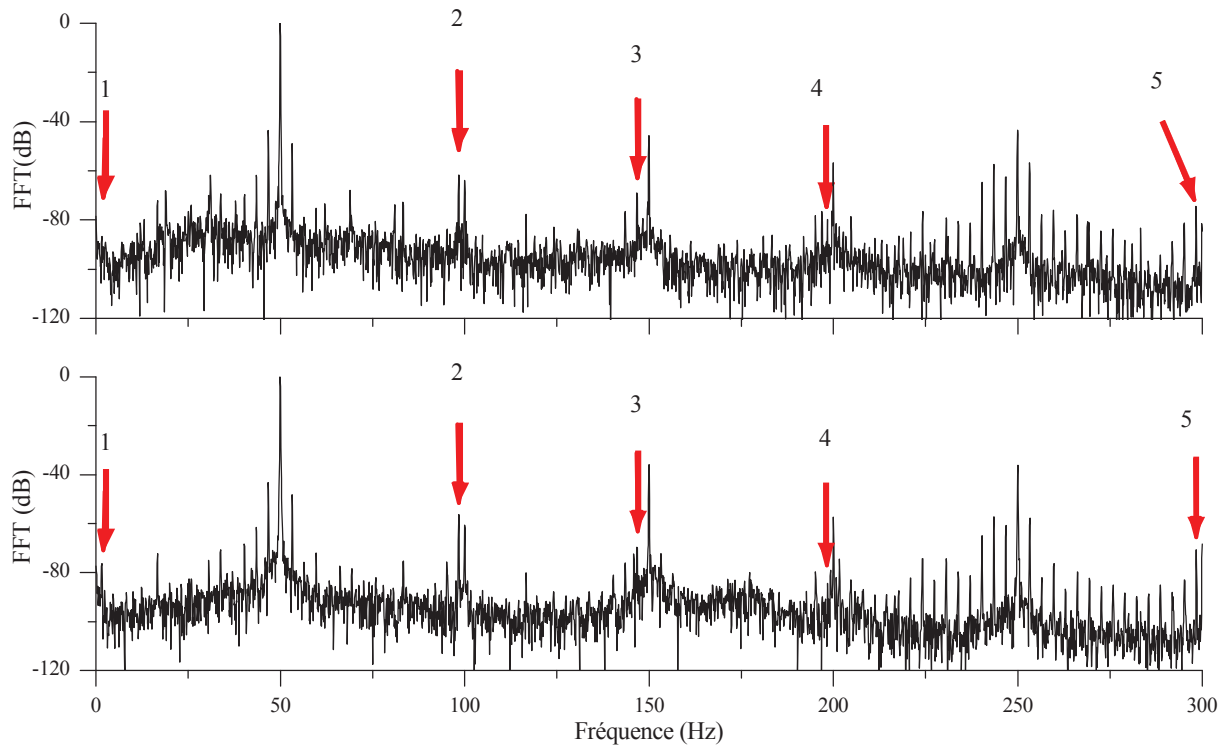


Fig. I.45 : Spectre du courant statorique de la machine asynchrone MAS₁ à 50% de charge, de bas en haut: machine avec défaut de bague extérieure du roulement, machine saine.

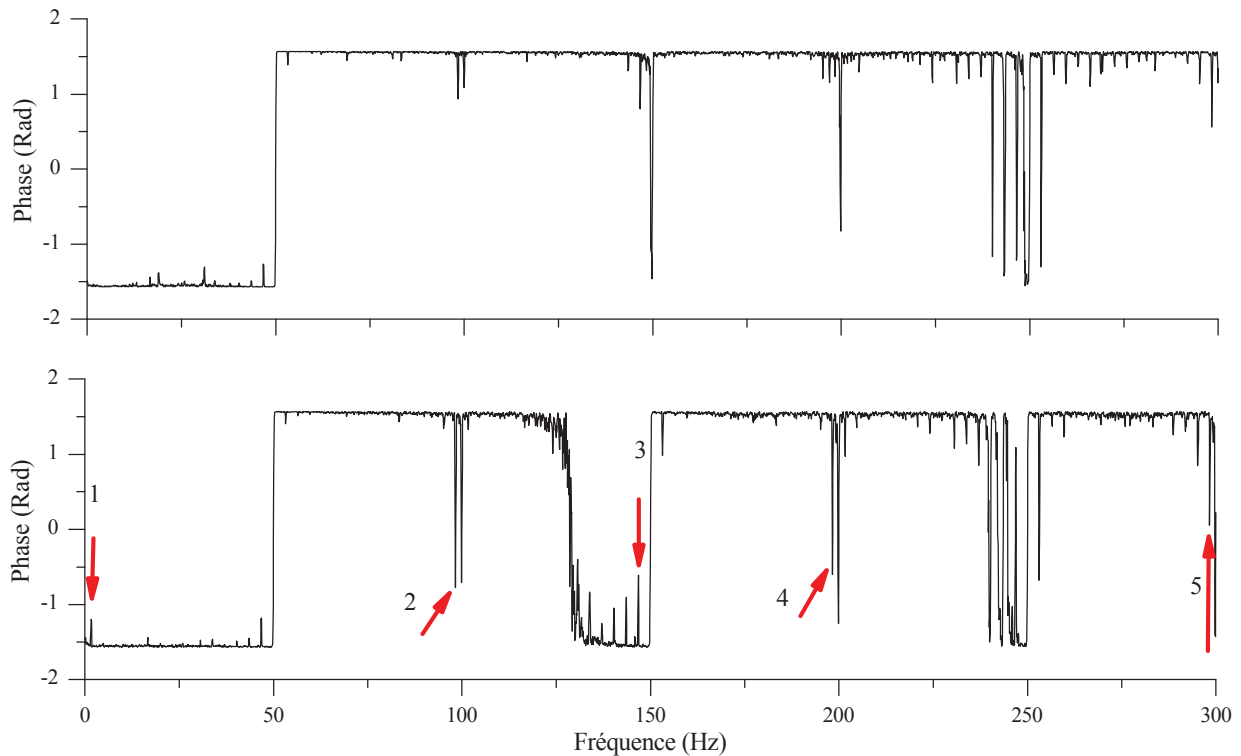


Fig. I.46 : Spectre de la phase de Hilbert du courant statorique de la machine asynchrone MAS₁ à 50% de charge, de bas en haut: machine avec défaut de bague extérieure du roulement, machine saine.

TABLEAU I.6

Tableau comparatif des fréquences

Symbole	Formule	Fréquence (Hz)	Amplitude (dB)		Phase (Rad)	
			Sain	Défaut bague extérieure	Sain	Défaut bague extérieure
1	$f_s - f_r$	1.7	-86	-75,78	-1.57	-1,50
2	$f_s + f_r$	98	-62,30	-56,38	+1.09	-0,59
	$ f_s - f_o $					
3	f_o	148	-70,12	-69,53	+0.91	-0,66
4	$f_s + f_o$	198	-79,06	-84,82	+1.23	-0,48
5	$3f_s + f_o$	298	-75,12	-70	+0.66	+0,07

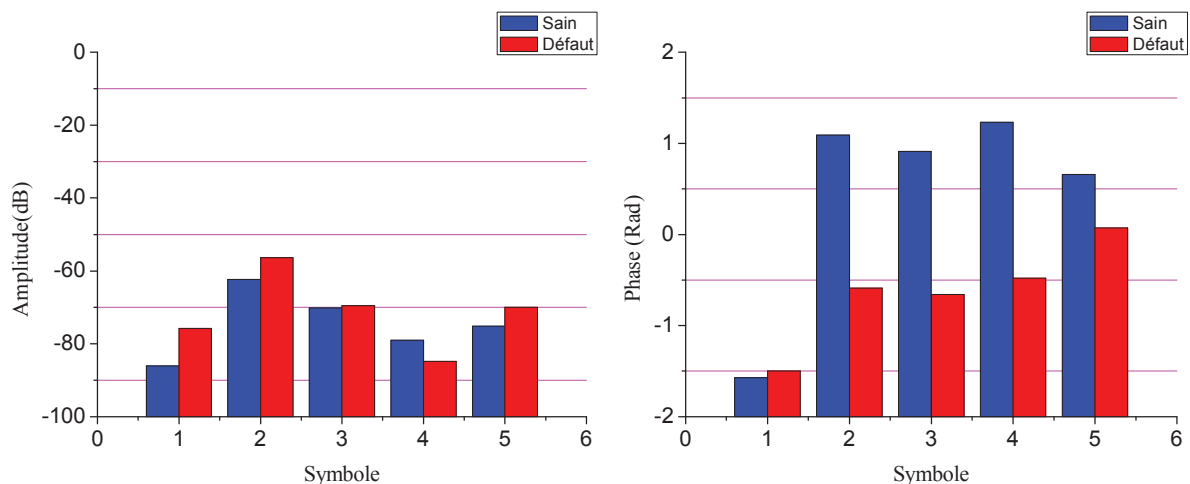


Fig. I.47 : Graphes représentant les résultats du tableau I.6.

VII- Conclusion

L'objectif de ce chapitre était d'établir une synthèse des méthodes actuelles de diagnostic en se basant essentiellement sur l'ensemble des expérimentations réalisées au cours de cette thèse.

Tous les défauts ont été créés artificiellement afin de corroborer les approches présentées préalablement, perçage d'une barre rotorique afin de simuler le défaut de rupture de barre, rainurage de la bague extérieure, entaillage de deux billes du roulement et rembobinage d'une deuxième machine pour réaliser des courts circuits entre spires.

Après avoir fait un tour d'horizon sur les défauts électriques et mécaniques de la machine asynchrone. On peut conclure sans ambages que les techniques vibratoires et acoustiques sont plus performantes pour le diagnostic des défauts mécaniques. Et à la fin du chapitre pour améliorer le diagnostic des défauts de roulement par l'analyse du courant

statorique de la machine asynchrone, on a eu recours à l'analyse de la phase par la transformation de Hilbert appliquée sur le module spectre du courant de ligne. Il a été montré que les fréquences harmoniques liées au défaut de bague extérieure apparaissent comme des sauts des sauts significatifs dans la phase de Hilbert et peuvent être considérées comme une signature du défaut de roulement, alors que la variation d'amplitude de ces composantes n'est pas assez significative dans le spectre du courant de ligne.

Quant aux défauts électriques on remarque que les analyses par le courant et la tension entre neutres donnent de bons résultats, ainsi un intérêt particulier sera porté sur ces deux dernières techniques qui feront l'objet du prochain chapitre.

Enfin, les méthodes développées à travers les travaux exposés dans ce chapitre ne sont pas exhaustives. La puissance des algorithmes modernes de traitement de signal n'a pas encore été totalement exploitée, ce qui laisse le champ de la recherche dans ce domaine encore largement ouvert.

Chapitre II : Étude comparative entre les signatures de diagnostic dans le courant de ligne et la tension entre neutres

I. Introduction

Nous avons vu dans le chapitre I que l'analyse par courant statorique est la mieux indiquée pour diagnostiquer les défauts électriques dans une machine à induction. En revanche, l'analyse par la tension entre neutres, peu connue dans la littérature, peut avoir des performances comparables à celles du courant voire meilleures, d'où l'étude comparative entre les deux analyses que nous proposons.

L'alimentation de la machine avec un onduleur de tension particulièrement fréquente aujourd'hui, en plus de l'alimentation directe par réseau et l'utilisation de la transformée de Hilbert en plus de la FFT a pour objectif d'affiner un peu plus les conclusions tirées.

II. Étude et analyse par voie expérimentale

Afin d'asseoir notre étude comparative, il était judicieux de diversifier les machines à induction (différent nombre de pôles et barres), ainsi que les sources d'alimentation (réseau et onduleur de tension). Il nous semblait également plus approprié de considérer l'essai à 25% de charge comme le minimum pour décider de la fiabilité des signatures d'une technique de diagnostic ou d'autre. Les montages avec alimentation par réseau et onduleur sont illustrés dans la figure II.1. On voit que le neutre de l'onduleur ait été créé artificiellement à travers un groupe de résistances.

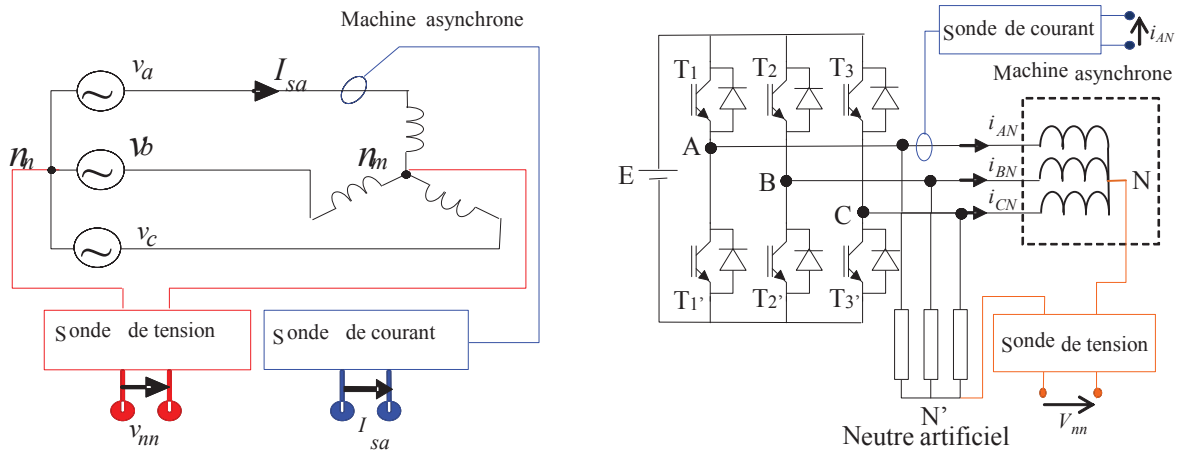


Fig. II.1 : Montage expérimental, alimentation par réseau et onduleur

En tenant compte de l'équation (I.24) pour l'analyse du courant statorique et l'équation (I.27) pour celle de la tension entre neutres, on peut établir une analyse comparative en choisissant l'ordre des harmoniques h vue la similitude des deux relations.

Deux cas sont étudiés :

$$1- \text{ pour le courant statorique } f_{sh} = [h(1-s) \pm s \pm 2ks]f_s \quad (\text{II.1})$$

$$\text{ Pour la tension entre neutres } f_{sh} = [3h - (3h-1)s \pm 2ks]f_s \quad (\text{II.2})$$

En considérant dans le premier cas $h=1, 3, 5, 7$ pour le courant statorique et la tension entre neutres, et afin d'obtenir les raies les plus proches des principaux harmoniques nous avons utilisé de quelques combinaisons dans les équations (II.1) et (II.2), ce qui donne :

- Le courant statorique:

$$\text{➤ } h = 1 \Rightarrow \begin{cases} f_{sh} = [h(1-s) - s]f_s = [1(1-s) - s]f_s = (1-2s)f_s \\ f_{sh} = [h(1-s) - s - 2s]f_s = [1(1-s) - s - 2s]f_s = (1-4s)f_s \end{cases} \quad (\text{II.3})$$

$$\text{➤ } h = 3 \Rightarrow \begin{cases} f_{sh} = [h(1-s) - s + 2s]f_s = [3(1-s) - s + 2s]f_s = (3-2s)f_s \\ f_{sh} = [h(1-s) + s - 2s]f_s = [3(1-s) + s - 2s]f_s = (3-4s)f_s \end{cases} \quad (\text{II.4})$$

$$\text{➤ } h = 5 \Rightarrow \begin{cases} f_{sh} = [h(1-s) - s + 4s]f_s = [5(1-s) - s + 4s]f_s = (5-2s)f_s \\ f_{sh} = [h(1-s) - s + 2s]f_s = [5(1-s) - s + 2s]f_s = (5-4s)f_s \end{cases} \quad (\text{II.5})$$

$$\text{➤ } h = 7 \Rightarrow \begin{cases} f_{sh} = [h(1-s) + s + 4s]f_s = [7(1-s) + s + 4s]f_s = (7-2s)f_s \\ f_{sh} = [h(1-s) + s + 2s]f_s = [7(1-s) + s + 2s]f_s = (7-4s)f_s \end{cases} \quad (\text{II.6})$$

- La tension de neutre :

$$\text{➤ } h = 1 \Rightarrow \begin{cases} f_{sh} = [3h - (3h-1)s]f_s = [3 - (3-1)s]f_s = (3-2s)f_s \\ f_{sh} = [3h - (3h-1)s - 2s]f_s = [3 - (3-1)s - 2s]f_s = (3-4s)f_s \end{cases} \quad (\text{II.7})$$

$$\text{➤ } h = 3 \Rightarrow \begin{cases} f_{sh} = [3h - (3h-1)s]f_s = [9 - (9-1)s]f_s = (9-8s)f_s \\ f_{sh} = [3h - (3h-1)s - 2s]f_s = [9 - (9-1)s - 2s]f_s = (9-10s)f_s \end{cases} \quad (\text{II.8})$$

$$\text{➤ } h = 5 \Rightarrow \begin{cases} f_{sh} = [3h - (3h-1)s]f_s = [15 - (15-1)s]f_s = (15-14s)f_s \\ f_{sh} = [3h - (3h-1)s - 2s]f_s = [15 - (15-1)s - 2s]f_s = (15-16s)f_s \end{cases} \quad (\text{II.9})$$

$$\text{➤ } h = 7 \Rightarrow \begin{cases} f_{sh} = [3h - (3h-1)s]f_s = [21 - (21-1)s]f_s = (21-20s)f_s \\ f_{sh} = [3h - (3h-1)s - 2s]f_s = [21 - (21-1)s - 2s]f_s = (21-22s)f_s \end{cases} \quad (\text{II.10})$$

2- et pour le deuxième cas, nous considérons les harmoniques des encoches rotoriques (RSH) explicités par l'équation (I.25), en ce qui concerne la machine à induction MAS₃ avec $n_b = 22$ et $p = 2$, dans le cas où $k = \lambda = 1$, on a :

$$f_{sh} = \left[\frac{\lambda n_b}{p} (1-s) \pm 1 \pm 2ks \right] f_s = \left[\frac{22}{2} (1-s) \pm 1 \pm 2s \right] f_s = [11(1-s) \pm 1 \pm 2s] f_s \quad (\text{II.11})$$

et dans le cas où $k = 1$ et $\lambda = 2$:

$$f_{sh} = \left[\frac{\lambda n_b}{p} (1-s) \pm 1 \pm 2ks \right] f_s = [22(1-s) \pm 1 \pm 2s] f_s = [22(1-s) \pm 1 \pm 2s] f_s \quad (\text{II.12})$$

où k pour rappel est un entier lié à la présence de cassure de barres.

II.1- Alimentation par réseau

La figure II.2 représente les spectres fréquentiels du courant de ligne dans les cas de rotor sain de la machine à induction MAS₃, alimentée par réseau. On peut remarquer l'apparition des multiples de la composante fondamentale tels que ceux décrits par l'équation (II.1).

La figure II.3 représente le spectre de la machine à induction MAS₃ avec une barre cassée et alimentée avec des tensions équilibrées. On peut noter l'apparition des composants harmoniques supplémentaires induits par la rupture de la barre de rotor, tels que prédisent les équations de (II.3) à (II.6).

On note une augmentation conséquente des amplitudes des raies autour du fondamental avec une différence de 24 dB pour la fréquence $(1-2s)f_s$ et 16 dB pour $(7-2s)f_s$, en plus, de ces raies on remarque aussi l'augmentation de l'amplitude moins importante des autres composants harmoniques liés aux fréquences $(3-2s)f_s$ et $(5-2s)f_s$. Dans certains cas, ces harmoniques pourraient apparaître avec des amplitudes conséquentes par augmentation de la charge ou de la sévérité du défaut.

La figure II.4 représente les spectres fréquentiels de la tension de neutre dans le cas sain de la machine MAS₃ alimentée par réseau. On peut remarquer l'apparition des multiples de l'harmonique 3 tels que décrits l'équation (II.2) avec $h = 1,3,5,7$. On remarque la présence des fréquences induites par le défaut mais de faible amplitude pour les harmoniques 3 et 21 un peu plus conséquentes pour les harmoniques 9 et 15.

La figure II.5 représente le spectre de la tension de neutre de la MAS₃ avec une barre cassée et alimentée avec des tensions équilibrées. On peut noter l'apparition des composants harmoniques supplémentaires induites par la rupture de la barre de rotor, tels que prédisent les équations de (II.7) à (II.10).

On note l'augmentation conséquente des amplitudes des harmoniques 3 et 21 avec une différence de 24 dB pour la fréquence $(3-2s)f_s$ et 20 dB pour $(21-20s)f_s$. En plus, de ces raies on remarque aussi l'augmentation de l'amplitude moins importante de 10 dB, pour les autres composants harmoniques liés aux fréquences $(9-8s)f_s$ et $(15-14s)f_s$.

Ainsi pour faire une analyse comparative plus fine, nous allons regarder en détail les valeurs de l'amplitude des harmoniques des deux signaux pour différentes charges, de la marche à vide jusqu'à la pleine charge. Les résultats obtenus sont consignés dans les tableaux II.1 et II.2.

Les figures II.6 montrent la variation de l'amplitude des harmoniques du courant et tension entre neutres en fonction de la charge pour les machines saines et les machines défectueuses, conformément aux valeurs inscrites dans les tableaux II.1 et II.2. On peut noter que:

Dans les figures II.6a et II.6b

- Les amplitudes des harmoniques de courant $(1-2s)f_s$ et de tension entre neutres $(3-2s)f_s$ évoluent de manière presque constante de 25% à 100% de charge. Par conséquent, quand la machine est déchargée, on observe l'influence de la rupture de barre dans la tension de neutre.

- Une progression presque linéaire des amplitudes des harmoniques $(1-4s)f_s$ et $(3-4s)f_s$. Cependant, l'augmentation moyenne de l'amplitude entre le cas sain et défectueux est plus notable pour la tension de neutre d'environ 25 dB sur toute l'étendue des mesures, en comparaison à l'augmentation de l'amplitude de l'harmonique du courant qui atteindra au meilleur des cas 20 dB à pleine charge.
- Au regard de l'influence de la rupture de barre sur le spectre de la tension de neutre, même dans le cas de la marche à vide, on peut considérer l'harmonique $(3-4s)f_s$ comme l'indice le plus fiable pour le diagnostic de ce type de défaut.

Les figures II.6c et II.6d présentent la variation d'amplitude des harmoniques de courant et de tension respectivement aux ordres $(3-2s)f_s - (9-8s)f_s$, et $(3-4s)f_s - (9-10s)f_s$, où l'on peut noter:

- Pour ce qui est de la paire $(3-2s)f_s - (9-8s)f_s$, on constate une différence d'amplitude de 10 dB à partir de 25% de charge aussi bien pour le courant que pour la tension de neutre.
- On remarque aussi une dévaluation de l'amplitude de l'harmonique de courant $(3-2s)f_s$, contrairement à l'amplitude de l'harmonique de la tension de neutre $(9-8s)f_s$ qui augmente avec la charge.
- Quant à la paire $(3-4s)f_s - (9-10s)f_s$, on constate une augmentation négligeable de l'amplitude de l'harmonique de tension $(9-10s)f_s$ malgré son niveau, en revanche, l'augmentation de l'amplitude l'harmonique de courant $(3-4s)f_s$ est plus significative.
- De plus l'amplitude du composant harmonique du courant $(3-4s)f_s$ reste encore à des niveaux faibles quand on a une rupture de barres.
- On remarque que les composants harmoniques du courant $(3-2s)f_s$ et $(3-4s)f_s$ ne sont pas influencés par le changement de charge et encore visibles même lorsque la machine est déchargée.

Les figures II.6e à II.6h

- Dans la figure II.6e une similitude de l'évolution des amplitudes des paires d'harmoniques de courant et de tension de neutre respectivement à $(5-2s)f_s - (15-14s)f_s$ en comparaison avec celle de la figure II.6-a $(1-2s)f_s$ et $(3-2s)f_s$, sauf que les niveaux des amplitudes sont plus faible pour les premiers cités.
- De même pour la figure II.6h, où l'évolution des harmoniques $(7-4s)f_s$ et $(21-22s)f_s$ est similaire à celle des harmoniques de la figure II.6d $(3-4s)f_s$ et $(9-10s)f_s$.
- Dans la figure II.6f, les amplitudes évoluent de façon hétéroclite, et on ne peut discerner le cas sain du cas défectueux jusqu'à partir de la mi-charge. On peut estimer que les harmoniques $(5-4s)f_s$ et $(15-16s)f_s$ ne peuvent être pris comme

indice de diagnostic fiable, du fait que la différence des amplitudes n'est pas visible aux faibles charges.

Enfin, dans la figure II.6g, on note :

- Une évolution de l'amplitude de l'harmonique de tension de neutre $(21-20s)f_s$ d'une manière parabolique avec une augmentation moyenne de l'amplitude de 20 dB sur toute l'étendue de la charge.
- Une augmentation de l'amplitude de l'harmonique du courant $(7-2s)f_s$ de 19 dB en moyenne sur toute l'étendue de la charge.
- On peut remarquer que l'harmonique $(7-2s)f_s$ a les mêmes caractéristiques que $(21-20s)f_s$ avec l'avantage que son amplitude n'est pas influencée par la variation de la charge et reste visible même lorsque la machine est déchargée.

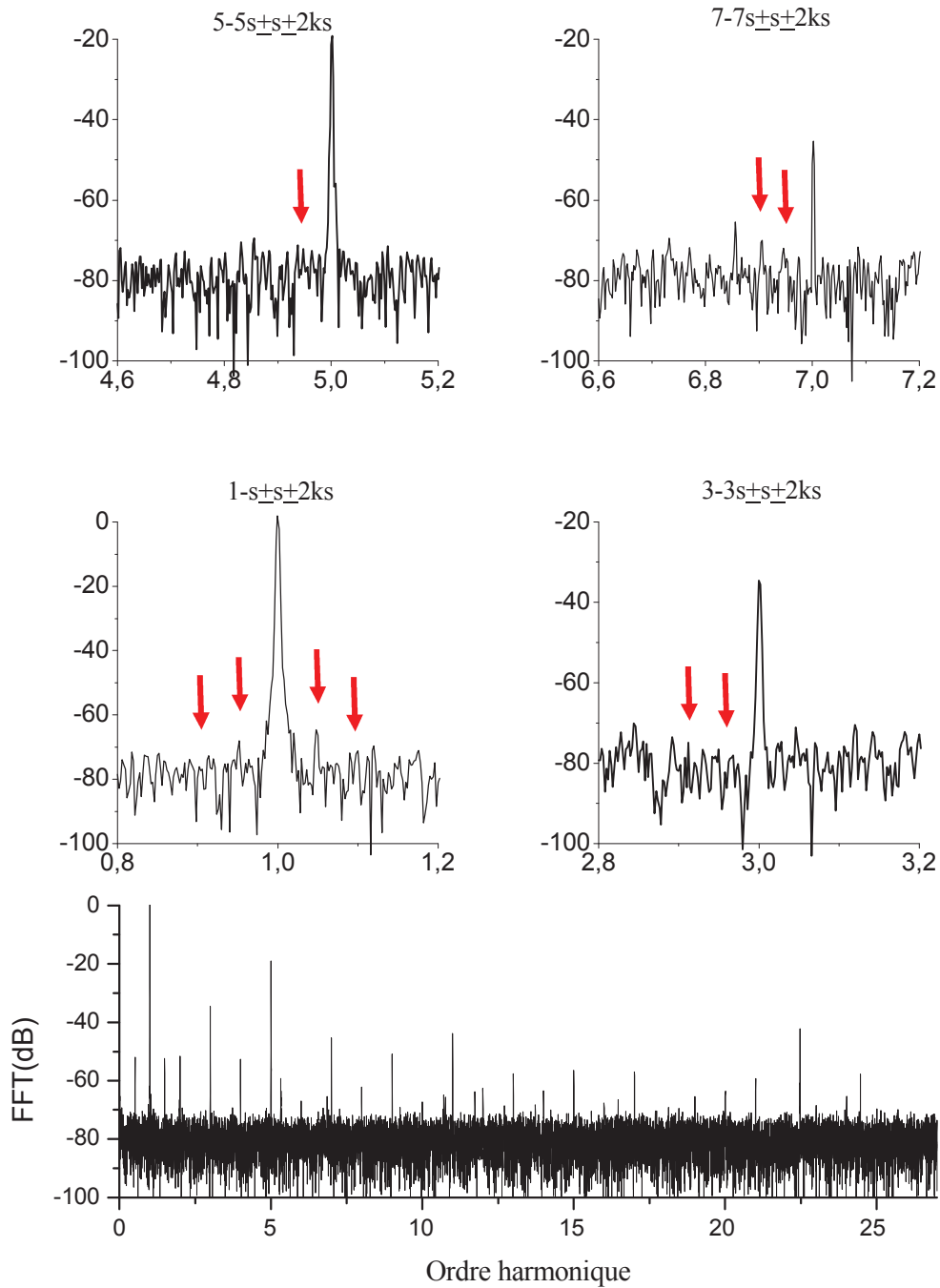


Fig. II.2 : Spectres du courant statorique, machine saine, MAS₃ alimentée par réseau à 25% de charge

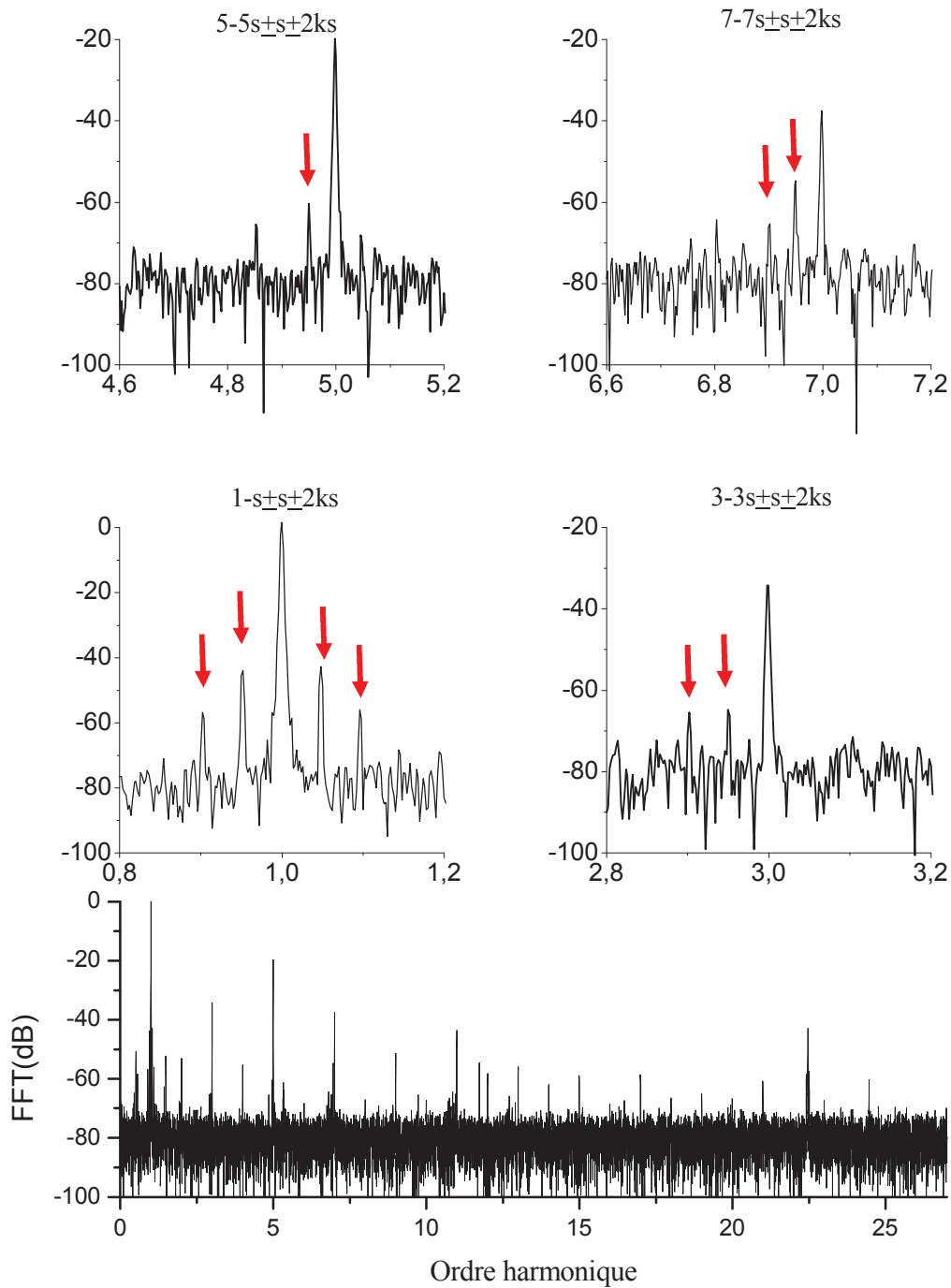


Fig. II.3 : Spectres du courant statorique, machine avec une barre cassée, MAS₃ alimentée par réseau à 25% de charge

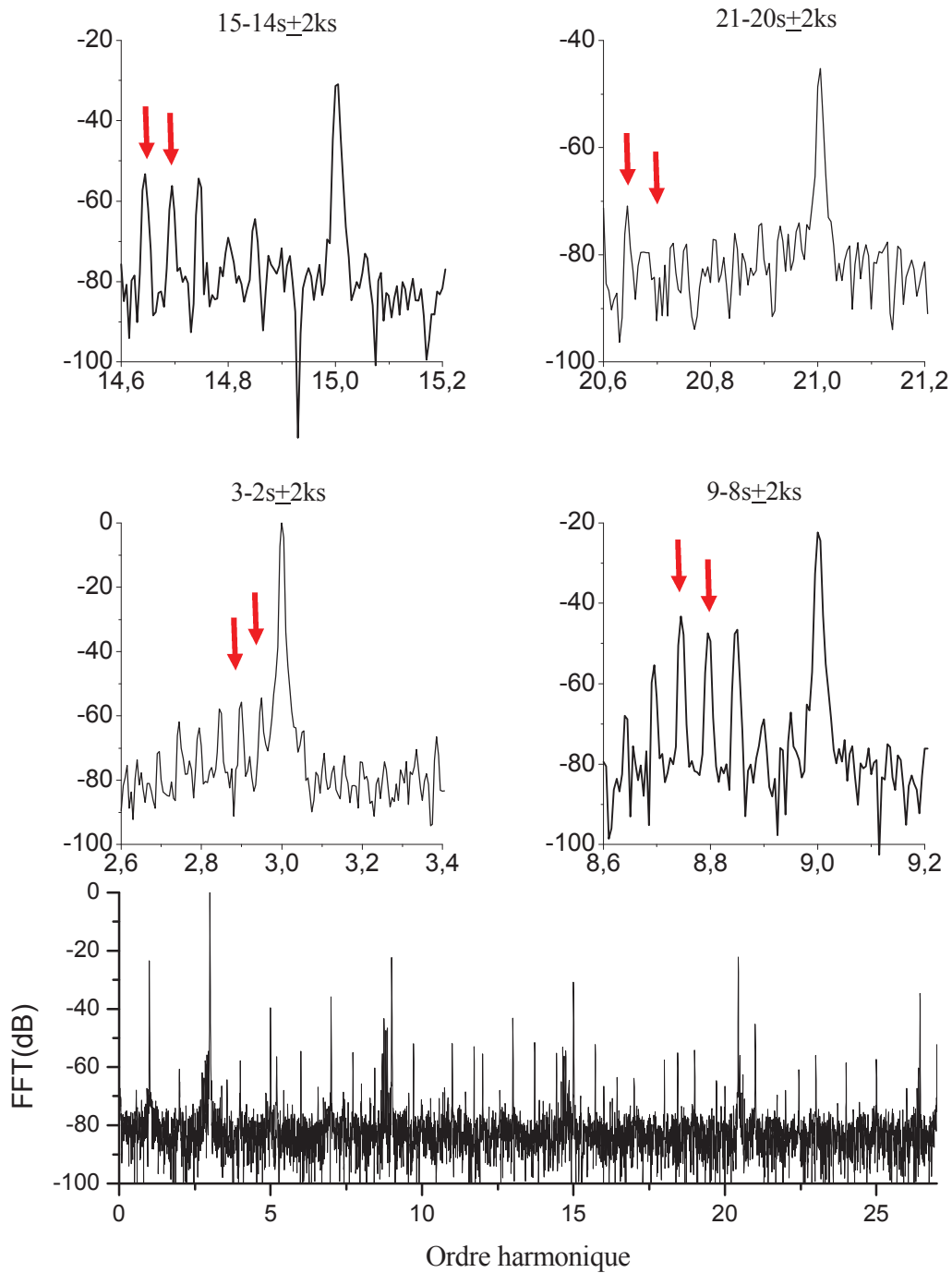


Fig. II.4 : Spectres de la tension entre neutres, machine saine. MAS₃ alimentée par réseau à 25% de charge.

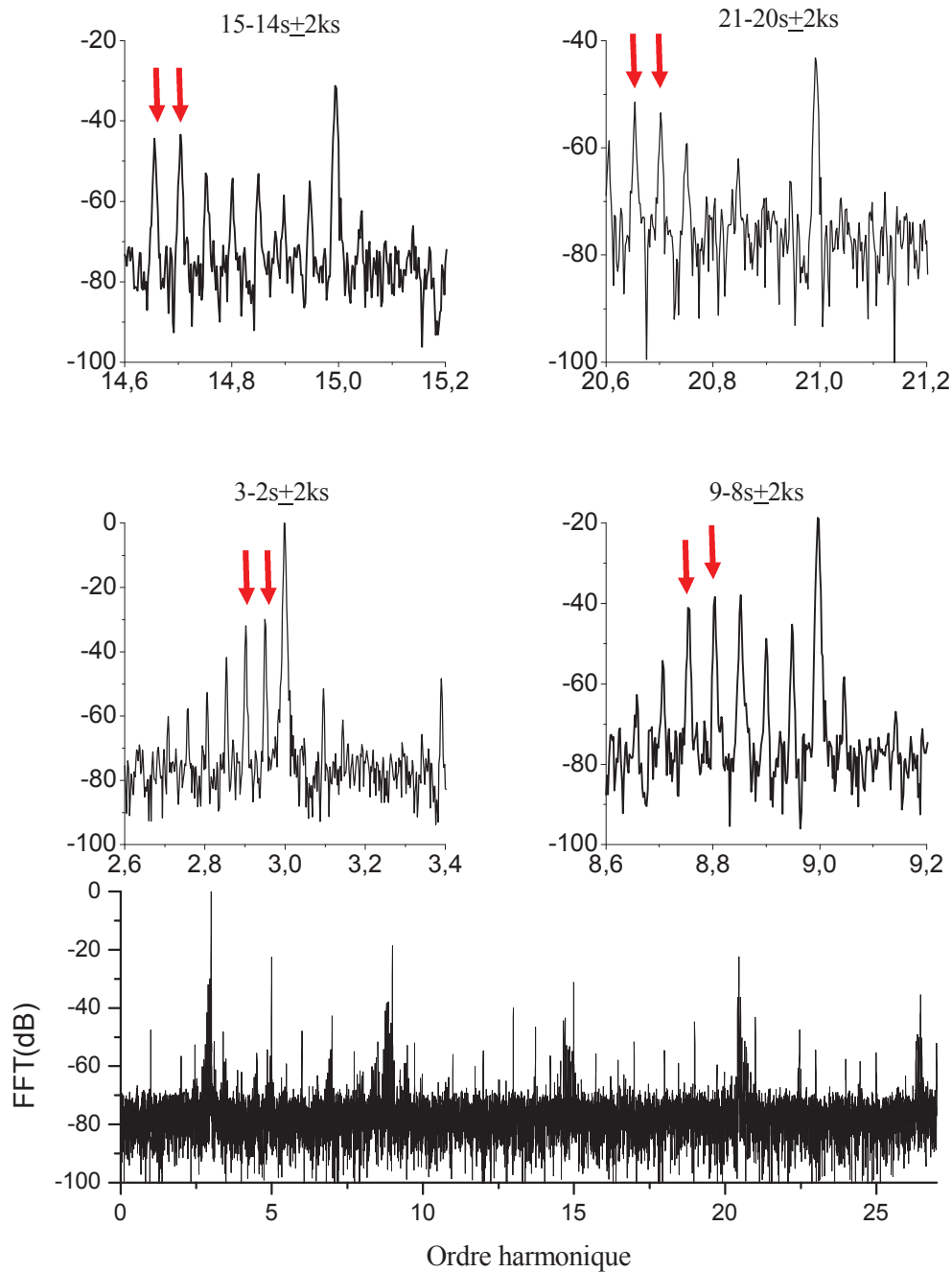


Fig. II.5 : Spectres de la tension entre neutres, machine avec une barre cassée. MAS₃ alimentée par réseau à 25% de charge.

TABLEAU II.1
Les amplitudes des fréquences $f_{sh} = (h - 2s)f_s$

h=1		courant Is (1-2s)			tension Vnn (3-2s)		
charge (%)	s	f x 50 (Hz)	sain	défaut	f x 50 (Hz)	sain	défaut
0	0,01	0,976	-60,78	-51,00	2,988	-58,75	-39,81
25	0,02	0,951	-69,97	-45,56	2,951	-54,51	-29,96
50	0,04	0,915	-67,76	-41,92	2,915	-54,51	-25,26
75	0,06	0,877	-64,91	-40,60	2,877	-50,72	-21,44
100	0,08	0,840	-67,32	-41,25	2,840	-48,2	-20,09
h=3		courant Is (3-2s)			tension Vnn (9-8s)		
charge (%)	s	f x 50 (Hz)	sain	défaut	f x 50 (Hz)	sain	défaut
0	0,01	2,988	-71,44	-59	8,952	-47,72	-45,68
25	0,02	2,951	-77	-65,58	8,803	-47,46	-37,97
50	0,04	2,915	-75,91	-65	8,659	-45,42	-34,62
75	0,06	2,877	-77,31	-66,03	8,509	-42,92	-30,80
100	0,08	2,840	-80,7	-71,4	8,360	-39,71	-27,04
h=5		courant Is (5-2s)			tension Vnn (15-14s)		
charge (%)	s	f x 50 (Hz)	sain	défaut	f x 50 (Hz)	sain	défaut
0	0,01	4,988	-74,13	-71,89	14,916	-61,51	-56,22
25	0,02	4,951	-73	-60,8	14,655	-53,25	-43,39
50	0,04	4,915	-73,73	-58,62	14,403	-53,29	-41,50
75	0,06	4,877	-78,02	-58,5	14,141	-49,84	-36,96
100	0,08	4,840	-77,75	-56	13,880	-48,12	-34,53
h=7		courant Is (7-2s)			tension Vnn (21-20s)		
charge (%)	s	f x 50 (Hz)	sain	défaut	f x 50 (Hz)	sain	défaut
0	0,01	6,988	-75,16	-56,55	20,880	-22,67	-18,35
25	0,02	6,951	-72	-55,64	20,507	-56	-36,27
50	0,04	6,915	-77,7	-56,28	20,147	-59,46	-39,29
75	0,06	6,877	-76,82	-57,22	19,773	-56,48	-35,32
100	0,08	6,840	-74,37	-57,62	19,400	-51,6	-31,64

TABLEAU II.2
Les amplitudes des fréquences $f_{sh} = (h - 4s)f_s$

h=1		courant Is (1-4s)			tension Vnn (3-4s)		
charge (%)	s	f x 50 (Hz)	sain	défaut	f x 50 (Hz)	sain	défaut
0	0,006	0,98	-71,56	-60,00	2,976	-58,87	-39,81
25	0,025	0,90	-75,74	-58,48	2,901	-55,79	-31,97
50	0,043	0,83	-77,24	-58,64	2,829	-53,56	-27,75
75	0,061	0,75	-75,27	-57,41	2,755	-51,36	-23,18
100	0,080	0,68	-82,14	-56,74	2,680	-48,6	-21,73
h=3		courant Is (3-4s)			tension Vnn (9-10s)		
charge (%)	s	f x 50 (Hz)	sain	défaut	f x 50 (Hz)	sain	défaut
0	0,006	2,98	-73,99	-68	8,940	-47,62	-46,08
25	0,025	2,90	-75,39	-67,08	8,753	-43,27	-41,10
50	0,043	2,83	-78,79	-67,52	8,573	-41,43	-38,39
75	0,061	2,75	-78,35	-65,89	8,387	-38,76	-34,51
100	0,080	2,68	-80,82	-70,10	8,200	-35,13	-31,02
h=5		courant Is (5-4s)			tension Vnn (15-16s)		
charge (%)	s	f x 50 (Hz)	sain	défaut	f x 50 (Hz)	sain	défaut
0	0,006	4,98	-70,67	-70,02	14,904	-63,08	-51,28
25	0,025	4,90	-76	-77	14,605	-65,12	-72,76
50	0,043	4,83	-77,39	-67,92	14,317	-75	-53,06
75	0,061	4,75	-76,41	-62,04	14,019	-59,29	-46
100	0,080	4,68	-75,78	-58,34	13,720	-51,68	-39,93
h=7		courant Is (7-4s)			tension Vnn (21-22s)		
charge (%)	s	f (Hz)	sain	défaut	f (Hz)	sain	défaut
0	0,006	6,98	-75,16	-63,76	20,868	-22,67	-18,35
25	0,025	6,90	-72	-66,94	20,457	-22,28	-22,5
50	0,043	6,83	-76,77	-65,55	20,061	-26	-23
75	0,061	6,75	-74,77	-68,35	19,651	-21,5	-23,6
100	0,080	6,68	-73,3	-67,19	19,240	-20,36	-20,4

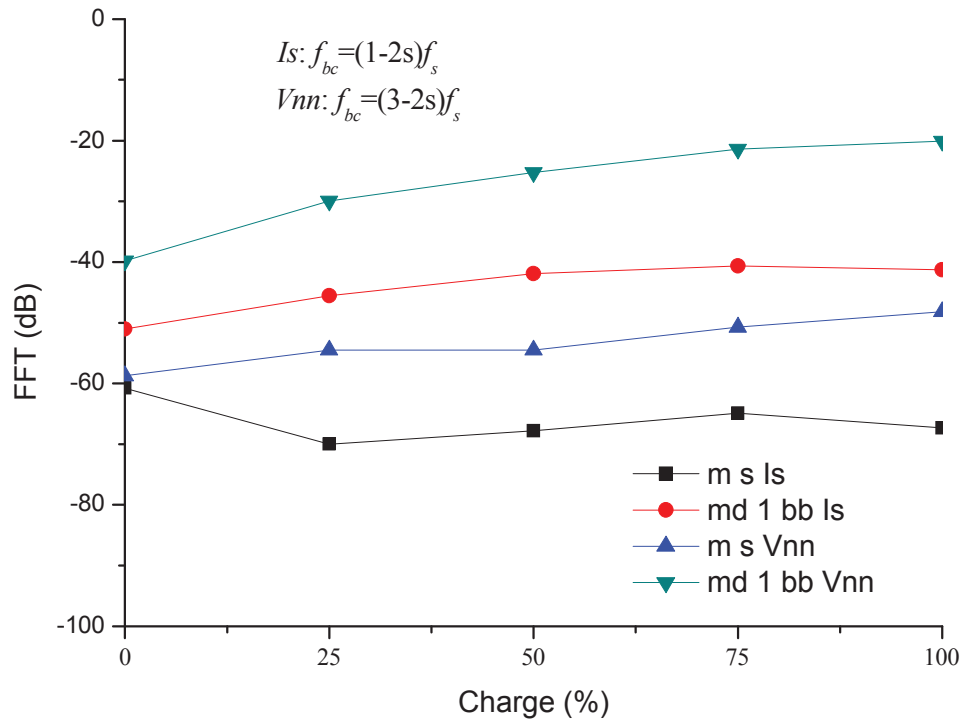


Fig. II.6a : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (1-2s)f_s$ et $V_{nn} = (3-2s)f_s$

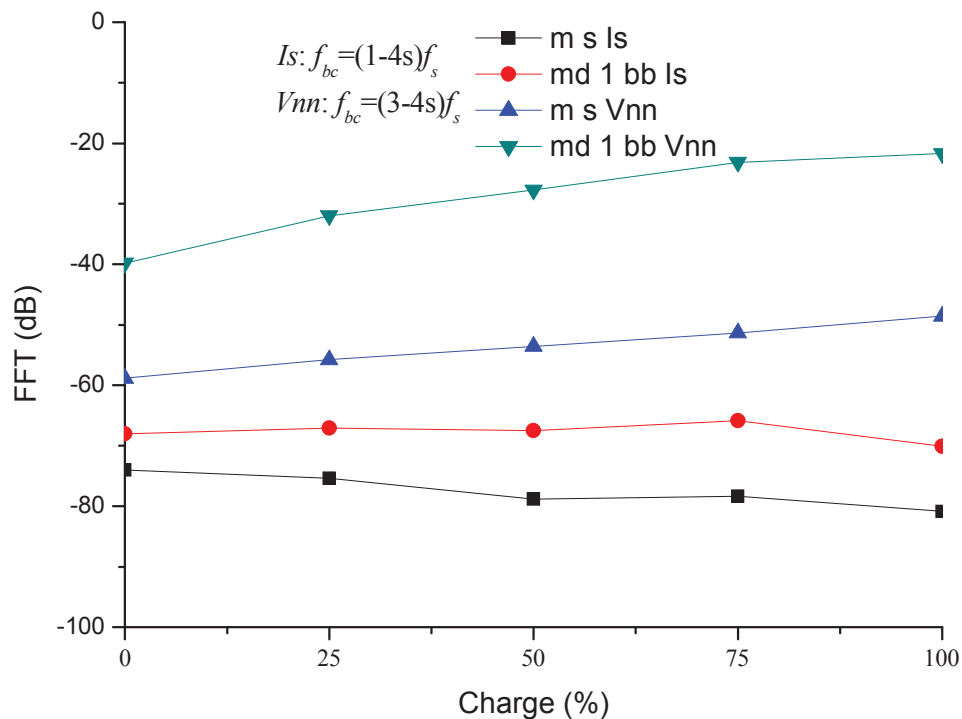


Fig. II.6b : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (1-4s)f_s$ et $V_{nn} = (3-4s)f_s$

* **ms Is** : courant statorique, machine saine; **md 1bb Is** : courant statorique, machine défectueuse avec une barre cassée ;
ms Vnn : tension de neutre, machine saine; **md 1bb Vnn** : tension de neutre, machine défectueuse avec une barre cassée

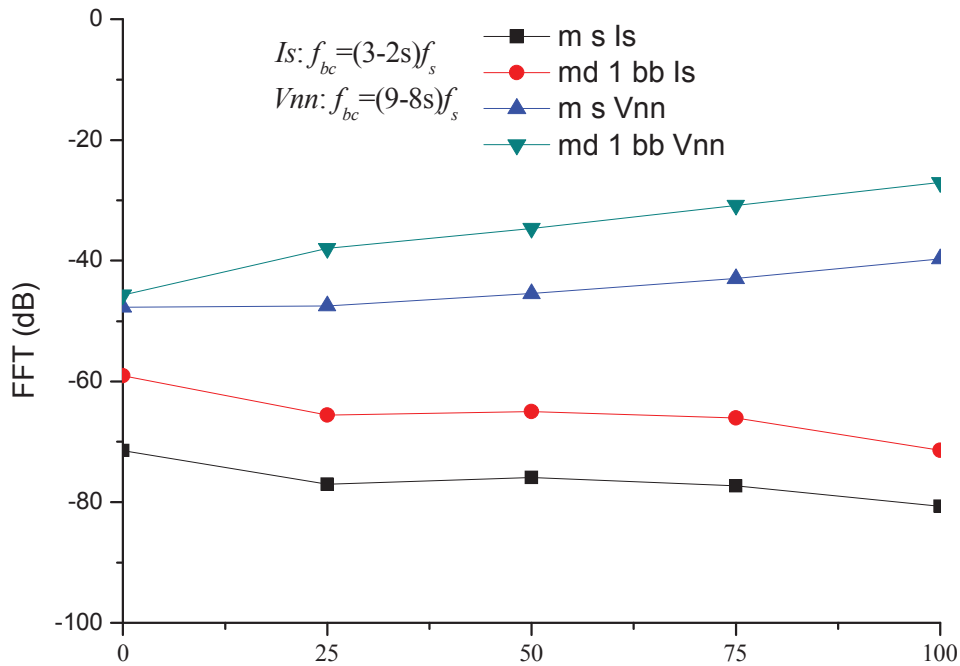


Fig. II.6c : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (3 - 2s)f_s$ et $V_{nn} = (9 - 8s)f_s$

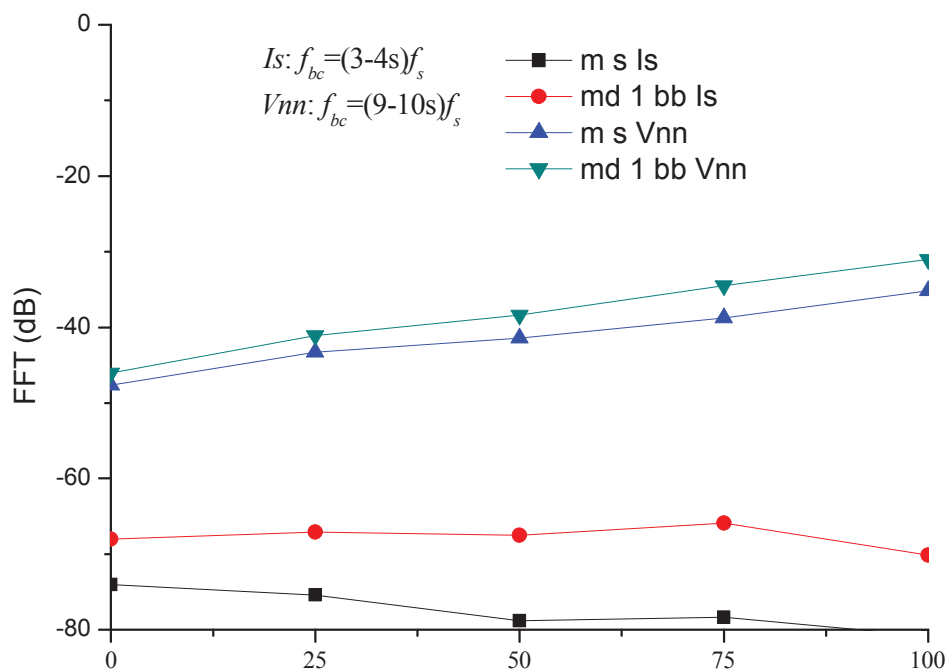


Fig. II.6d : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (3 - 4s)f_s$ et $V_{nn} = (9 - 10s)f_s$

* **ms Is** : courant statorique, machine saine; **md 1bb Is** : courant statorique, machine défectueuse avec une barre cassée ;
ms Vnn : tension de neutre, machine saine; **md 1bb Vnn** : tension de neutre, machine défectueuse avec une barre cassée

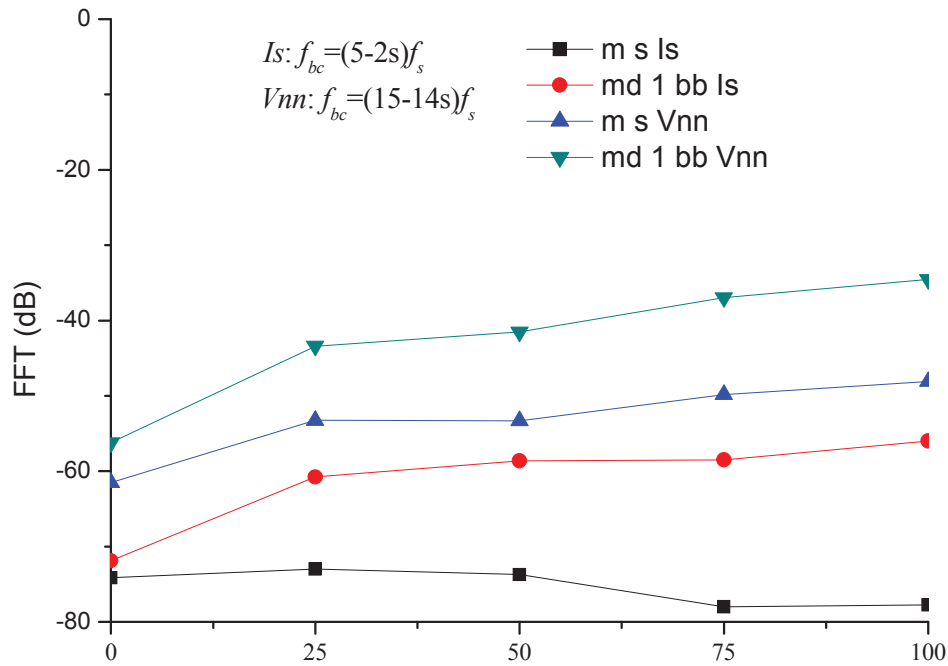


Fig. II.6e : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (5 - 2s)f_s$ et $V_{nn} = (15 - 14s)f_s$

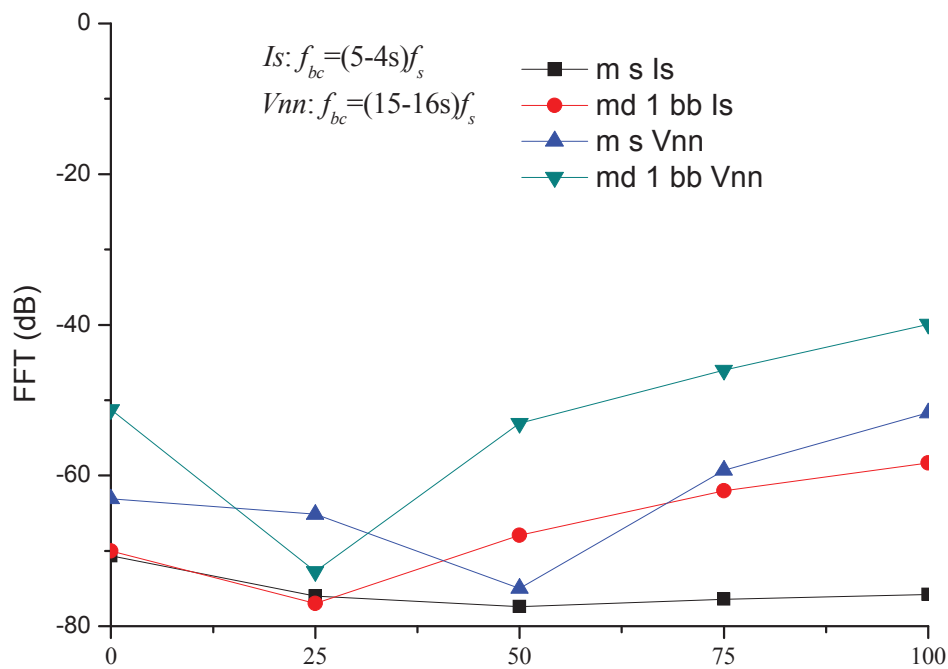


Fig. II.6f : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (5 - 4s)f_s$ et $V_{nn} = (15 - 16s)f_s$

* **ms Is** : courant statorique, machine saine; **md 1bb Is** : courant statorique, machine défectueuse avec une barre cassée ;
ms Vnn : tension de neutre, machine saine; **md 1bb Vnn** : tension de neutre, machine défectueuse avec une barre cassée

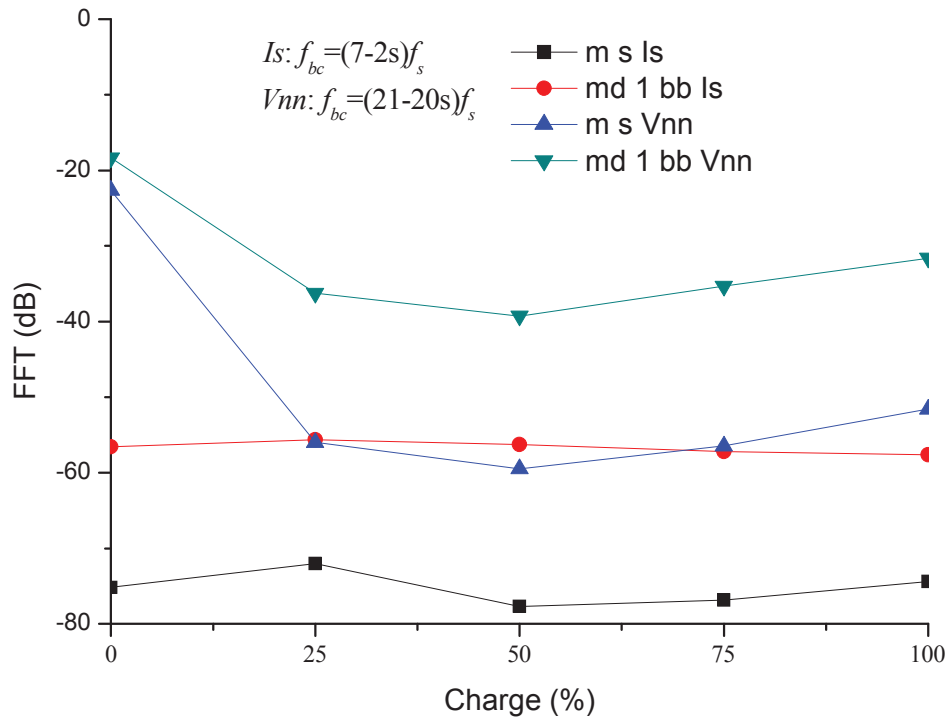


Fig. II.6g : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (7 - 2s)f_s$ et $V_{nn} = (21 - 20s)f_s$

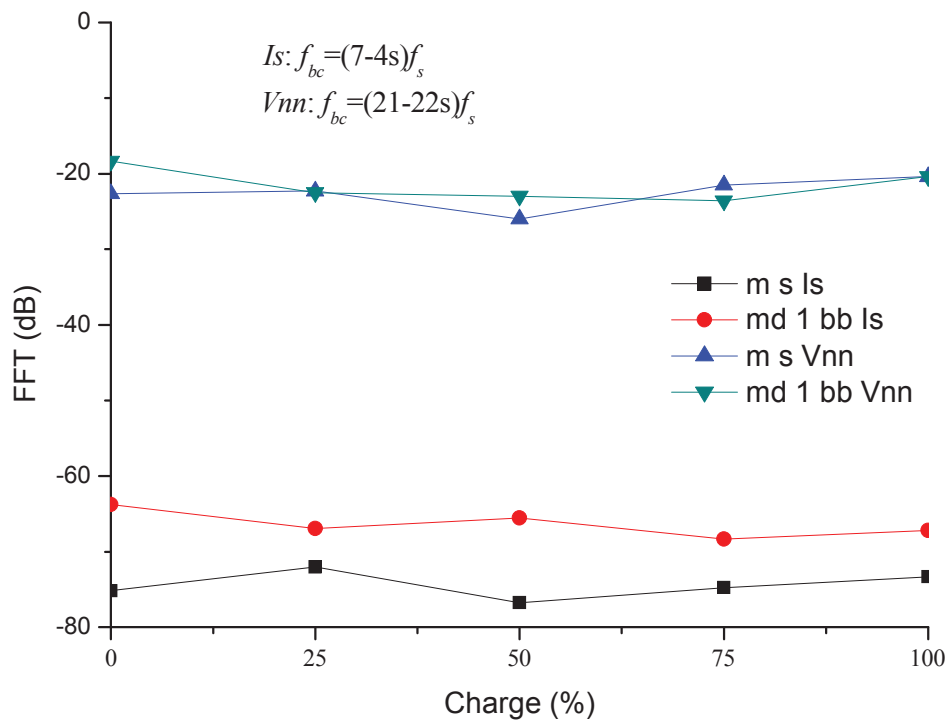


Fig. II.6h : Évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour $I_s = (7 - 4s)f_s$ et $V_{nn} = (21 - 22s)f_s$

* **ms Is** : courant statorique, machine saine; **md 1bb Is** : courant statorique, machine défectueuse avec une barre cassée ;
ms Vnn : tension de neutre, machine saine; **md 1bb Vnn** : tension de neutre, machine défectueuse avec une barre cassée

Les figures II.7 et II.8 montrent les spectres du courant de ligne de la machine à induction MAS₃, dans les deux cas de fonctionnement, sain et défectueux respectivement.

On peut aisément voir les harmoniques d'encoches rotoriques RSH, conformément aux équations données plus haut (II.11) et (II.12) aux fréquences $[11(1-s) \pm 1]f_s = (12,73 \pm 1)f_s$ (Hz) et $[22(1-s) + 1]f_s = 22,46.f_s$ (Hz) pour le cas sain et pour le cas défectueux. On remarque l'absence des raies au premier RSH d'ordre du fait que 11 ± 1 et $22 - 1 \neq 6k \pm 1$, par contre la différence est remarquable avec l'apparition du deuxième harmonique d'encoche rotorique à la fréquence:

$$[22(1-s) + 1 \pm 2s]f_s = \begin{cases} 22,41.f_s \text{ (Hz)} \\ 22,51.f_s \text{ (Hz)} \end{cases}$$

II.2- Alimentation par onduleur de tension

Les figures II.9 et II.10 représentent respectivement les spectres du courant de ligne et de la tension de neutre de la MAS₁ alimentée par onduleur à commande par MLI dont la fréquence est de 10 kHz. Cependant, le spectre du courant de ligne est plus lisible que celui de la tension entre neutres.

On peut remarquer l'apparition des composants harmoniques supplémentaires induits par la rupture de la barre de rotor, tels que stipulé plus haut.

Si nous considérons les harmoniques d'encoches rotoriques (RSH) donnés par l'équation (I.25) Pour $k = \lambda = 1$, avec $n_b = 28$ et $p = 1$ ce qui nous donnera :

$$[28(1-s) \pm 1 \pm 2s]f_s$$

Dans la figure II.11, on remarque la présence du premier RSH même dans le cas sain, mais un accroissement des bandes latérales autour du RSH est mis en évidence par la rupture de barre rotorique.

Dans la figure II.12, on remarque également l'apparition des RSH dans le cas du défaut avec $s = 0,247$ nous aurons les fréquences $[28(1-s) + 1 - 2s]f_s = 28,26.f_s$ (Hz) et $[28(1-s) + 1 + 2s]f_s = 28,36.f_s$ (Hz)

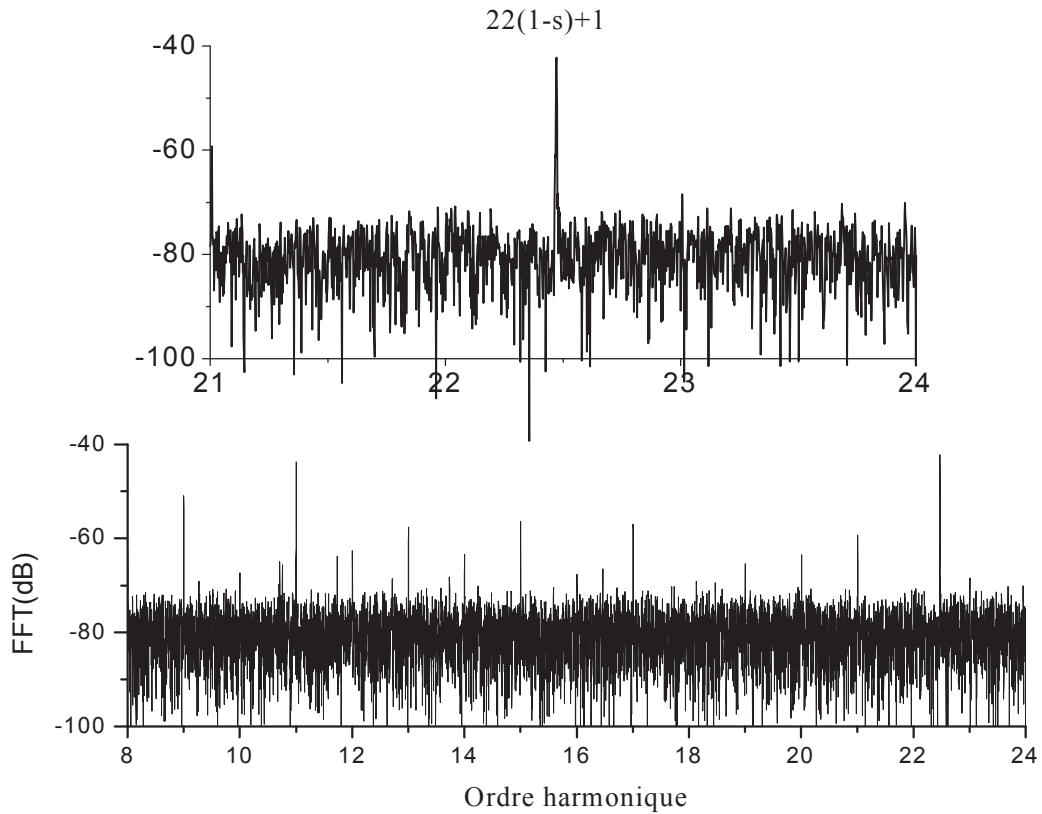


Fig. II.7 : Spectres du courant statorique autour des RSH, machine saine (a). MAS₃ alimentée par réseau à 25% de charge

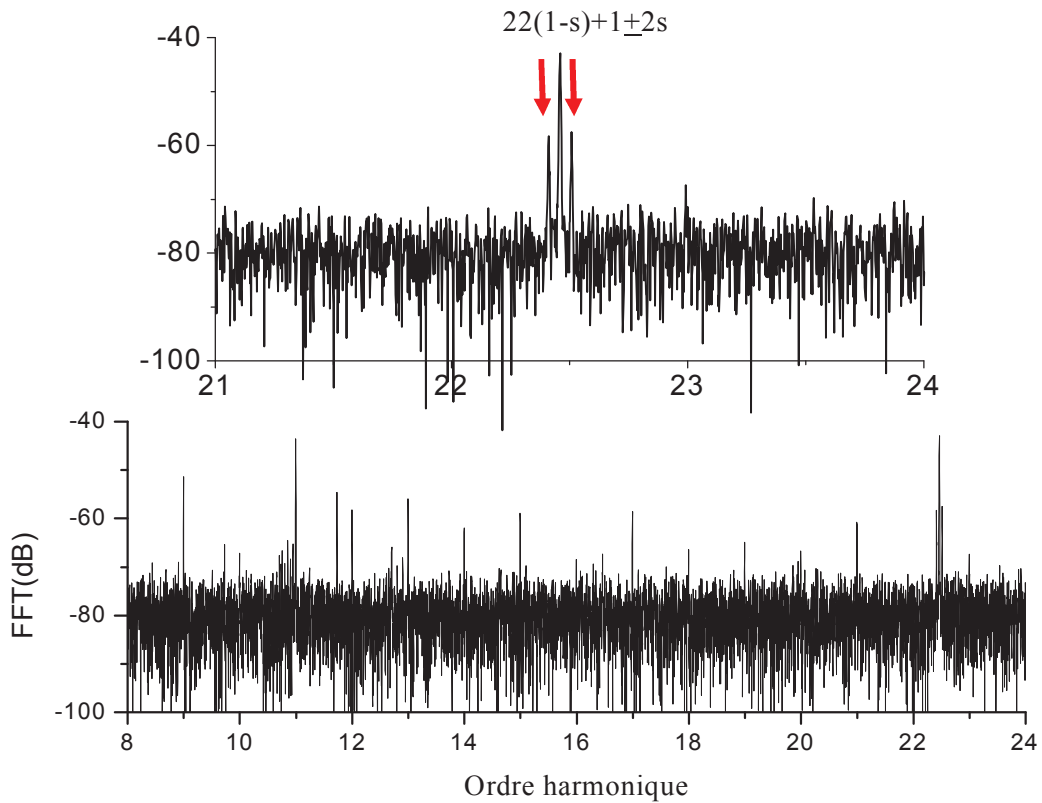


Fig. II.8 : Spectres du courant statorique autour des RSH, machine avec une barre cassée (b). MAS₃ alimentée par réseau à 25% de charge

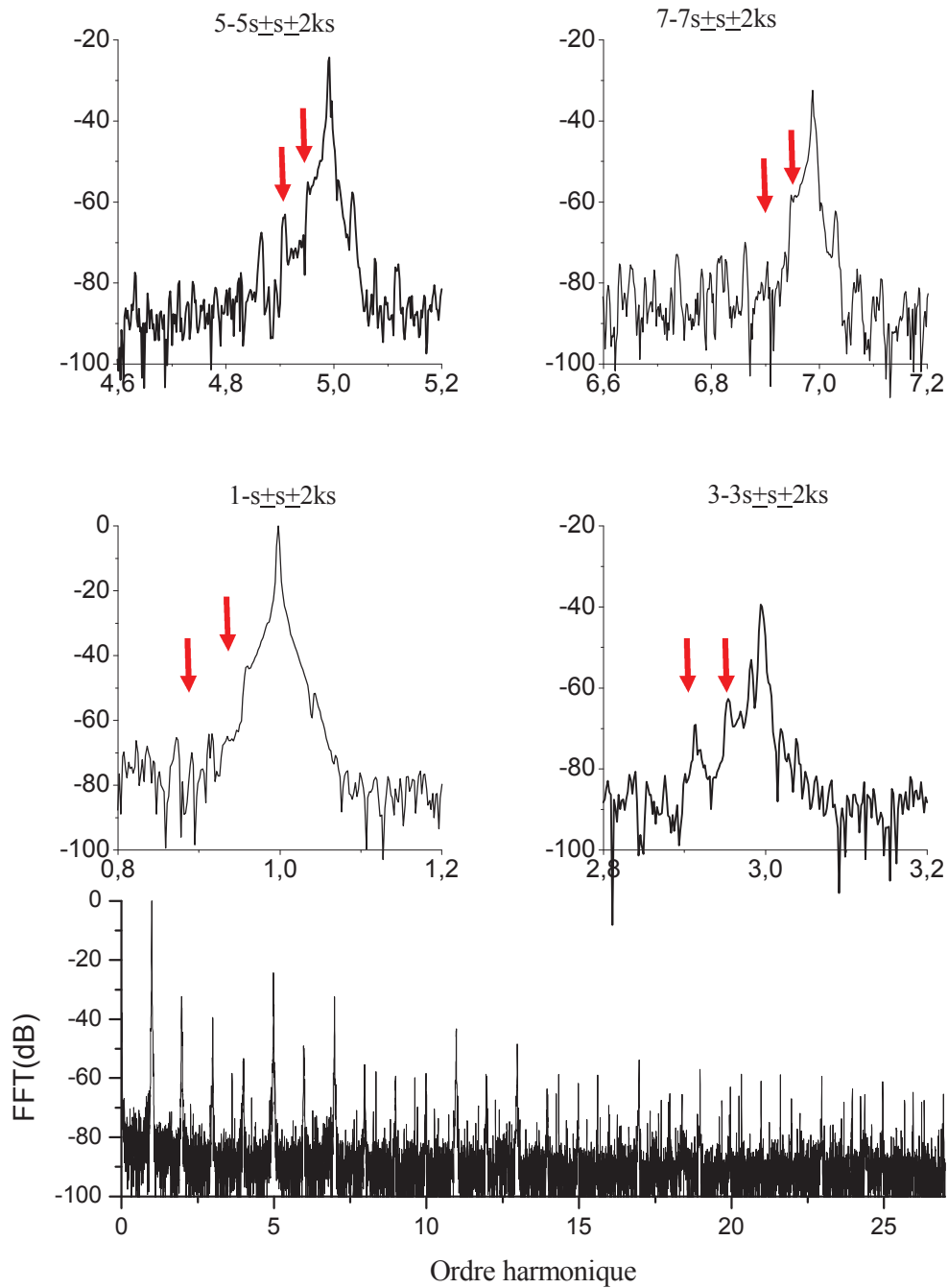


Fig. II.9a : Spectres du courant statorique, machine saine. MAS₁ alimentée par onduleur de tension à 25% de charge

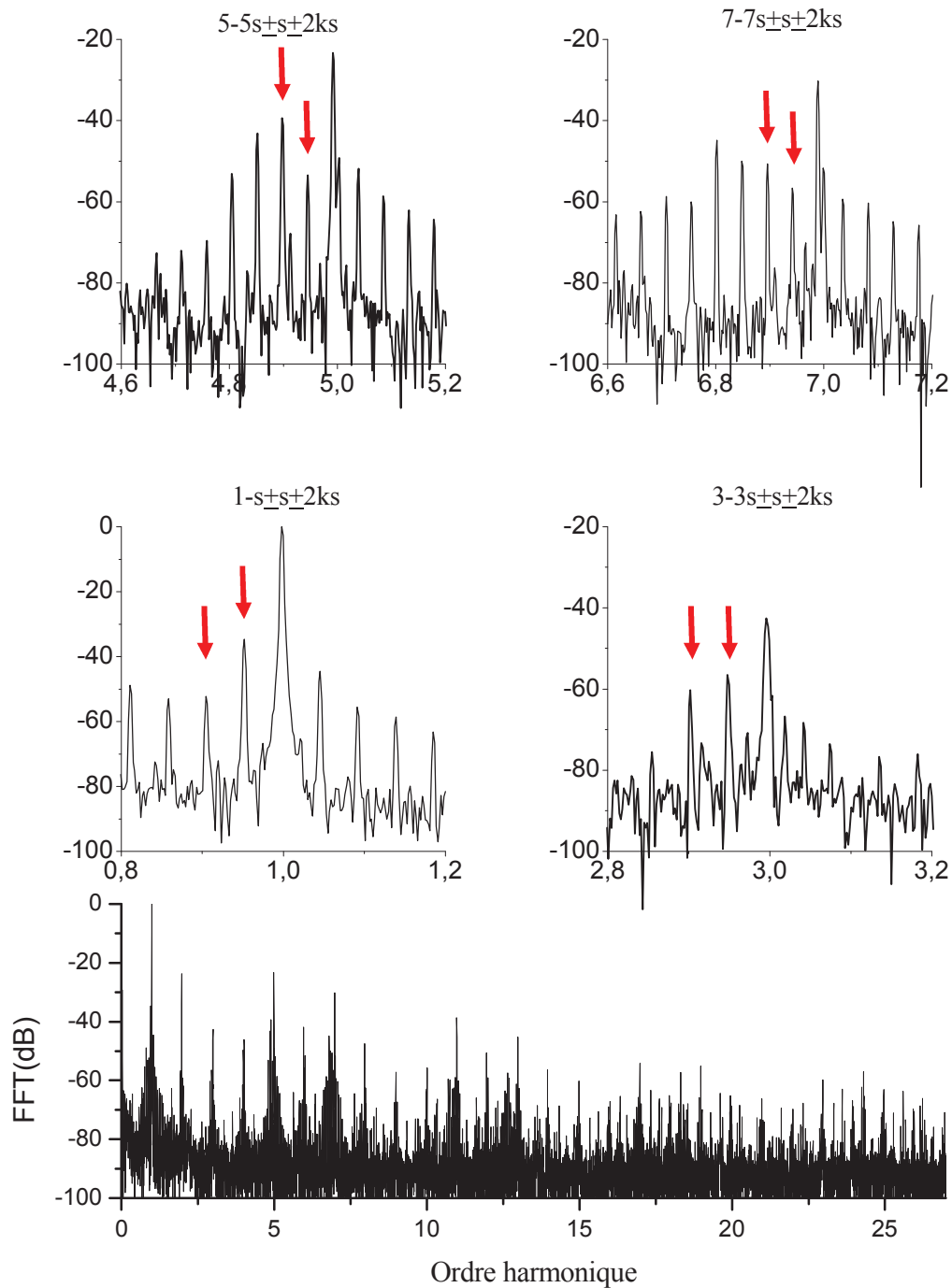


Fig. II.9b : Spectres du courant statorique, machine avec une barre cassée. MAS₁ alimentée par onduleur de tension à 25% de charge

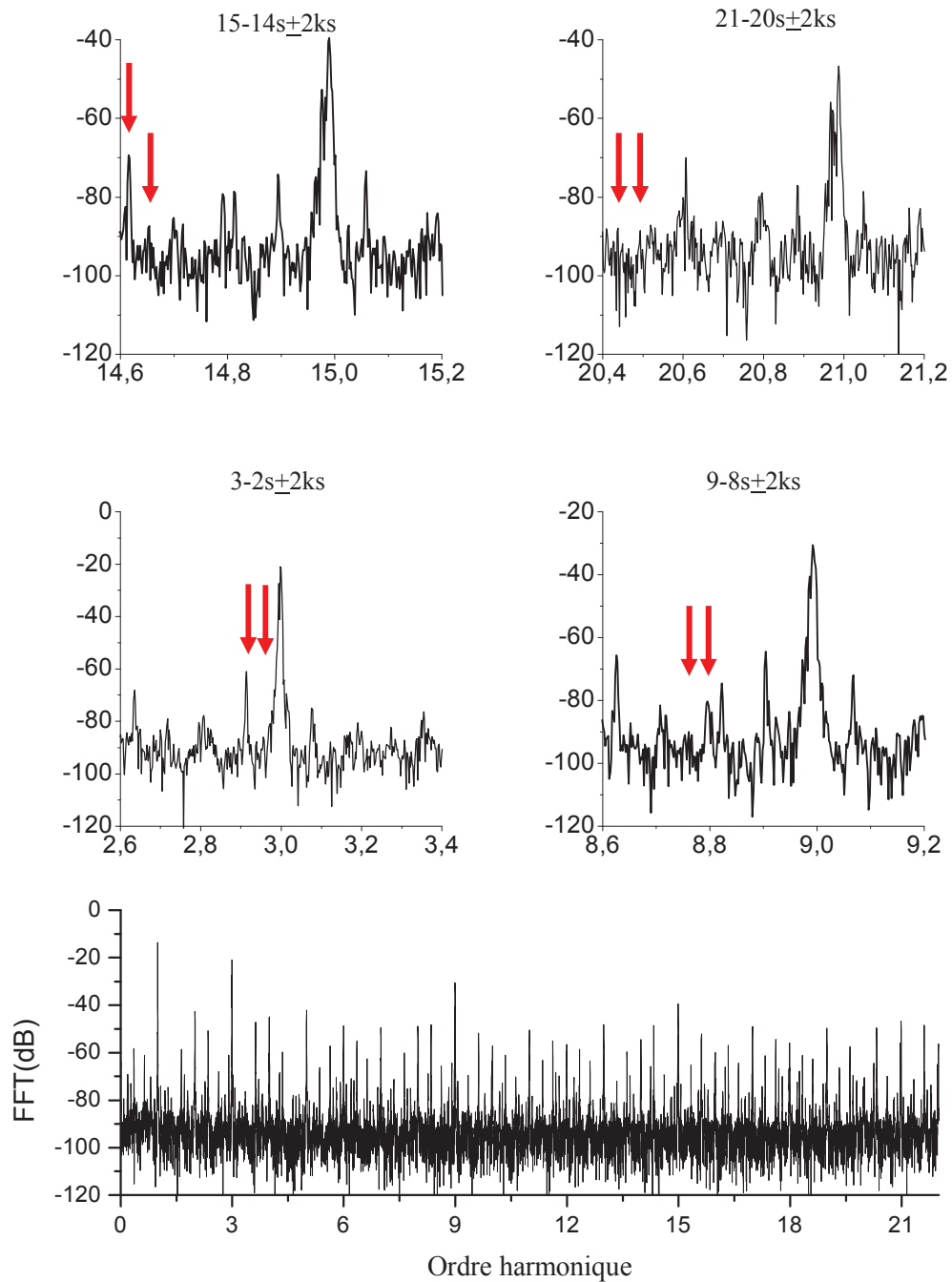


Fig. II.10a : Spectres de la tension entre neutres, machine saine. MAS₁ alimentée par onduleur de tension à 25% de charge

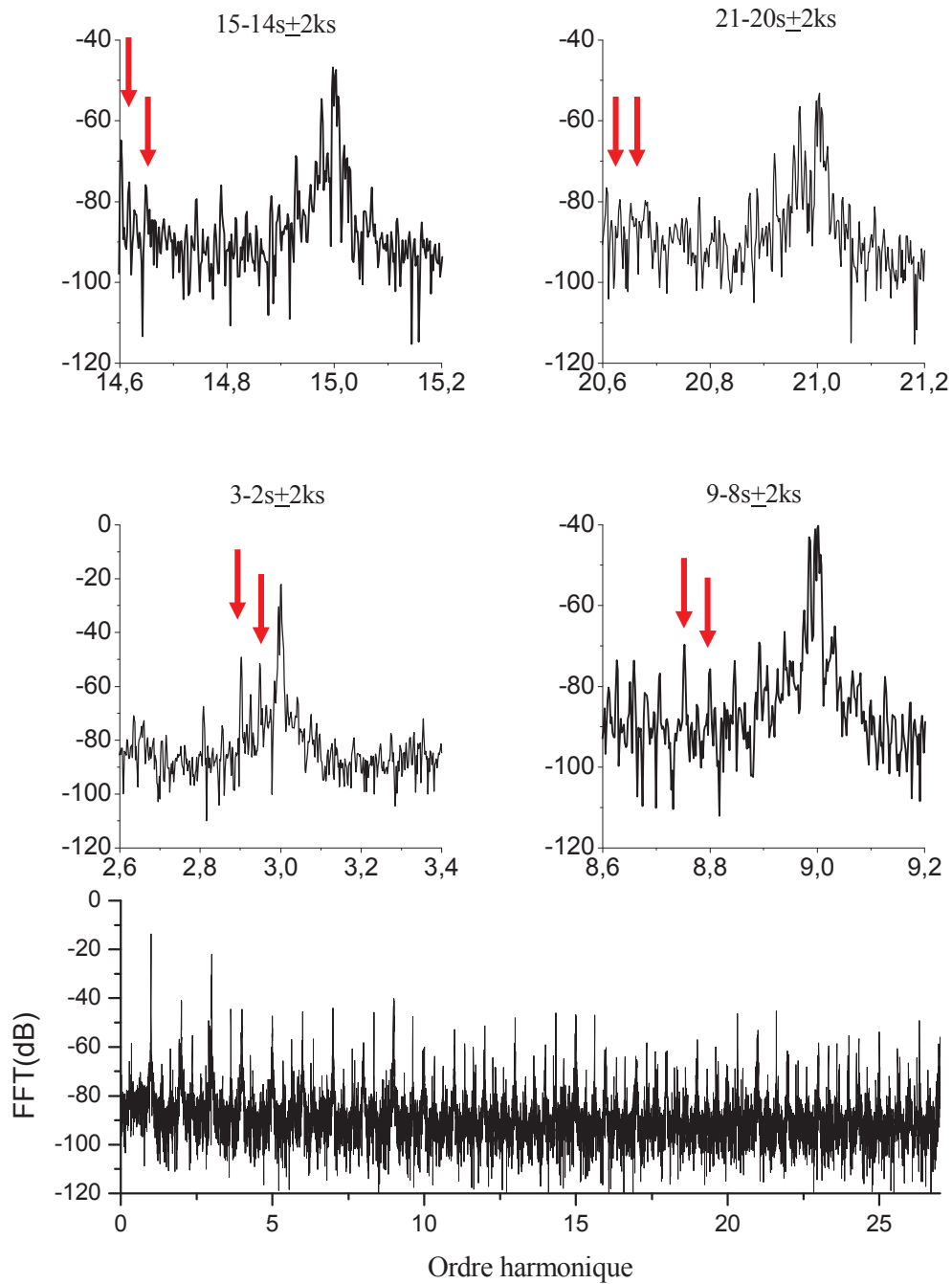


Fig. II.10b : Spectres de la tension entre neutres, machine avec une barre cassée. MAS₁ alimentée par onduleur de tension à 25% de charge

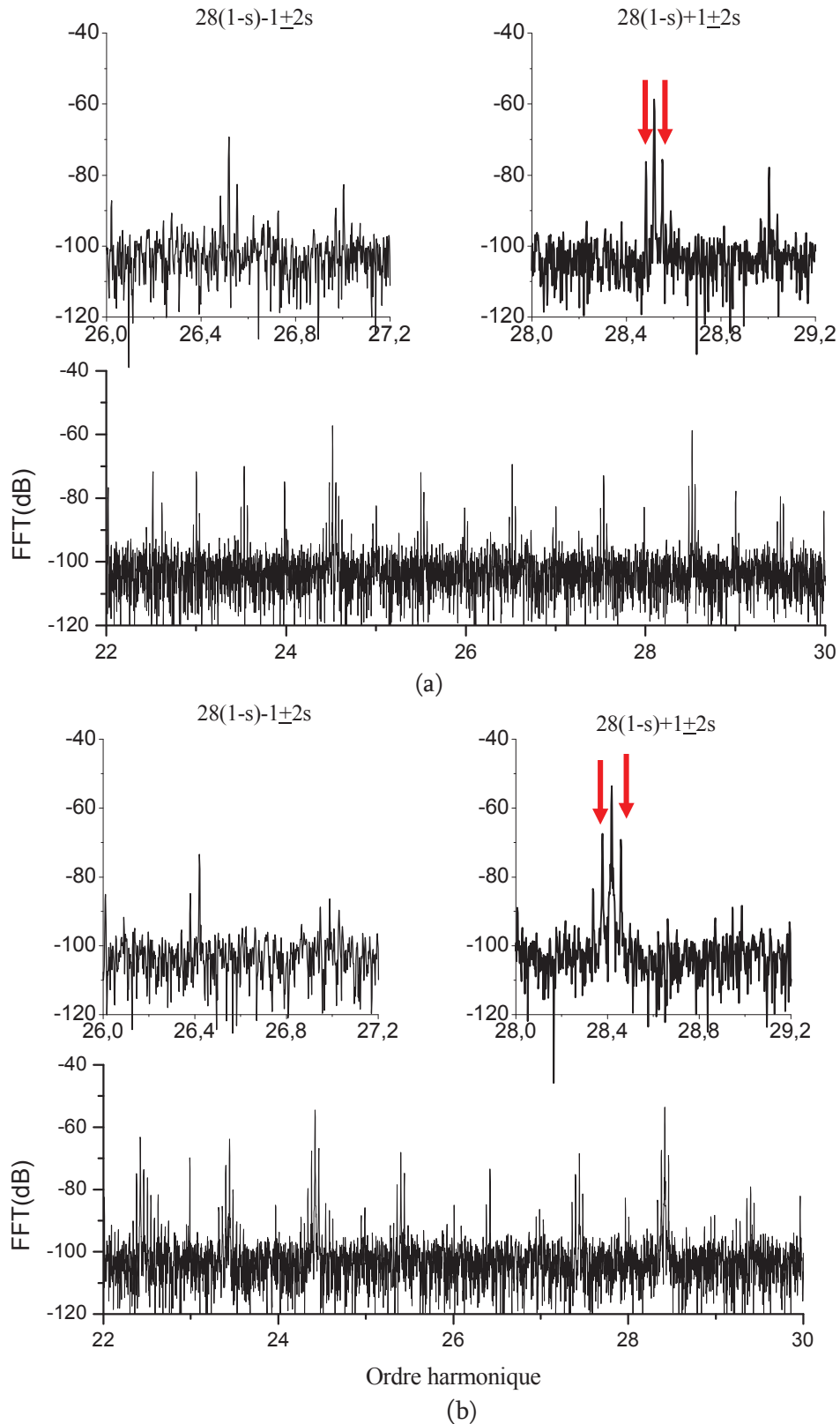


Fig. II.11 : Spectres du courant statorique à 25% de charge autour du RSH, machine saine (a) et machine avec une barre cassée (b). MAS₁ alimentée par réseau

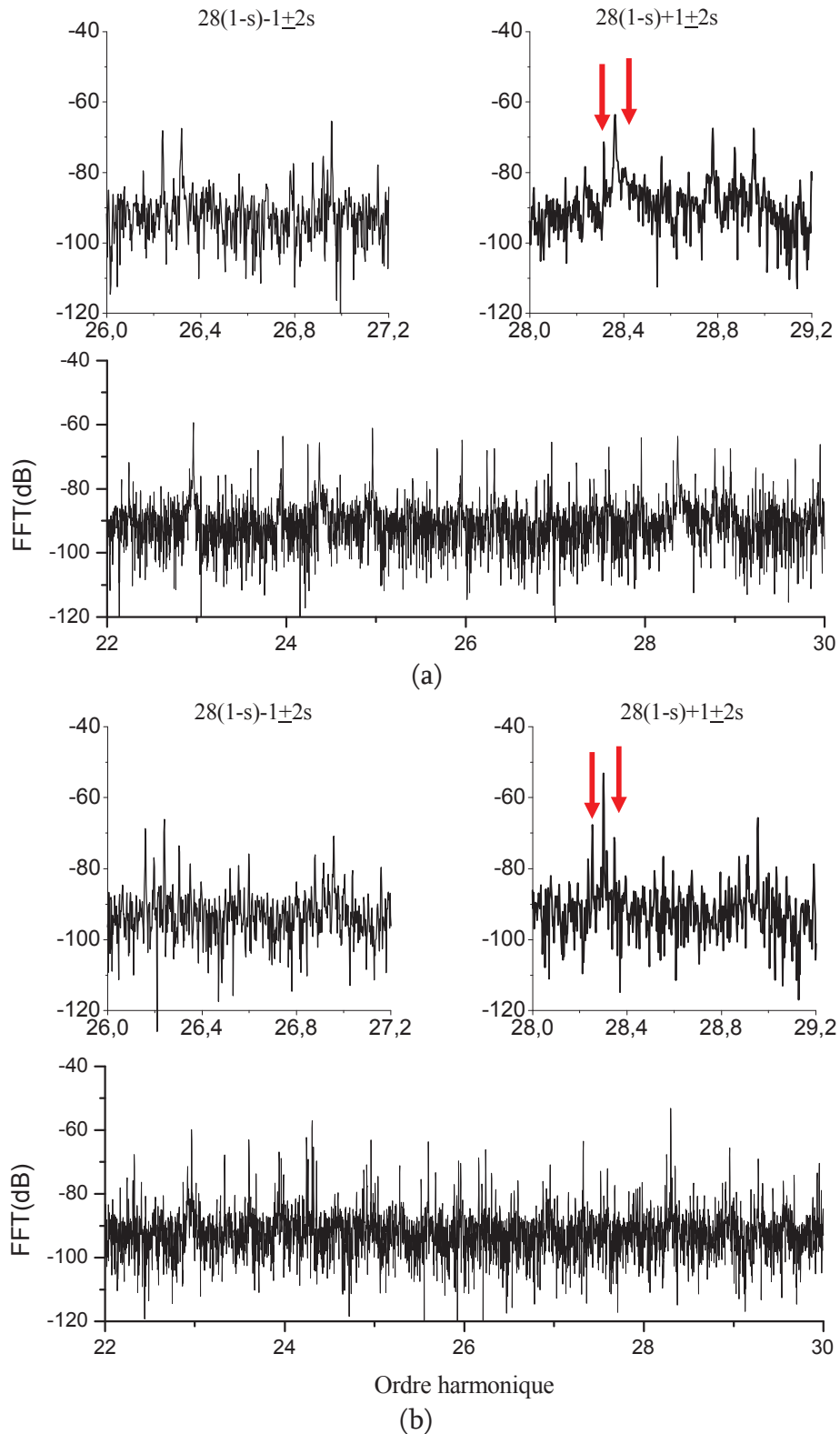


Fig. II.12 : Spectres du courant statorique autour des RSH, machine saine (a) et machine avec une barre cassée (b). MAS₁ alimentée par onduleur à 25% de charge

II.3- Analyse des phases des courant et tension entre neutres par la transformée de Hilbert

A priori, comme on vient de voir l'analyse par FFT des harmoniques induits dans le courant de ligne ou la tension entre neutres conduisent à des résultats similaires, mais en utilisant la phase d'Hilbert on peut facilement voir une différence entre les deux analyses, ce qui donne peut être un point à considérer pour l'analyse par la tension entre neutres.

Les figures II.13 et II.14 représentent respectivement les spectres et la phase de Hilbert du courant de ligne et de la tension neutre de la machine MAS₃ est alimentée par le réseau à 25% de charge.

- Pour le rotor sain, nous pouvons noter que les composantes harmoniques recherchées $(1-2s)fs$ pour le courant et $(3-2s)fs$ pour la tension de neutre n'apparaissent pas.
- Lorsque l'on considère le rotor défectueux, la phase du courant de ligne révèle les composantes harmoniques $(1\pm 2s)fs$ avec des amplitudes faibles. En revanche, les composants harmoniques $(3-2s)fs$ et $(3-4s)fs$ apparaissent clairement dans la phase de la tension neutre.

Les figures II.15 et II.16 représentent respectivement les spectres et la phase de Hilbert du courant de ligne et de la tension neutre de la machine MAS₁ alimentée par le réseau avec 25% de charge

- Pour le rotor sain, nous pouvons constater qu'aucun harmonique n'apparaît sur les phases de Hilbert, mis à part les harmoniques fondamentaux 1 et 3.
- Lorsque l'on considère le rotor défectueux, la phase du courant de ligne révèle les composantes harmoniques $(1\pm 2s)fs$ avec des amplitudes insignifiantes.

Par contre, on remarque un saut qualitatif des composants harmoniques $(3-2s)fs$ et $(3-4s)fs$ dans la phase de la tension entre neutres.

Les résultats obtenus pour différentes charges de la machine asynchrone MAS₁ sont résumés dans le tableau II.3. On peut remarquer que le spectre de la phase de la tension entre neutres est plus sensible aux défauts de rotor en particulier pour les faibles charges par rapport au spectre de la phase du courant où le défaut n'est visible que pour des charges qu'à partir de 50% de la valeur nominale. En outre, les valeurs du spectre de la phase de tension entre neutres relatives au défaut du rotor augmentent avec la charge.

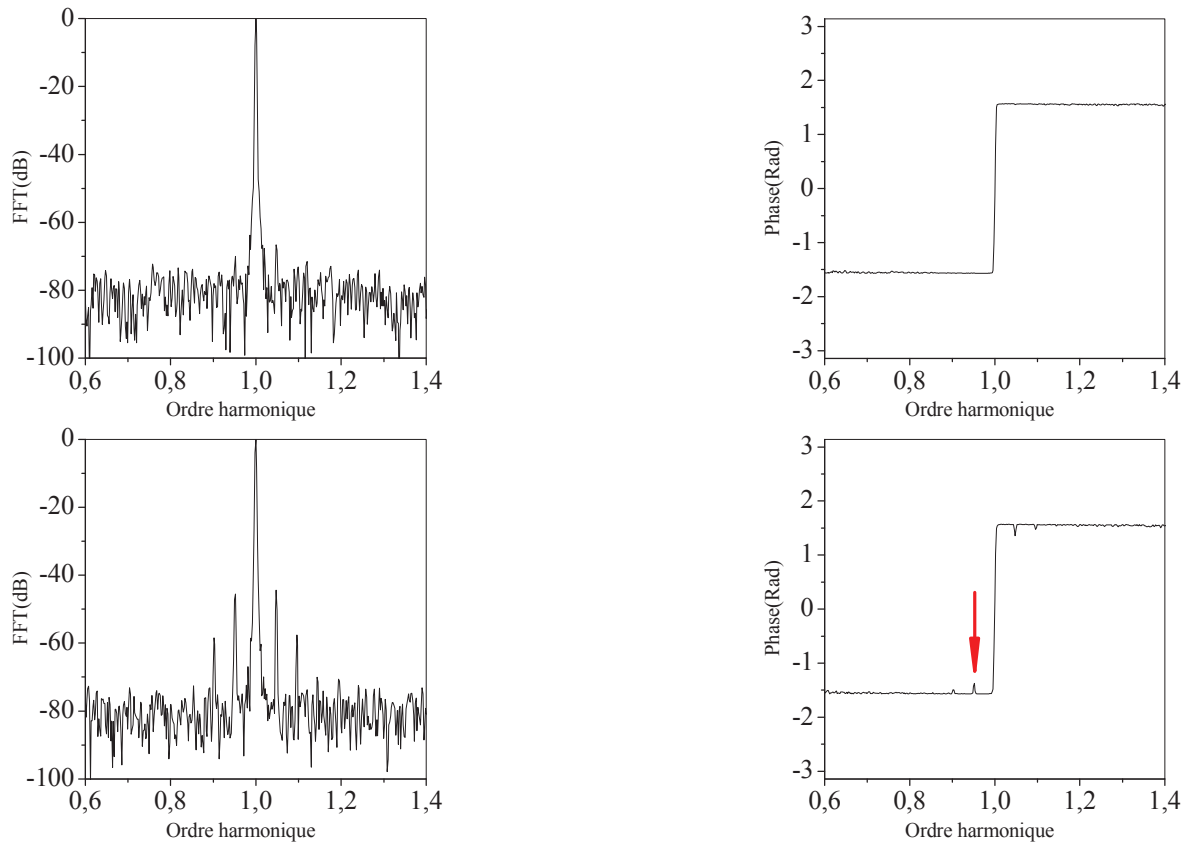


Fig. II.13 : Les spectres et phases du courant statorique de la MAS₃ alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas).

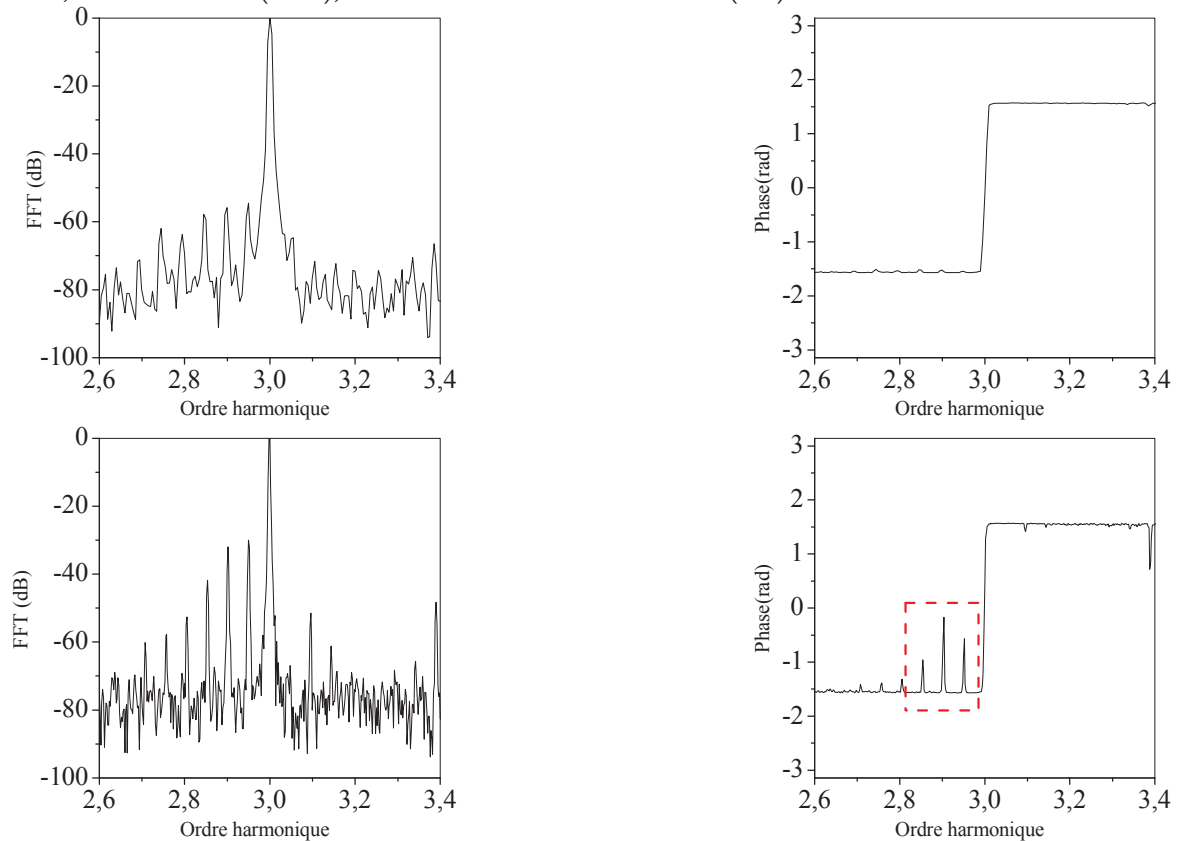


Fig. II.14 : Les spectres et phases de la tension entre neutres de la MAS₃ alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas).

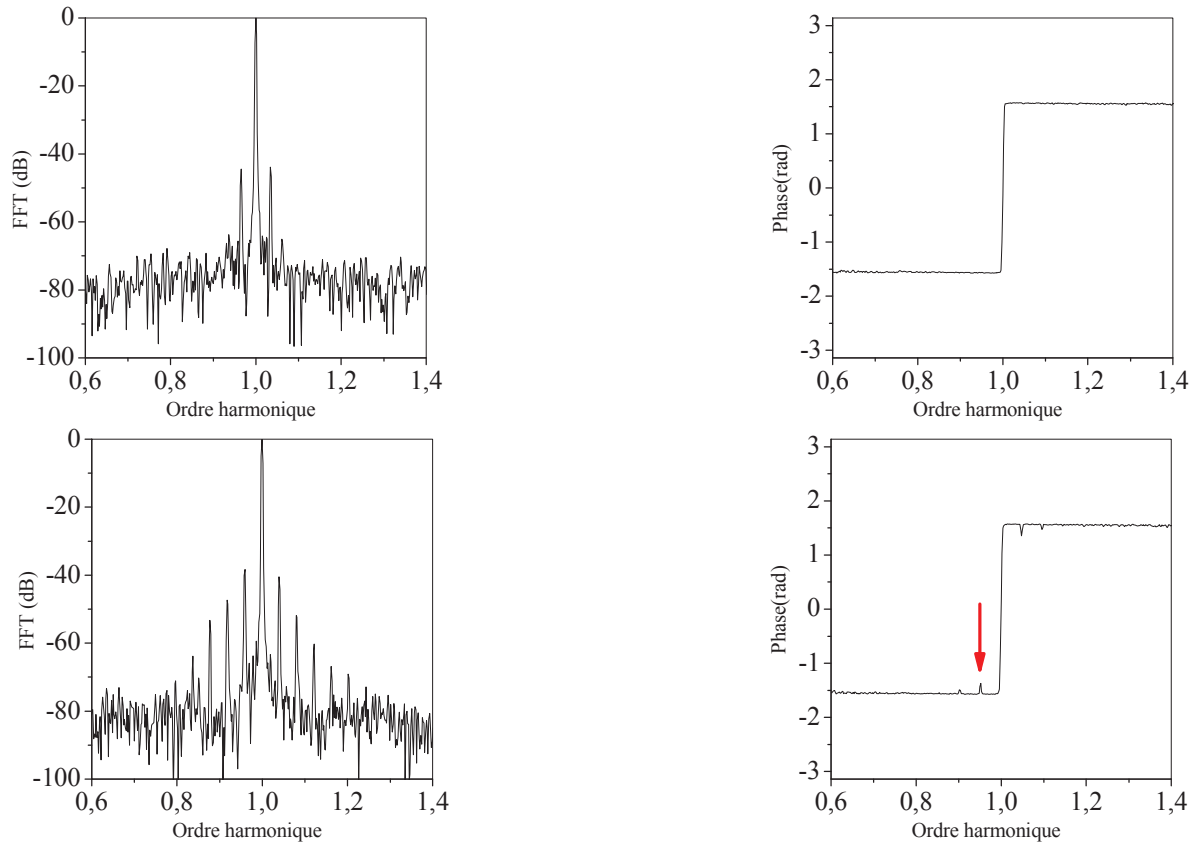


Fig. II.15 : Les spectres et phases du courant statorique de la MAS₁ alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas).

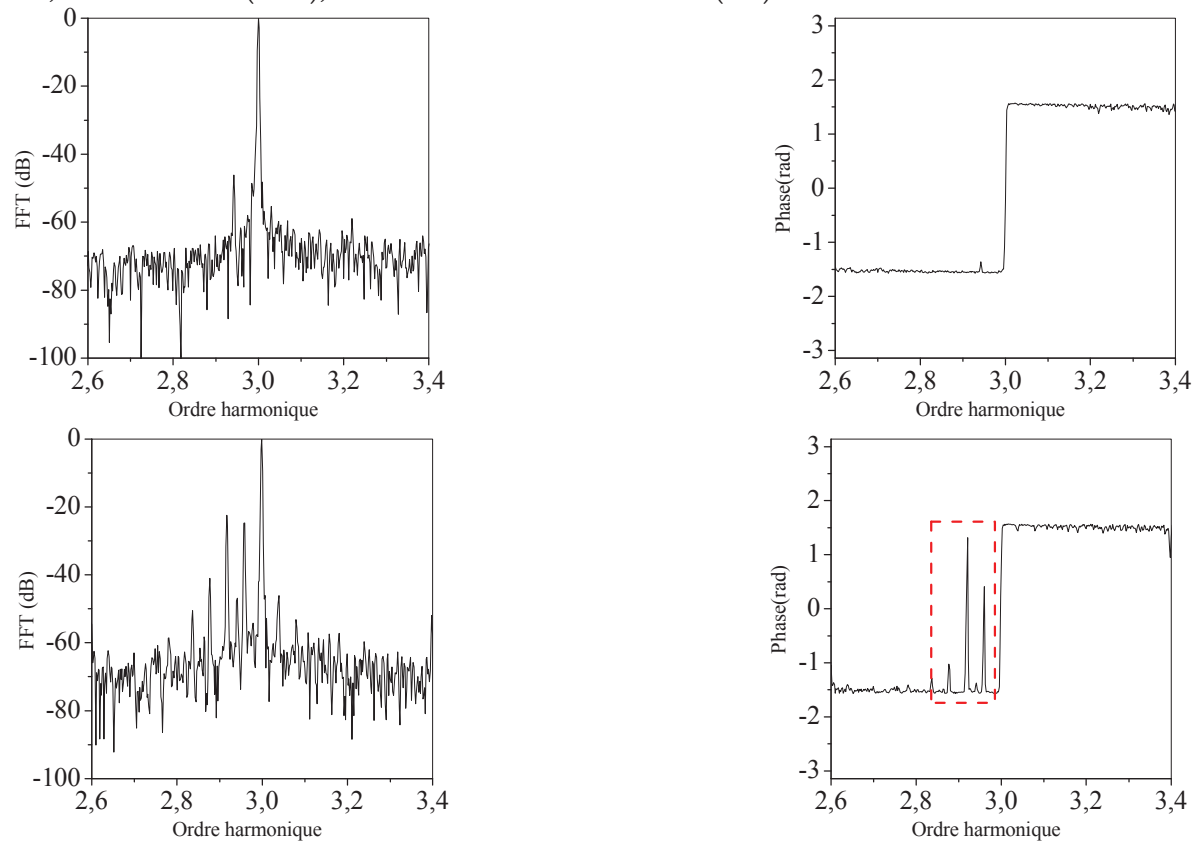


Fig. II.16 : Les spectres et phases de la tension entre neutres de la MAS₁ alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas).

TABLEAU II.3

Analyse par la phase de la FFT du courant statorique et la tension entre neutres de la machine asynchrone MAS₁ alimentée par réseau et par onduleur

Rotor	glissement	Signal	Fréquence théorique (Hz)	Ordre harmonique	Amplitude (rad)		Décision			
					Réseau	Onduleur	Pas de défaut		Défaut de rupture	
							Réseau	Onduleur	Réseau	Onduleur
S-25%*	s=2.4%	I_{sa}	$(1-2s)f_s$	0.95	-1,57	-1,47	+	x		
		V_{nm}	$(3-2s)f_s$	2.95	-1,39	-1,57	+	x		
			$(3-4s)f_s$	2.90	-1,57	-1.25	+	x		
1bc-25%	s=2.4%	I_{sa}	$(1-2s)f_s$	0.95	-1.15	-0.92	+	x		
		V_{nm}	$(3-2s)f_s$	2.95	-1.01	-1.10			+	x
			$(3-4s)f_s$	2.90	1,26	-0.44			+	x
1bc-50%	s=4.8%	I_{sa}	$(1-2s)f_s$	0.90	-1.57	-0.21	+			x
		V_{nm}	$(3-2s)f_s$	2.90	-0.66	-1.55			+	x
			$(3-4s)f_s$	8.61	-1.46	-1.49			+	x
1bc-100%	s=6.4%	I_{sa}	$(1-2s)f_s$	0.87	-1.01	-1.02			+	x
		V_{nm}	$(3-2s)f_s$	2.87	-1.20	-1.17			+	x
			$(3-4s)f_s$	8.48	-1.44	-1.44			+	x

* S-25%: rotor sain chargé à 25% , 1bc-25%: rotor défectueux avec 1 barre cassée chargé à 25% .

III- Conclusion

Dans ce chapitre nous avons présenté une étude comparative sur les signatures des défauts des barres rotoriques des machines asynchrones alimentées par le réseau ou par un onduleur. Ces signatures sont tirées d'une manière directe du spectre du courant de ligne et de la tension entre neutre de la machine et neutre de la source, ou par la transformation de la phase d'Hilbert appliquée sur le module de ces spectres.

L'évolution des signatures de diagnostic dans la phase de Hilbert de la tension entre neutres est plus sensible au défaut de rotor que les signatures de phase incluses dans le courant de ligne du stator, la transformée de la phase d'Hilbert se comporte comme un filtre des harmoniques liés au découpage MLI. On peut alors considérer que la tension entre neutres est plus significative et plus adéquate pour établir un diagnostic, et elle fera l'objet des deux derniers chapitres.

**Chapitre III : Diagnostic de la machine asynchrone
alimentée par un convertisseur installé directement sur la
machine**

I. Introduction

Aujourd'hui, les machines asynchrones sont plus fréquemment utilisées avec des onduleurs qui rendent le processus de diagnostic plus compliqué en raison des harmoniques supplémentaires occasionnés par le processus de commutation des semi-conducteurs. En outre, certains fabricants de machines asynchrones installent les convertisseurs statiques (c-à-d redresseur et onduleur) directement sur la machine. Cela conduit à plusieurs avantages, comme un gain en espace dans l'armoire de contrôle et la réduction de la longueur des câbles blindés pour moteur, mais d'autre part qui rend le courant statorique inaccessible pour le diagnostic.

Pour tenir compte de cette intégration, on propose dans ce chapitre d'analyser des courants d'alimentation du convertisseur (redresseur-onduleur) afin de faire la lumière sur des éléments particuliers qui peuvent être considérés comme de nouvelles signatures de diagnostic de ruptures de barres (Figure. III.1). Une formule pour couvrir ces signatures a été mise en évidence [76]. En plus de l'analyse du courant d'alimentation, nous allons voir l'évolution de la tension entre neutres. Les résultats expérimentaux confirment l'efficacité de cette étude.

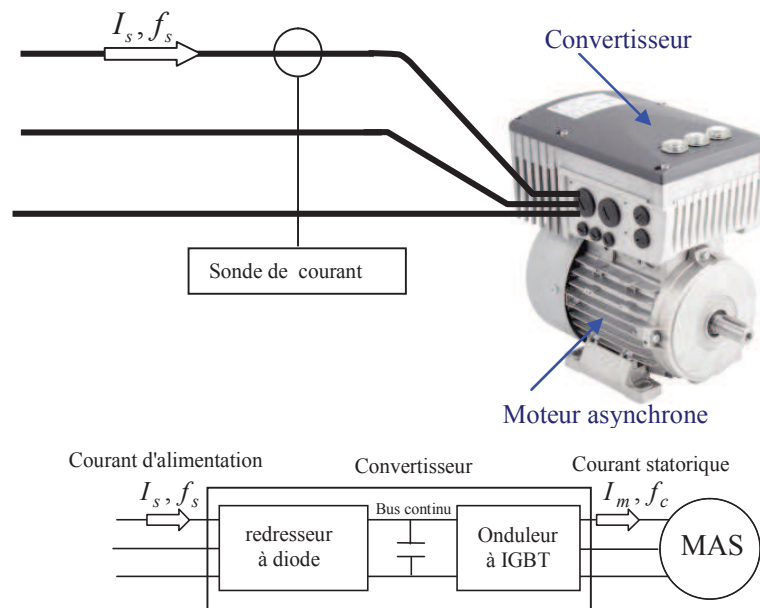


Fig. III.1 : Système d'alimentation d'une machine asynchrone par convertisseur

II. Analyse du courant de ligne

Les signatures de rupture de barre (II.1) et tenant compte de la fréquence du convertisseur peuvent être réécrites sous la forme suivante:

$$f_{bc} = [h \pm 2ks]f_c \quad (\text{III.1})$$

où h les harmoniques induits par le convertisseur $h = 1,3,5,7,\dots$, $k = 1,2,3,\dots$ un entier, f_c fréquence du convertisseur.

Et aussi, la présence des composantes fréquentielles dans le spectre du courant statorique, situées autour de tous les harmoniques d'encoches rotoriques (RSH) (équation I.25). Ces fréquences appliquées au convertisseur sont données par l'équation:

$$f_{sh} = \left[\frac{\lambda n_b}{p} (1-s) \pm 1 \pm 2ks \right] f_c \quad (\text{III.2})$$

II-1. Analyse des courants de la machine asynchrone MAS₁ avec P=1

Afin de comprendre les mécanismes de la rétropropagation des fréquences induites par le défaut de machine sur le courant d'alimentation du convertisseur, on a eu recours à un convertisseur indépendant de la machine et on a fait des prises de courants à trois niveaux (courant machine, courant du bus continu, courant d'alimentation).

La question principale est : qu'observe-t-on comme courant en amont du convertisseur ? Pour répondre à cette question, nous allons analyser chacun des trois courants en remontant depuis la machine vers la source.

La Figure III.2 montre le courant de ligne de la machine asynchrone avec une barre cassée travaillant avec un glissement $s = 0,11$ alimentée par un convertisseur dont la fréquence de découpage est de 10kHz. Il est si facile d'observer la différence de la forme d'onde du courant d'alimentation (I_s) dont la fréquence est celle du réseau $f_s = 50\text{Hz}$ et du courant statorique (I_m) dont la fréquence est celle du convertisseur $f_c = 15\text{Hz}$. Dans les zooms de ses deux courants, nous remarquons que pour une période du courant de machine (I_m) correspondent N_p périodes du courant d'alimentation (I_s).

Où $N_p = \frac{f_s}{f_c} = \frac{50}{15} = 3,33$ est le rapport entre les deux fréquences.

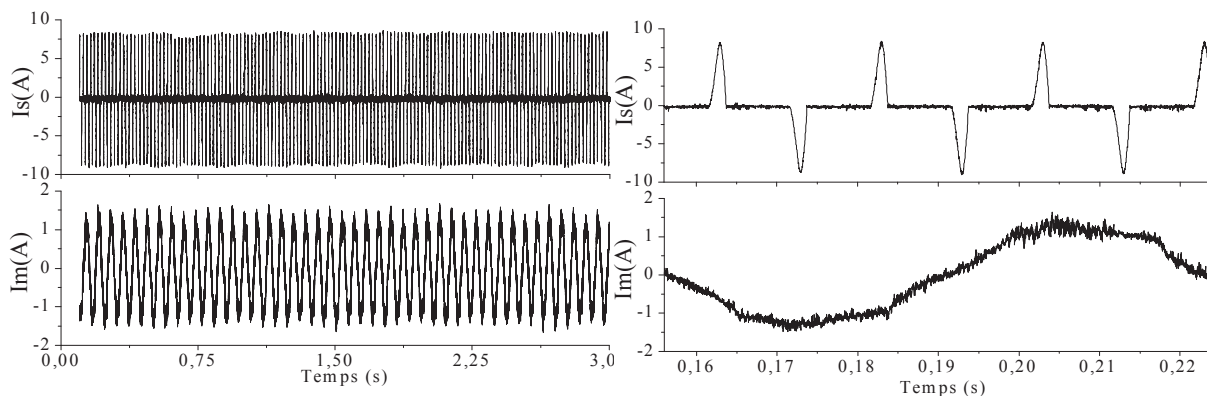


Fig. III.2 : Forme d'onde du courant de ligne (x 10 - à cause de l'atténuation de la sonde) machine avec une barre cassée au rotor, de haut en bas, courant d'alimentation (de source : I_s) et courant statorique (de machine : I_m)

En figures III.3 et III.4 sont représentés les spectres du courant statorique et ses zooms autour des harmoniques impaires de la machine asynchrone alimentée par convertisseur à $f_c = 15Hz$.

D'une part, la machine asynchrone avec une barre cassée, on peut observer en plus du fondamental, de nouvelles composantes $(1 \pm 2ks)f_c$ données par l'équation (III.1) en prenant $h = 1$.

D'autre part, en plus des composants harmoniques dus à l'effet d'ondulation de la vitesse qui sont en concordance avec $(h \pm 2ks)f_c$ décrits par l'équation (III.1). On peut aussi voir l'augmentation de l'amplitude des composants harmoniques impairs $h = 3, 5, 7, 9, 11$. Certains de ces composants harmoniques sont aussi présents, même dans le cas du moteur sain et cela est probablement dû à une asymétrie inhérente à la fabrication.

Nous remarquons une augmentation de l'amplitude de façon claire des trois couples de fréquences $((3-2s)f_c, (3-4s)f_c)$, $((5-4s)f_c, (5-6s)f_c)$ et $((7-6s)f_c, (7-8s)f_c)$ autour des 3^{ème}, 5^{ème} et 7^{ème} harmoniques. Ces composants harmoniques ne sont pas présents dans le cas de la machine saine, et on peut aussi les considérer comme des signatures de défaut pour les ruptures de barres. Toutefois, leur exploitation reste un peu difficile.

En figures III.5 et III.6 sont représentés les spectres du courant d'alimentation par convertisseur (redresseur et onduleur) de la machine asynchrone, dans le cas sain et avec une barre cassée. On peut aussi observer qu'en plus de la composante fondamentale de nouvelles fréquences apparaissent. On peut aussi voir l'augmentation de l'amplitude d'autres composantes fréquentielles autour des harmoniques impaires $h = 3, 5, 7, \dots$. Ces harmoniques sont principalement générés par le redresseur.

En figure III.7 sont représentés les spectres du courant statorique et du courant d'alimentation en amont du convertisseur avec $f_c = 20Hz$. On peut aisément voir les mêmes fréquences qui apparaissent dans les figures III.4 et III.6 (voir tableau III.1)

En figure III.8 sont représentés les spectres du courant traversant le bus continu (pris en amont du condensateur) dans le cas sain et avec une barre cassée. On peut observer l'augmentation de l'amplitude de la fréquence $2sf_c = 3,17Hz$.

Nous soulignons en particulier l'absence des harmoniques d'encoches rotoriques dans le spectre du courant d'alimentation du convertisseur, ceux-ci sont filtrés par le condensateur du bus continu.

Pour justifier notre approche, nous avons fait plusieurs essais sur la machine asynchrone avec différentes fréquences du convertisseur. Vu la similitude des résultats expérimentaux nous en avons retenu que deux essais avec une alimentation par convertisseur à $f_c = 15Hz$ et $f_c = 20Hz$.

À partir des résultats résumés dans les tableaux III.1 et III.2, on peut déduire que les harmoniques dans le courant d'alimentation du convertisseur sont modulés par le double de la fréquence des courants rotoriques $2sf_c$. Cependant, les nouvelles fréquences harmoniques induites dans le courant de l'alimentation en amont du convertisseur sont données par l'équation suivante:

$$f_{bcs} = hf_s \pm 2ksf_c \quad (\text{III.3})$$

Nous pouvons réécrire l'équation (III.2), en introduisant un nouveau terme:

$$f_{bcs} = (h \pm 2kms) f_s \quad (\text{III.4})$$

Où m est le rapport entre la fréquence du convertisseur et la fréquence de l'alimentation du redresseur:

$$m = \frac{f_c}{f_s} \quad (\text{III.5})$$

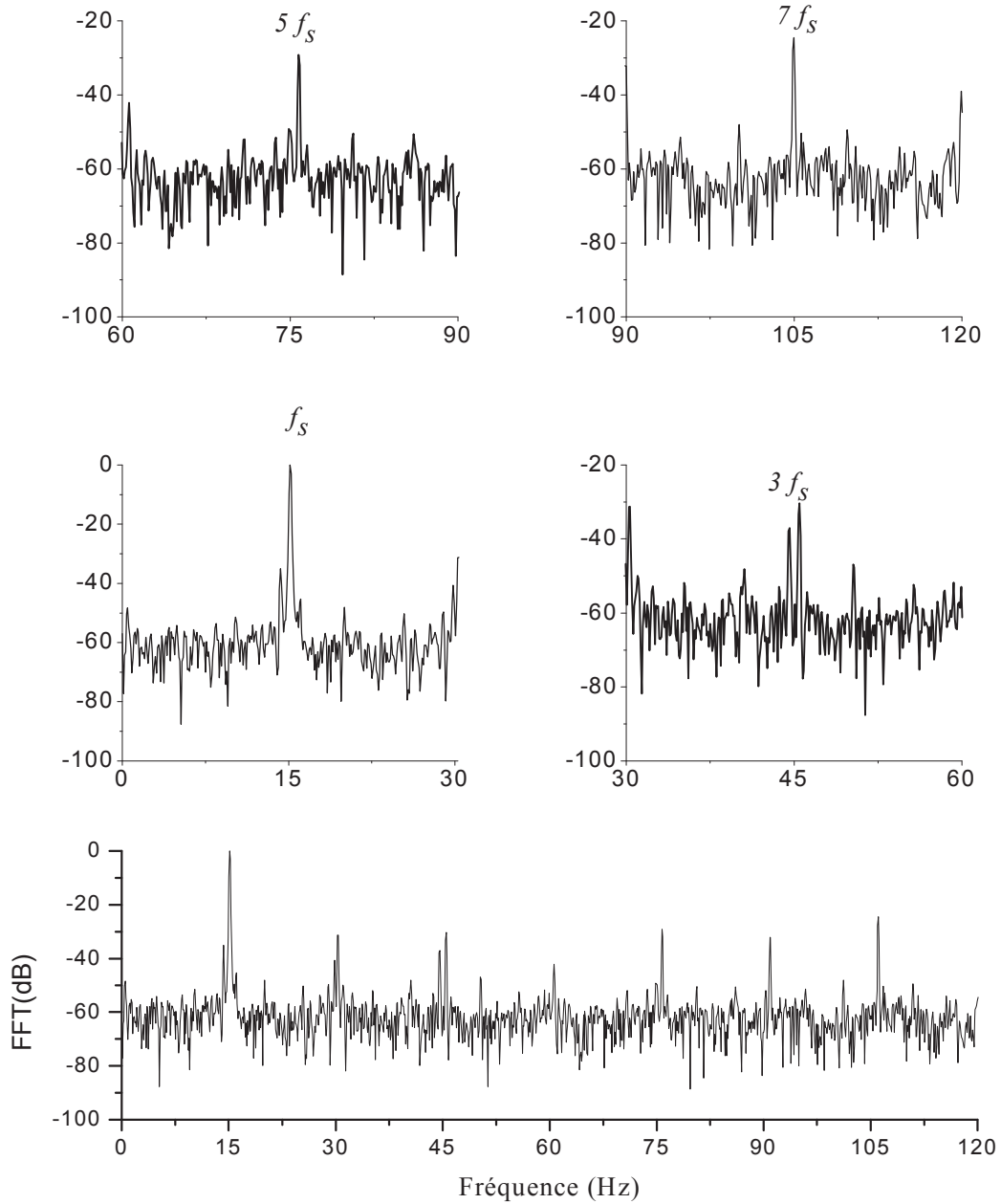


Fig. III.3: Spectre du courant statorique machine MAS₁ saine 50% de charge

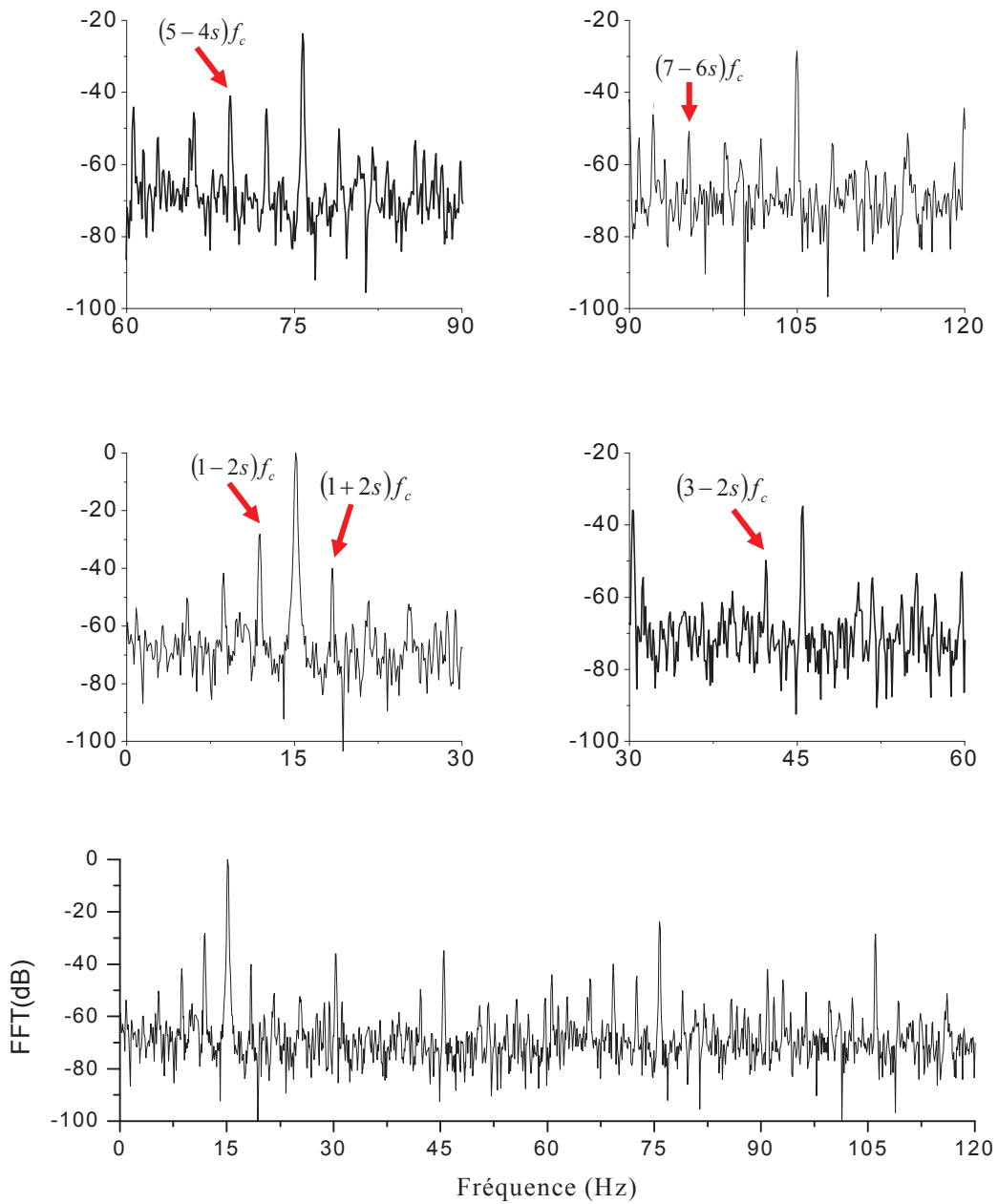


Fig. III.4: Spectre du courant statorique, machine MAS₁ avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge

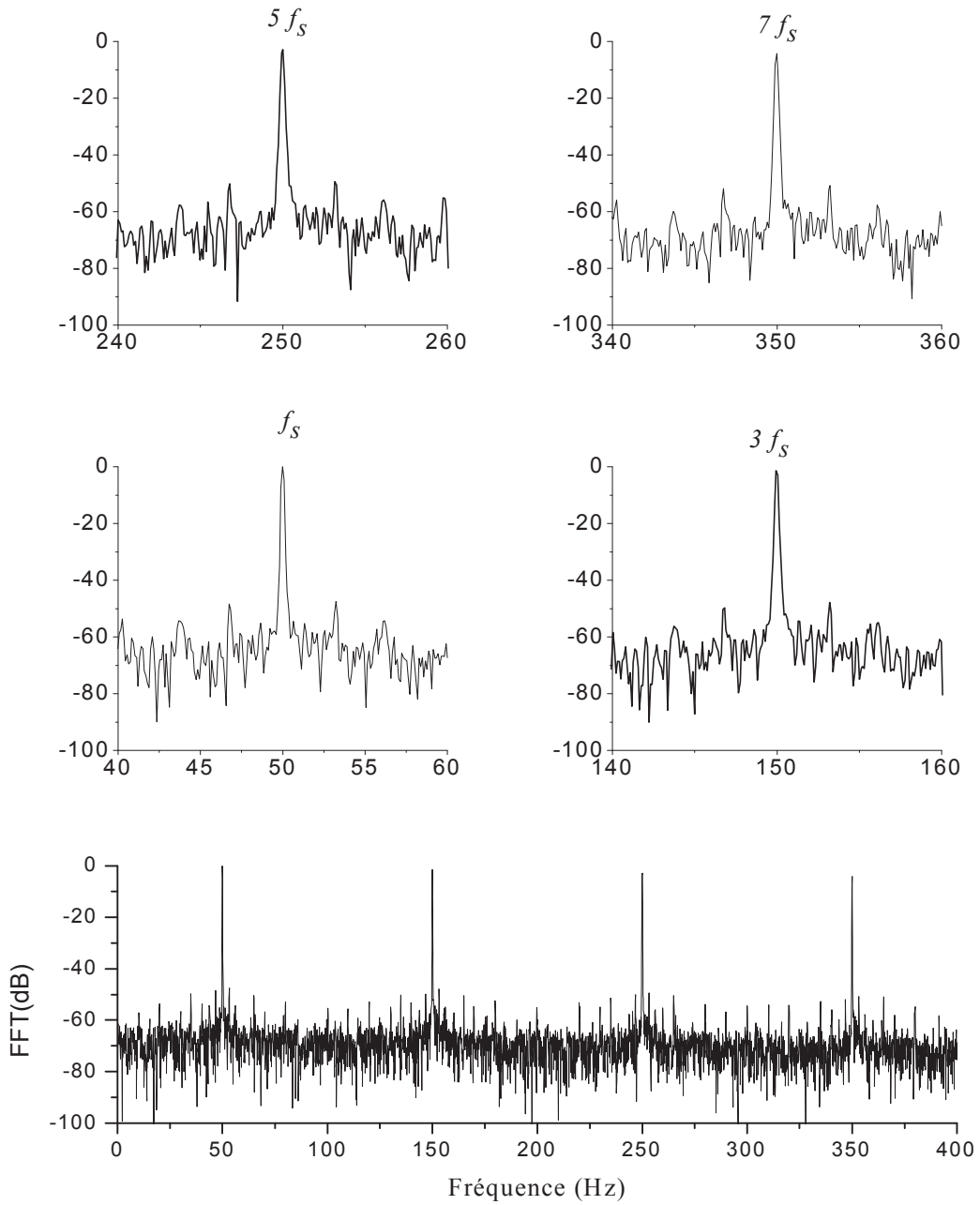


Fig. III.5: Spectre du courant d'alimentation (côté réseau), machine MAS₁ saine à 50% de charge

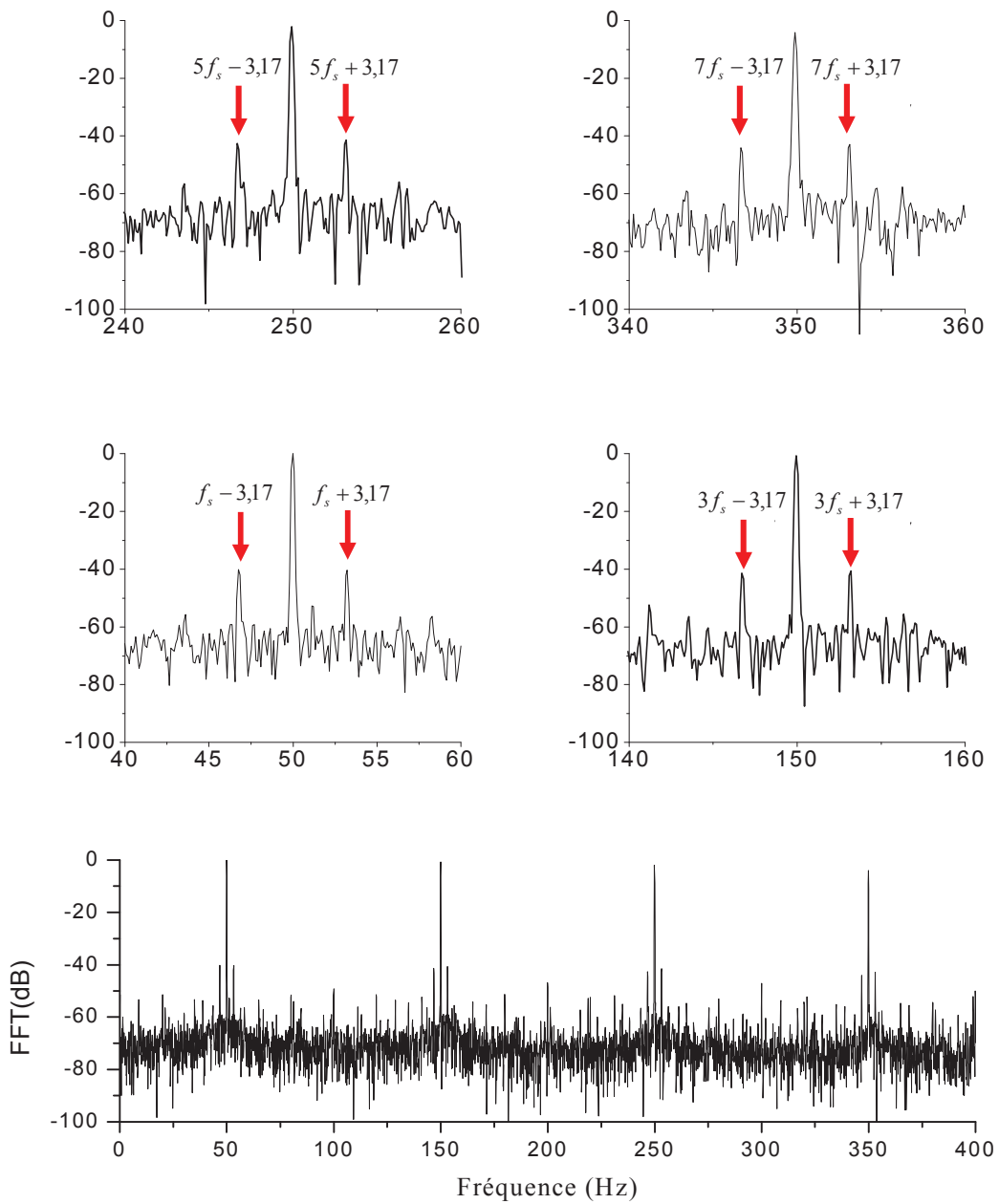


Fig. III.6: Spectre du courant d'alimentation, machine MAS₁ avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge

Tableau III.1

symboles	modulation	$f_{bc}(Hz)$	Formules	Amplitudes (dB)	
				MAS _i	
				Machine saine	Barre cassée
1	$2sf_c = 3.17Hz$ Pour $f_c = 15 Hz$	$15-3.17=11.83$	$(1-2s)f_c = f_c - 2sf_c$	-57.93	-28.12
2		$15+3.17=18.17$	$(1+2s)f_c = f_c + 2sf_c$	-59.20	-40.01
I		$50-3.17=46.83$	$f_s - 2sf_c$	-48.39	-40.11
II		$50+3.17=53.17$	$f_s + 2sf_c$	-47.50	-40.29

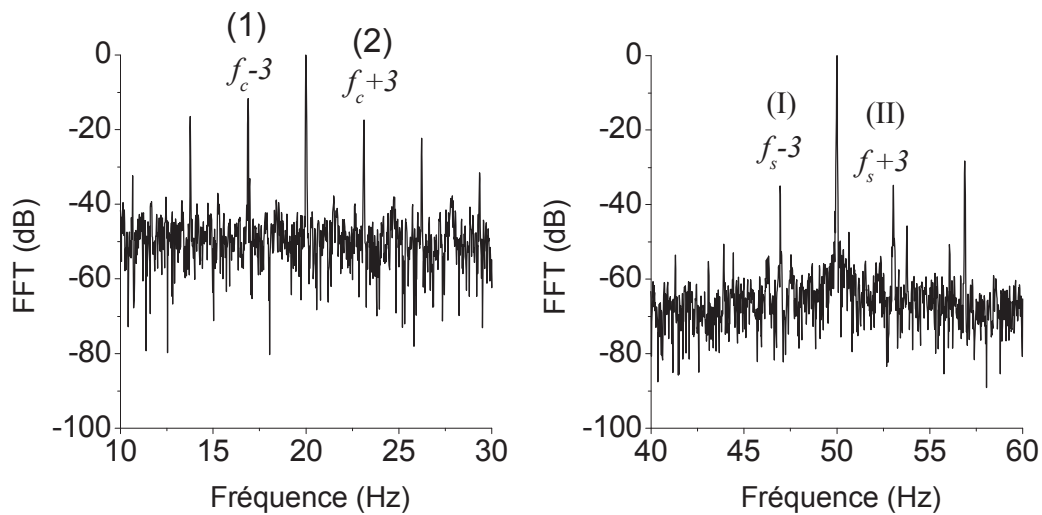


Fig. III.7: Spectre du courant d'alimentation, machine MAS_i avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge, avec $f_c = 20Hz$

Tableau III.2

symboles	modulation	$f_{bc}(Hz)$	Formules
1	$2sf_c = 3Hz$ Pour $f_c = 20 Hz$	$20-3=17$	$f_c - 2sf_c$
2		$20+3=23$	$f_c + 2sf_c$
I		$50-3=47$	$f_s - 2sf_c$
II		$50+3=53$	$f_s + 2sf_c$

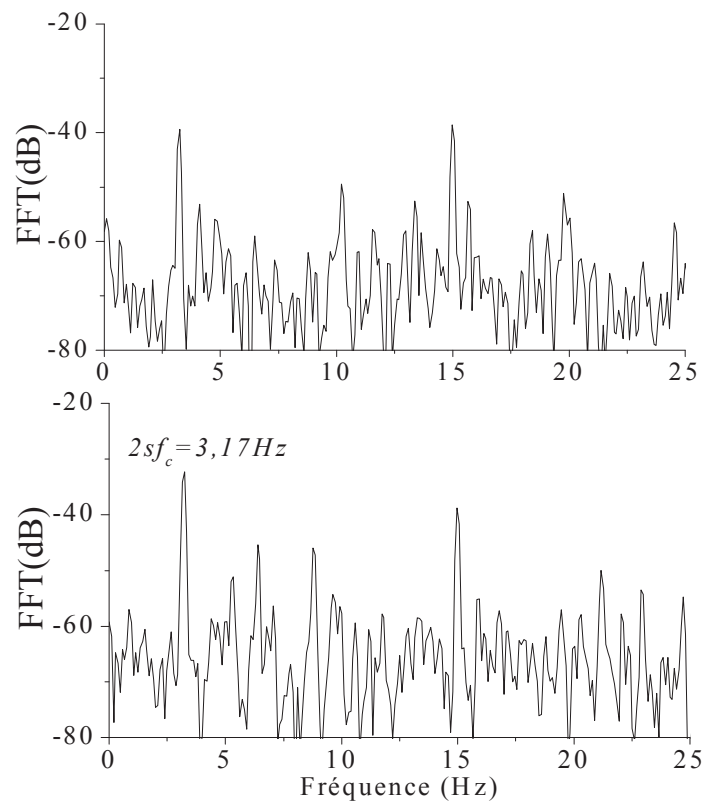


Fig. III.8: Spectre du courant du bus continu en amont du condensateur, machine MAS_1 à 50% de charge, de haut en bas, machine saine, machine avec 1 barre cassée au rotor

II.2- Analyse des courants de la machine asynchrone MAS_3 avec $P=2$

Afin d'asseoir notre démarche, nous avons jugé utile de diversifier les machines asynchrones. La machine asynchrone MAS_3 avec laquelle nous allons travailler est à 2 paires de pôles $P=2$.

Les figures III.9 et III.10 représentent le spectre du courant du statorique de la deuxième machine asynchrone MAS_3 avec une barre cassée alimenté par convertisseur à $f_c = 40Hz$. On observe les mêmes composantes fréquentielles induites dans la machine asynchrone MAS_1 c'est-à-dire les fréquences modulées à $2sf_c$, et dont les résultats sont résumés dans le tableau III.3.

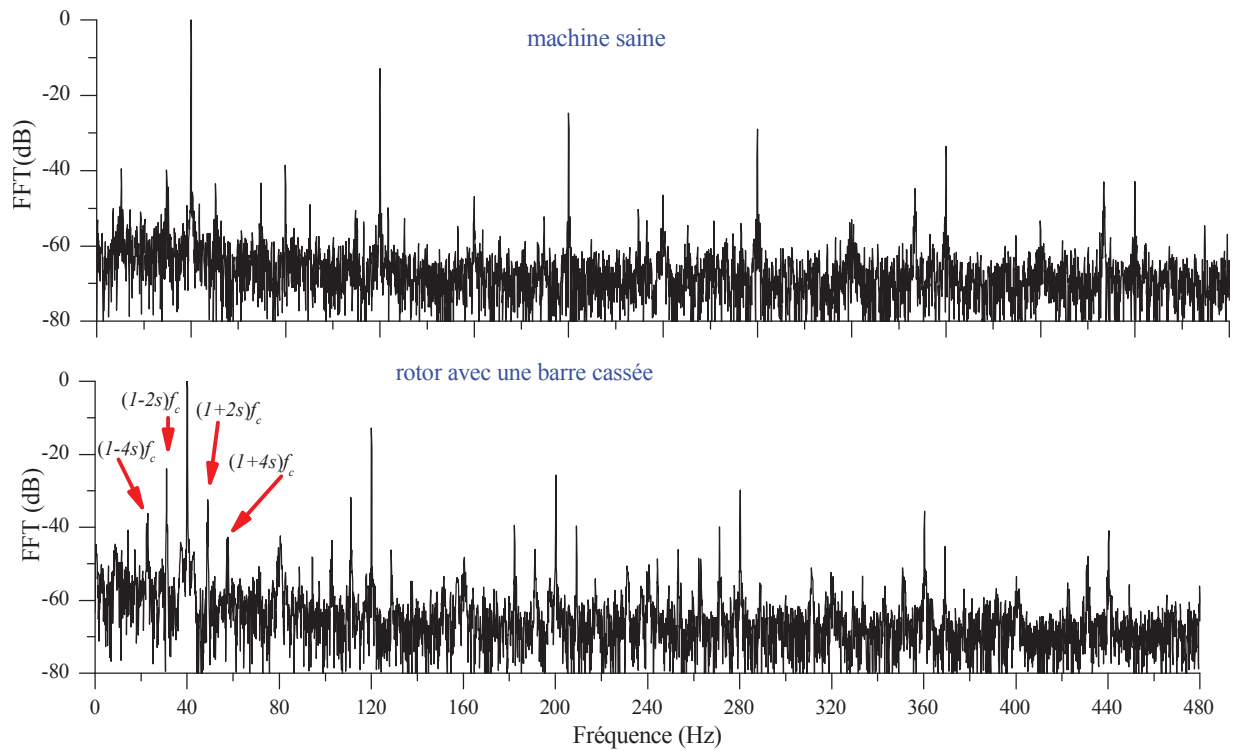


Fig. III.9: Spectre du courant statorique, machine MAS₃. De haut en bas, machine saine et machine avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge

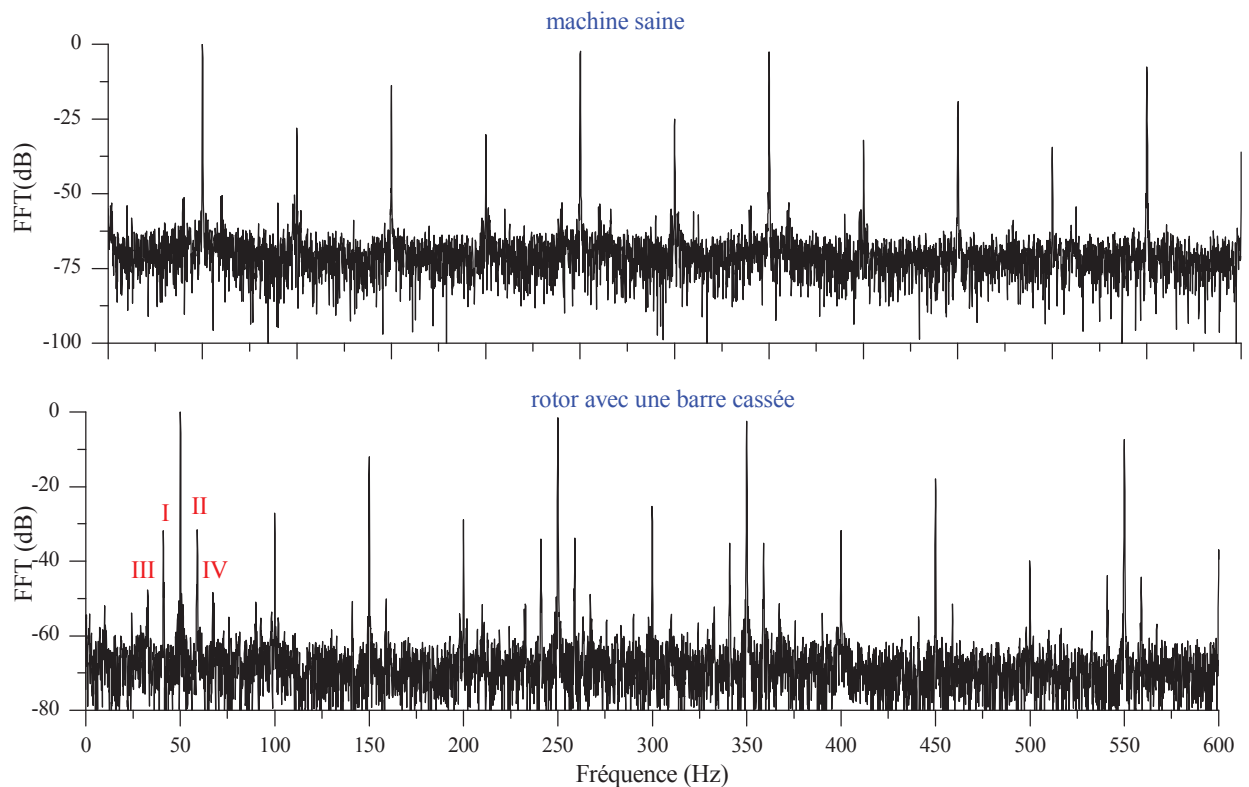


Fig. III.10: Spectre du courant d'alimentation, machine MAS₃. De haut en bas, machine saine et machine avec 1 barre cassée au rotor à 50% de charge

Tableau III.3

symbole	Formule	f_{bc} (Hz) Pour $f_c = 40$ Hz	Amplitude (dB)	
			MAS ₃	
			Machine saine	Barre cassée
1	$(1-2s)f_c$	31	-39.93	-23.92
2	$(1+2s)f_c$	49	-43.45	-32.44
I	$(1-2kms)f_s = f_s - 2sf_c$	41	-51.21	-31.82
II	$(1+2kms)f_s = f_s + 2sf_c$	59	-50.61	-31.65

III. Analyse par la tension entre neutres

Les constructeurs de machines peuvent donner accès au neutre de la machine asynchrone même si celle-ci est alimentée par un onduleur monté directement (Figure. III.10). Dans ce cas la tension entre neutres peut être mesurée et analysée. Toutefois, d'après les résultats expérimentaux, et contrairement au courant, les composants harmoniques à considérer en cas de rupture de barres font intervenir seulement la fréquence du convertisseur.

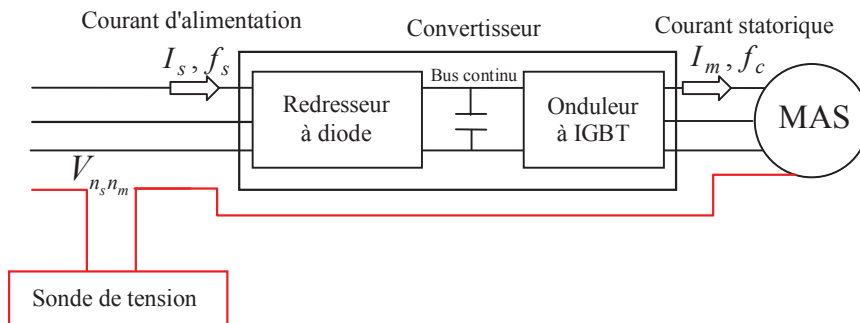


Fig. III.11 : Système d'alimentation d'une machine asynchrone par convertisseur avec neutre sorti.

Les composants harmoniques avec leurs fréquences relatives f_h (I.27) sont de nouveau donnés par :

$$f_{sh} = [3h - (3h - 1)s \pm 2ks]f_c \quad (\text{III.4})$$

avec: $h = 1, 3, 5, 7, \dots$, $k = 0, 1, 2, \dots$

Les figures III.12 et III.13 représentent les spectres fréquentiels de la tension entre neutres dans le cas sain de la machine MAS₃ alimentée par convertisseur. On peut remarquer l'apparition des multiples de l'harmonique 3 tels que décrits l'équation (III.4) avec $h = 1, 3, 5, 7$. On remarque la présence des fréquences induites par le défaut mais de faible amplitude pour les harmoniques 3 et 21 un peu plus conséquentes pour les harmoniques 9 et 15.

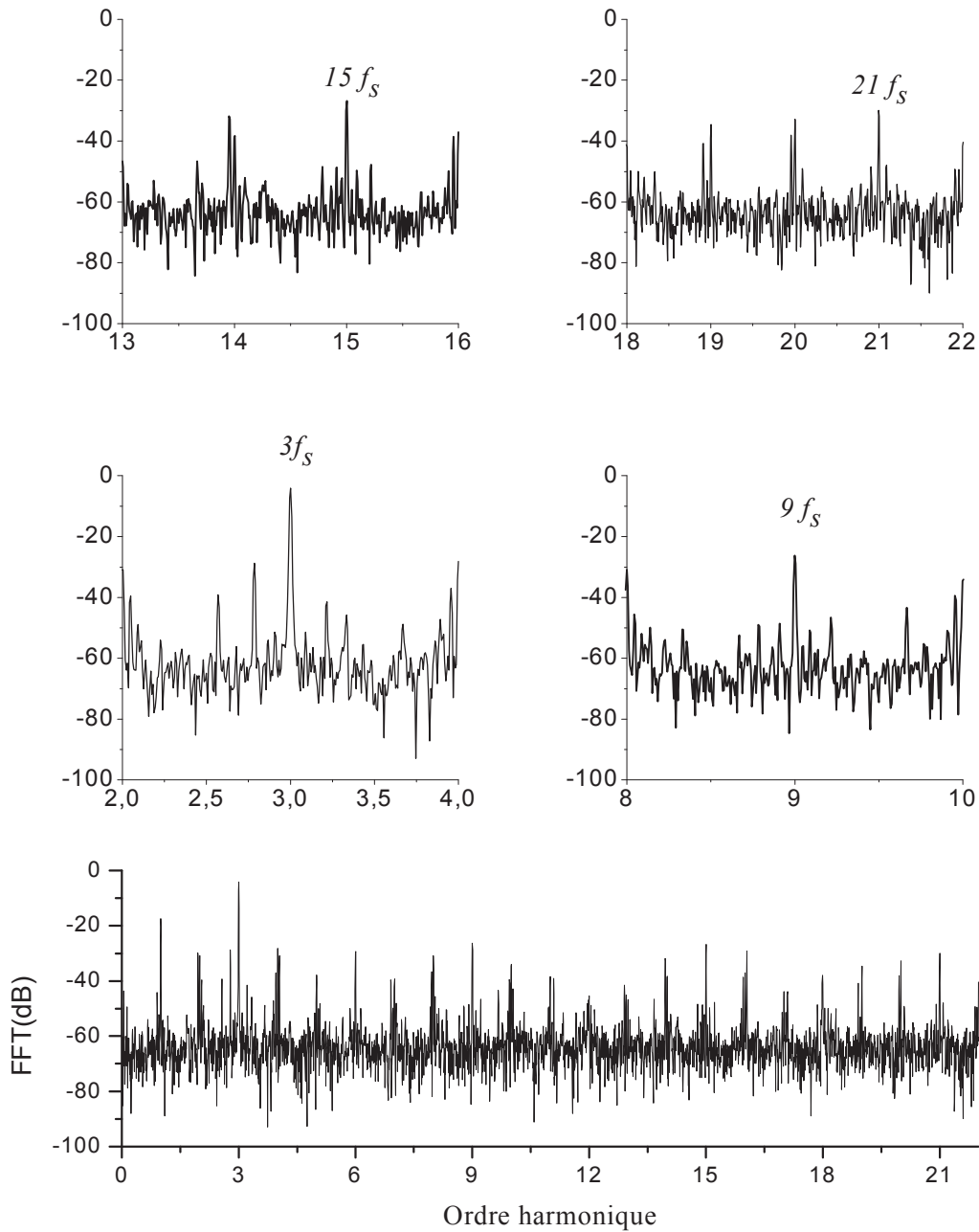


Fig. III.12: Spectre de la tension entre neutres, machine MAS₁ saine à 50% de charge

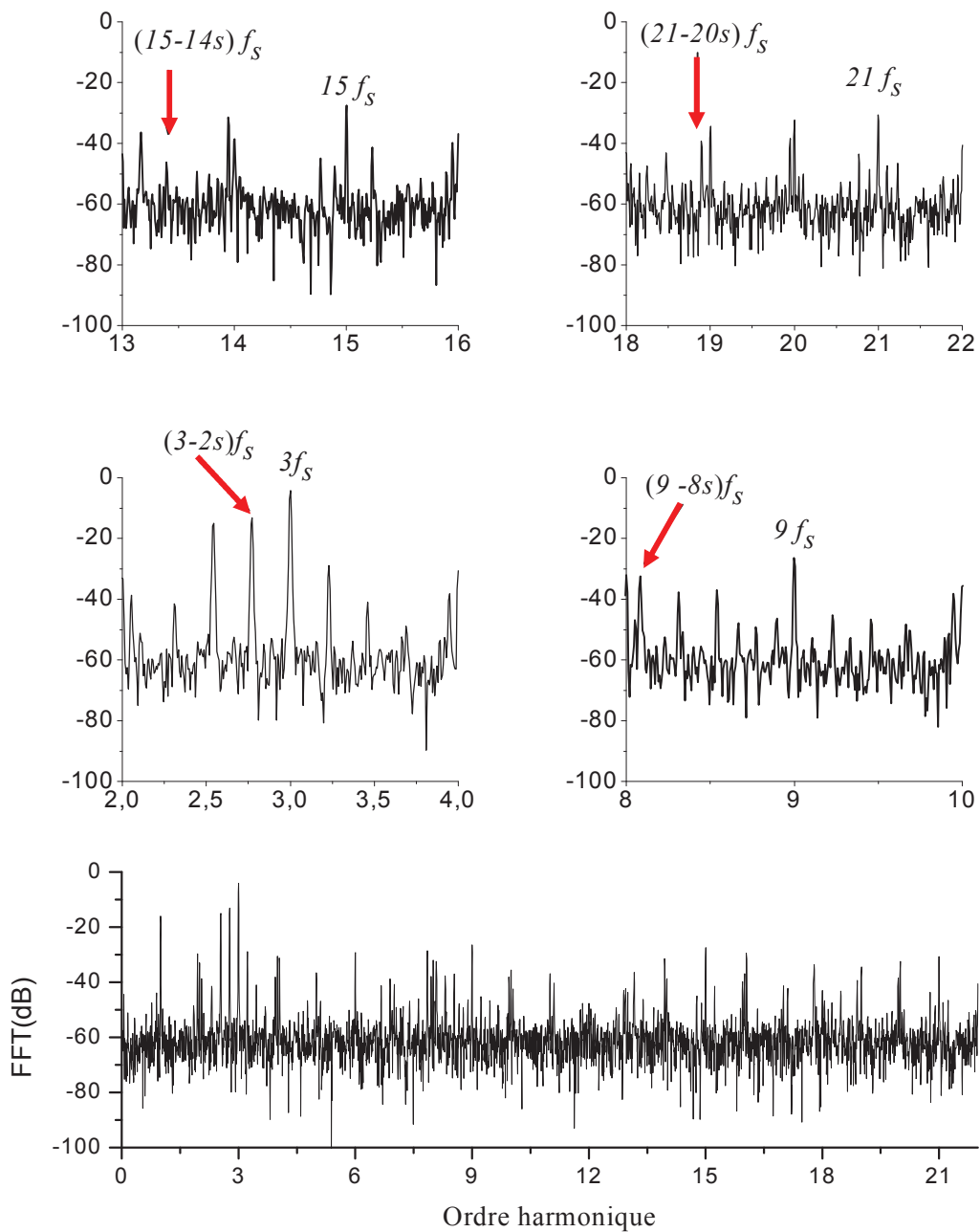


Fig. III.13: Spectre de la tension entre neutres, machine MAS₁ à 50% de charge avec une barre cassée au rotor

IV. Conclusions

Dans ce chapitre on a introduit une nouvelle approche, basée sur l'analyse spectrale des courants de l'alimentation par le réseau du convertisseur (redresseur-onduleur) pour détecter l'apparition de ruptures de barres au rotor dans les machines asynchrones, les fréquences harmoniques $f_{bcs} = (h \pm 2kms) f_s$ dans le courant alimentant le redresseur sont présentées comme des signatures pour un diagnostic efficace de ce défaut.

Ces dernières sont particulièrement importantes pour le processus de diagnostic lorsque le convertisseur est monté directement sur la machine sans possibilité d'accès au courant du stator. Une étude théorique sur ce cas de diagnostic a été faite (modélisation et étude analytique) et a confirmé les résultats attendus.

D'autres travaux en perspective concernent l'utilisation de cette approche et l'exploitation du courant du bus continu de l'onduleur, pour le diagnostic d'autres types de défauts qui peuvent survenir dans les machines asynchrones. Quant à l'étude théorique des défauts mécaniques dans la machine, elle est en cours de développement.

**Chapitre IV : Modélisation de la machine asynchrone avec
prise en compte de la tension entre neutres et des
harmoniques d'espace**

I- Introduction

Nous abordons dans le présent chapitre la modélisation de la machine à induction à des fins spécifiques, le diagnostic.

La répartition réelle des bobines dans les encoches est loin d'être sinusoïdale, et en conséquence la force magnétomotrice aussi. De cette déformation naissent des champs harmoniques dits «de distribution spatiale» en image de la géométrie réelle de la machine. Cela nous conduit à considérer de la manière la plus précise possible, l'évolution des différentes inductances.

En prenant le choix de la modélisation par le biais de développement analytique, l'approche de la fonction d'enroulement (WFA- Winding Function Approach) est la mieux placée pour répondre à nos exigences [77, 78, 79].

II- Mise en équation du modèle :

Considérons une machine à induction à cage d'écureuil ayant au stator trois enroulements identiques et symétriques. Chacun de ces enroulements est traité en tant qu'enroulement séparé. (Figure IV.1 (a)).

Le rotor est considéré comme un circuit maillé, c'est-à-dire constitué d'un nombre (n_b) de barres identiques et équidistantes court-circuitées aux deux extrémités par deux anneaux identiques (Figure. IV.1 (b)).

La machine est supposée en régime linéaire (non saturée), sans pertes fer, ni effet de peau avec un entrefer lisse.

II.1- Les équations électriques : les tensions statoriques et rotoriques

Les équations primaires de la machine à induction peuvent être écrites sous la forme matricielle suivante :

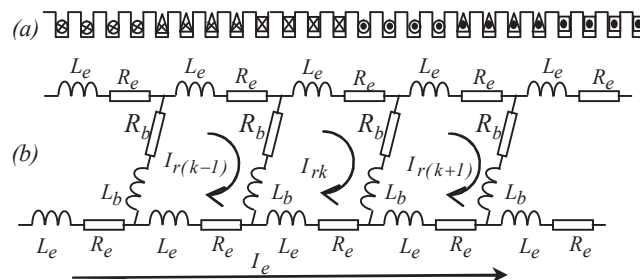


Fig. IV.1 : Structure du stator (a) et du rotor (b).

$$[V_s] = [R_s] \cdot [i_s] + \frac{d}{dt} [\psi_s] \quad (\text{IV.1})$$

Les tensions rotoriques sont données par :

$$\begin{bmatrix} [V_r] \\ [V_e] \end{bmatrix} = [0] = \begin{bmatrix} [R_r] & R_e \\ R_e \mathbb{L} & n_b R_e \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [i_r] \\ [i_e] \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} [\psi_r] \quad (\text{IV.2})$$

Le flux statorique :

$$[\psi_s] = [L_s] \cdot [i_s] + [L_{sr}] \cdot [i_r]$$

Le flux rotorique :

$$[\psi_r] = \begin{bmatrix} [\psi_{nr}] \\ \psi_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [L_{rs}] \cdot [i_s] \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} [L_r] & L_e \\ L_e \mathbb{L} & n_b L_e \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [i_r] \\ [i_e] \end{bmatrix} \quad (\text{IV.3})$$

avec :

$$[V_s] = [V_{sa} \quad V_{sb} \quad V_{sc}]^t \quad \text{Vecteur des tensions statoriques}$$

$$\begin{bmatrix} [V_r] \\ [V_e] \end{bmatrix} = [V_{r1} \quad V_{r2} \quad \dots \quad V_{rn_b} \quad V_e]^t = [0] \quad \text{Vecteur des tensions rotoriques}$$

$[i_s] = [i_{sa} \quad i_{sb} \quad i_{sc}]^t$ et $[\psi_s] = [\psi_{sa} \quad \psi_{sb} \quad \psi_{sc}]^t$ Les courants et flux des différents enroulements statoriques.

$[i_r] = [i_{r1} \quad \dots \quad i_{rn_b}]^t$, $[\psi_r] = [\psi_{r1} \quad \dots \quad \psi_{rn_b}]^t$ Les courants et flux des différentes mailles rotoriques.

$[R_s]$ et $[R_r]$ représentent les matrices des résistances statoriques et rotoriques respectivement.

$$[R_s] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \quad (\text{IV.4})$$

$[R_r]$ est une matrice symétrique de dimensions $(n_b \times n_b)$ représentant les différentes mailles rotoriques, où R_b est la résistance d'une barre et R_e d'une portion d'anneau de court-circuit

$$[R_r] = \begin{bmatrix} 2(R_b + R_e) & -R_b & 0 & \dots & -R_b \\ -R_b & 2(R_b + R_e) & -R_b & \dots & 0 \\ 0 & -R_b & 2(R_b + R_e) & \ddots & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ -R_b & 0 & 0 & \dots & 2(R_b + R_e) \end{bmatrix} \quad (\text{IV.5})$$

$[L_s]$ est la matrice des inductances propres statoriques de dimensions (3×3) dont les paramètres sont les inductances propres de chaque phase L_{si} et les mutuelles entre phases statoriques L_{sisj}

$$[L_s] = \begin{bmatrix} L_{sa} & L_{sasb} & L_{sasc} \\ L_{sbsa} & L_{sb} & L_{sbsc} \\ L_{scsa} & L_{scsb} & L_{sc} \end{bmatrix} \quad (IV.6)$$

$[L_r]$ est la matrice des inductances rotoriques de dimensions $(n_b \times n_b)$ composées par l'inductance de fuite d'une barre L_b et l'inductance d'une portion de l'anneau de court-circuit L_e , en plus insérant les inductances propres aux mailles L_{mr} et les inductances mutuelles L_{rirj} entre la maille i et la maille j .

$$[L_r] = \begin{bmatrix} L_{mr} + 2(L_b + L_e) & L_{r1r2} - L_b & L_{r1r3} & \cdots & L_{r1rn_b} - L_b \\ L_{r2r1} - L_b & L_{mr} + 2(L_b + L_e) & L_{r2r3} - L_b & \cdots & L_{r2rn_b} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ L_{rn_br1} - L_b & L_{rn_br2} & L_{rn_br3} & \cdots & L_{mr} + 2(L_b + L_e) \end{bmatrix} \quad (IV.7)$$

Les matrices $[L_{sr}]$ et $[L_{rs}] = [L_{sr}]^t$ sont de dimensions $(3 \times n_b)$ et $(n_b \times 3)$ respectivement, comprenant les inductances mutuelles entre les enroulements statoriques et les mailles rotoriques.

$$[L_{sr}] = \begin{bmatrix} [M_{sr}] & [0]_{3 \times 1} \end{bmatrix} \quad (IV.8)$$

où

$[M_{sr}]$ est une matrice de dimensions $3 \times n_b$

$$[M_{sr}] = \begin{bmatrix} L_{sar1} & L_{sar2} & \cdots & \cdots & L_{sar(n_b-1)} & L_{sar(n_b)} \\ L_{sbr1} & L_{sbr2} & \cdots & \cdots & L_{sbr(n_b-1)} & L_{sbr(n_b)} \\ L_{scr1} & L_{scr2} & \cdots & \cdots & L_{scr(n_b-1)} & L_{scr(n_b)} \end{bmatrix} \quad (IV.9)$$

En tenant compte de la tension de neutre-neutre v_n , les équations primaires statoriques (IV.1) deviennent :

$$[V_s] = [R_s] \cdot [i_s] + \frac{d}{dt} [\psi_s] + [v_n] \quad (IV.10)$$

d'où la tension de neutre v_n est donnée par :

$$v_n = v_{sa} - R_s \cdot i_{sa} - \frac{d\psi_{sa}}{dt} \quad (IV.11)$$

Comme on ne peut pas déduire d'une manière directe la tension neutre, il est nécessaire de mettre les équations statoriques du modèle sous la forme de tension entre phases :

$$\begin{pmatrix} v_{sab} \\ v_{sbc} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_s & -R_s \\ R_s & 2R_s \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} i_{sa} \\ i_{sb} \end{pmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} \psi_{sab} \\ \psi_{sbc} \end{pmatrix} \quad (\text{IV.12})$$

où $v_{sxy} = v_{sx} - v_{sy}$ et $\psi_{sxy} = \psi_{sx} - \psi_{sy}$
avec $x, y = a, b, c$ et $x \neq y$.

II.3- Équations mécaniques :

L'équation mécanique du mouvement dépend des caractéristiques de la charge qui peut différer largement d'une application à une autre. Nous supposons que le couple qui s'oppose à celui produit par la machine consiste seulement en un couple dû à l'inertie du rotor et un couple externe de charge qui est connu explicitement. L'équation mécanique du mouvement est donnée par :

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{p}{J} (\Gamma_e - \Gamma_r) \quad (\text{IV.13})$$

$$\frac{d\theta}{dt} = \omega \quad (\text{IV.14})$$

où Γ_e est le couple électromagnétique produit par la machine, Γ_r le couple de charge et ω est la vitesse électrique de rotor, p est le nombre de paire de pôles, et J est le moment d'inertie.

En utilisant le principe de base de la conversion d'énergie, le couple développé par la machine Γ_e peut être obtenu en considérant la variation de la co-énergie " W_{co} ".

$$\Gamma_e = [i_s]^t \cdot \frac{\partial}{\partial \theta_r} [L_{sr}] \cdot [i_r] \quad (\text{IV.15})$$

III- Modélisation des différentes inductances

III.1- L'approche de la fonction d'enroulement (WFA)

Afin de parvenir à l'expression de la fonction d'enroulement, nous reprenons les mêmes étapes que celles de [80]

À partir d'une machine élémentaire (Figure IV.2) nous développerons la stratégie de calcul de l'inductance mutuelle entre deux enroulements statoriques (a) et (b) en supposant la perméabilité relative du fer infiniment grande.

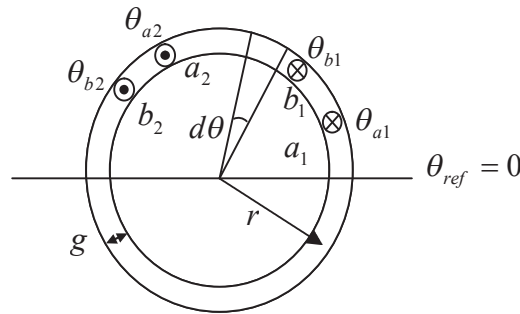


Fig. IV.2 : Représentation schématique d'une machine élémentaire.

θ est le référentiel statorique, g est l'épaisseur de l'entrefer, l et r sont respectivement la longueur du rotor et le rayon moyen de l'entrefer ;

La fonction d'enroulement représente la fmm le long de l'entrefer due au courant i_a traversant l'enroulement (a), est telle que :

$$F_a(\theta) = N_a(\theta) \cdot i_a \quad (IV.16)$$

Le flux embrassant le deuxième enroulement (b) dû au courant i_a traversant l'enroulement (a) est lié à la fmm par l'équation :

$$\Phi = F \cdot P \quad (IV.17)$$

où P est la perméance de l'entrefer limitée par la longueur (l) du circuit magnétique et la section (S) de l'enroulement (a) ;

$$\text{avec } P = \frac{\mu \cdot S}{g} \quad (IV.18)$$

et F est la fmm à travers la longueur (l).

De ce qui précède le flux élémentaire traversant l'entrefer du rotor au stator à travers un volume donné ($r d\theta$) $\cdot l$ est :

$$d\phi = F_a(\theta) \mu_0 r l \frac{d\theta}{g} \quad (IV.19)$$

En considérant que l'enroulement (b) à n_b spires (où $n_b(\theta)$ est la fonction de distribution de l'enroulement (b)) nous pouvons calculer le flux élémentaire embrassant l'enroulement (b) qui est dû au courant i_a parcourant l'enroulement (a) :

$$d\phi_{ba} = \frac{\mu_0 r l}{g} i_a n_b(\theta) N_a(\theta) d\theta \quad (\text{IV.20})$$

Pour avoir le flux total embrassé par l'enroulement (b) il faut intégrer l'expression (IV.20) le long de la surface intérieure du stator c'est-à-dire de 0 à 2π

$$\phi_{ba} = \frac{\mu_0 r l}{g} i_a \int_0^{2\pi} n_b(\theta) N_a(\theta) d\theta \quad (\text{IV.21})$$

sachant que $L = \phi/i$ donc l'inductance mutuelle L_{ba} est le rapport du flux embrassant l'enroulement (b) par le courant i_a parcourant l'enroulement (a) :

$$L_{ba} = \frac{\phi_{ba}}{i_a} = \frac{\mu_0 r l}{g} \int_0^{2\pi} n_b(\theta) N_a(\theta) d\theta \quad (\text{IV.22})$$

À partir de l'expression ci-dessus nous pouvons généraliser le calcul de l'inductance mutuelle entre deux circuits qu'ils soient fixes ou tournants (enroulements i et j d'une machine à induction) :

$$L_{ij}(\theta) = \frac{\mu_0 r l}{g} \int_0^{2\pi} n_i(\theta, \theta_r) N_j(\theta, \theta_r) d\theta \quad (\text{IV.23})$$

où θ_r est la position angulaire du rotor par rapport à l'axe de référence statorique, θ est une position angulaire particulière le long de surface intérieure de stator.

Ainsi on parvient à l'expression donnant les inductances de magnétisation et les inductances mutuelles entre des enroulements qu'ils soient fixes, tournants ou tournants l'un par rapport à l'autre.

III.2- Inductances statoriques :

La figure IV.3 représente une fonction de distribution d'un enroulement élémentaire dans le stator, composé par les conducteurs N_c et son expression est donnée par [79]:

$$n(\theta) = \begin{cases} N_c & \text{si } 0 \leq \theta \leq \alpha_s \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad (\text{IV.24})$$

avec:

$\alpha_s = \frac{2\pi Q}{N_s}$, Q est le nombre d'encoches par pas d'enroulement et N_s nombre d'encoches du stator.

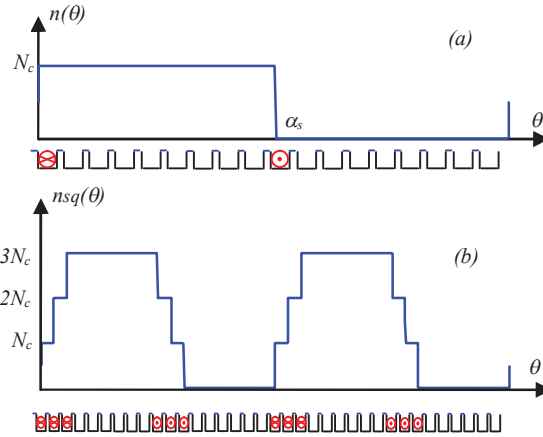


Fig. IV.3 : a) Fonction de distribution d'un enroulement élémentaire, b) Fonction de distribution d'un enroulement statorique

La fonction d'enroulement de la phase "q" du stator est déterminée en exécutant une somme de N_e enroulements élémentaires décalés consécutivement de $\frac{2\pi}{N_s}$ et ceci est répétée pour p pôles.

$$n_{sq}(\theta) = \sum_{k=0}^{p-1} \sum_{i=0}^{N_e-1} n\left(\theta + i \frac{2\pi}{N_s} + k \frac{2\pi}{p} - (q-1) \frac{2\pi}{3p}\right) \quad (\text{IV.25})$$

Son développement en série de Fourier nous donne:

$$n_{sq}(\theta) = C_0 + \frac{2N_t}{p\pi} \sum_{h=1}^{\infty} \frac{K_{wh}}{h} \cos\left[h.p\left(\theta - \theta_0 - (q-1) \frac{2\pi}{3p}\right)\right] \quad (\text{IV.26})$$

où

$$\left\{ \begin{array}{l} N_t = pN_c N_e \quad , \quad K_{wh} = K_{ph} \cdot K_{dh} \\ K_{dh} = \frac{\sin\left(h.p.\pi \frac{N_e}{N_s}\right)}{N_e \sin\left(h.p.\frac{\pi}{N_s}\right)} \quad , \quad K_{ph} = \sin\left(h.p.\pi \frac{Q}{N_s}\right) \\ C_0 = \frac{N_t Q}{N_s} = \langle n_q(\theta) \rangle \quad , \quad \theta_0 = (N_e - 1 + Q) \frac{\pi}{N_s} \end{array} \right. \quad (\text{IV.27})$$

avec N_t nombre de spires en série par phase, N_e nombre d'encoche par pôle et par phase et pour le " $h^{ième}$ " harmonique, les coefficients: K_{dh} coefficient de distribution, K_{ph} coefficient de raccourcissement, K_{wh} coefficient de bobinage.

La fonction d'enroulement de la phase "q" est définie par:

$$N_{sq}(\theta) = n_{sq}(\theta) - \langle n_{sq}(\theta) \rangle \quad (IV.28)$$

puis

$$N_{sq}(\theta) = \frac{2N_t}{p\pi} \sum_{h=1}^{\infty} \frac{K_{wh}}{h} \cos \left[h.p \left(\theta - \theta_0 - (q-1) \cdot \frac{2\pi}{3p} \right) \right] \quad (IV.29)$$

L'inductance d'une phase " q " du stator est définie comme l'addition de l'inductance magnétisante propre et de l'inductance de fuite, et elle est donnée par:

$$L_{sq} = L_{msq} + L_{sf} \quad (IV.30)$$

Pour des dimensions données d'un moteur, l'inductance magnétisante propre de n'importe quelle phase du stator peut être déterminée par l'équation suivante :

$$L_{msq} = \frac{\mu_0 r l}{g} \int_0^{2\pi} n_{sq}(\theta) N_{sq}(\theta) d\theta \quad (IV.31)$$

En substituant les équations (IV.26) et (IV.29) dans l'équation(IV.31), cela donne :

$$L_{msq} = \frac{4\mu_0 r l}{g} \frac{N_t^2}{p^2 \pi} \sum_{h=1}^{\infty} \frac{K_{bh}^2}{h^2} \quad (IV.32)$$

En se basant sur l'équation (IV.23), l'inductance mutuelle entre deux phases statoriques est :

$$L_{sq s(q+1)} = \frac{\mu_0 r l}{g} \int_0^{2\pi} n_{sq}(\theta) N_{s(q+1)}(\theta) d\theta \quad (IV.33)$$

Après développement on trouve :

$$\begin{aligned} M_s &= L_{s1s2} = L_{s21s1} = L_{s2s3} = L_{s3s2} = L_{s1s3} = \\ &= L_{s3s1} = \frac{4\mu_0 r l}{g} \frac{N_t^2}{p^2 \pi} \sum_{h=1}^{\infty} \frac{K_{wh}^2}{h^2} \cos \left(h \frac{2\pi}{3} \right) \end{aligned} \quad (IV.34)$$

III.3- Inductances rotoriques :

Pour obtenir les inductances des mailles rotoriques, nous procédons de la même manière que pour le cas du stator avec l'hypothèse que les mailles sont identiques et séparées les unes des autres par un angle mécanique α_r . Chaque maille du rotor peut être considérée comme un enroulement à une spire (Figure IV.4).

$$\alpha_r = \frac{2\pi}{n_b} \quad (IV.35)$$

La fonction de distribution de la k^{ieme} maille rotorique est donnée par la formule suivante:

$$n_{rk}(\phi) = \frac{\alpha_r}{2\pi} + \frac{2}{\pi} \sum_{h=1}^{\infty} \frac{1}{h} \sin\left(h \frac{\alpha_r}{2}\right) \cos\left[h\left(\phi - \left(k - \frac{1}{2}\right)\alpha_r\right)\right] \quad (\text{IV.36})$$

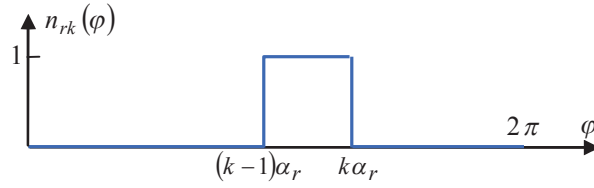


Fig. IV.4 : Fonction de distribution de la k^{ieme} maille rotorique.

Par la même manière que l'équation(IV.28), la fonction d'enroulement d'une maille rotorique est définie par:

$$N_{rk}(\phi) = \frac{2}{\pi} \sum_{h=1}^{\infty} \frac{1}{h} \sin\left(h \frac{\alpha_r}{2}\right) \cos\left[h\left(\phi - \left(k - \frac{1}{2}\right)\alpha_r\right)\right] \quad (\text{IV.37})$$

L'inductance totale de la maille rotorique k est sa propre inductance à laquelle on ajoute les inductances de fuite des deux barres et les inductances de fuite liées aux segments d'anneaux de court-circuit qui bouclent la maille.

$$L_{rkk} = L_{mrk} + L_{bk} + L_{b(k+1)} + 2L_e \quad (\text{IV.38})$$

$$\text{avec: } L_{mrk} = \frac{\mu_0 r l}{g} \int_0^{2\pi} n_{rk}(\phi) N_{rk}(\phi) d\phi \quad (\text{IV.39})$$

En remplaçant les équations (IV.36) et (IV.37) dans l'équation(IV.39), cela donne:

$$L_{mrk} = \frac{4}{\pi} \frac{\mu_0 r L}{g} \sum_{h=1}^{\infty} \left(\frac{\sin\left(h \frac{\alpha_r}{2}\right)}{h} \right)^2 \quad (\text{IV.40})$$

En substituant la somme par:

$$\sum_{h=1}^{\infty} \left(\frac{\sin\left(h \frac{\alpha_r}{2}\right)}{h} \right)^2 = \frac{\pi}{4} \alpha_r \left(1 - \frac{\alpha_r}{2\pi} \right) \quad (\text{IV.41})$$

on aura:

$$L_{mrk} = \frac{\mu_0 r L}{g} \alpha_r \left(1 - \frac{\alpha_r}{2\pi} \right) \quad (\text{IV.42})$$

L'inductance mutuelle entre une maille «j» et toute maille "k" disjointe peut être obtenue par:

$$L_{rjrk} = \frac{\mu_0 r l}{g} \int_0^{2\pi} n_{rj}(\phi) N_{rk}(\phi) d\phi \quad (\text{IV.43})$$

$$L_{rjrk} = \frac{4}{\pi} \frac{\mu_0 r l}{g} \sum_{h=1}^{\infty} \left(\left(\frac{\sin\left(h \frac{\alpha_r}{2}\right)}{h} \right)^2 \cos(h(j-k)\alpha_r) \right) \quad (\text{IV.44})$$

En substituant la somme par:

$$\sum_{h=1}^{\infty} \left(\left(\frac{\sin\left(h \frac{\alpha_r}{2}\right)}{h} \right)^2 \cos(h\alpha_r) \right) = -\frac{\pi}{4} \frac{\alpha_r^2}{2\pi}$$

on aura :

$$L_{rjrk} = -\frac{\mu_0 r l}{g} \frac{\alpha_r^2}{2\pi} \quad (\text{IV.45})$$

Par contre l'inductance mutuelle de deux mailles adjacentes est égale à l'expression ci-dessus (IV.45) moins l'inductance de fuite d'une barre rotorique

$$L_{r(k+1)r_k} = L_{r(k-1)r_k} = -\frac{\mu_0 r l}{g} \frac{\alpha_r^2}{2\pi} - L_{b_k} \quad (\text{IV.46})$$

III.4- Inductances mutuelles statoriques et rotoriques :

L'inductance mutuelle entre l'enroulement statorique (q) et une maille du rotor(q) dépend de l'écart angulaire de l'axe de rotor θ et de l'axe de référence du stator θ_0 .

$$L_{s_q r_k} = \frac{\mu_0 r l}{g} \int_0^{2\pi} n_{s_q}(\phi, \theta_r) N_{r_k}(\theta) d\phi \quad (\text{IV.47})$$

En considérant que $\theta - \theta_0 = \phi + \theta_r$ et après quelques développements, on obtient :

$$L_{s_q r_k} = \sum_{h=1}^{\infty} M_h^{sr} \cos \left[hp \left(\theta_r + \left(k - \frac{1}{2} \right) \alpha_r - (q-1) \frac{2\pi}{3p} \right) \right] \quad (\text{IV.48})$$

avec:

$$M_h^{sr} = \frac{4\mu_0 r l}{g} \frac{N_t}{P^2 \pi} \frac{K_{wh}}{h^2} \sin\left(\frac{hp\alpha_r}{2}\right)$$

La matrice $[M_{sr}]$ ((IV.9)) devient et d'après son développement en série de Fourier [CHE98]:

$$[M_{sr}] = \sum_{h=1}^{\infty} M_h^{sr} \cdot \begin{bmatrix} \cos\left[hp\left(\theta_r - \frac{1}{2}\alpha_r\right)\right] & \cdots & \cos\left[hp\left(\theta_r + \left(k - \frac{1}{2}\right)\alpha_r\right)\right] & \cdots \\ \cos\left[hp\left(\theta_r - \frac{1}{2}\alpha_r - \frac{2\pi}{3p}\right)\right] & \cdots & \cos\left[hp\left(\theta_r + \left(k - \frac{1}{2}\right)\alpha_r - \frac{2\pi}{3p}\right)\right] & \cdots \\ \cos\left[hp\left(\theta_r - \frac{1}{2}\alpha_r + \frac{2\pi}{3p}\right)\right] & \cdots & \cos\left[hp\left(\theta_r + \left(k - \frac{1}{2}\right)\alpha_r + \frac{2\pi}{3p}\right)\right] & \cdots \end{bmatrix} \quad (\text{IV.49})$$

où $\alpha_r = \frac{2\pi}{n_b}$: l'angle mécanique d'une maille rotorique

Le couple électromagnétique (IV.15) a pour expression :

$$\Gamma_e = \sqrt{\frac{3}{2}} p \sum_{h=1}^{\infty} \left[h \cdot M_{srh} \left\{ i_{AN} \sum_{k=1}^{n_b} i_{rk} \cdot \sin\left(hp(\theta + \varphi_h + (k-1) \cdot \alpha_r)\right) + \right. \right. \\ \left. \left. + i_{BN} \sum_{k=0}^{n_b-1} i_{rk} \sin\left(hp(\theta + \varphi_h + k \cdot \alpha_r) - \frac{2\xi_h \pi}{3}\right) + \right. \right. \\ \left. \left. + i_{CN} \sum_{k=0}^{n_b-1} i_{rk} \sin\left(hp(\theta + \varphi_h + k \cdot \alpha_r) + \frac{2\xi_h \pi}{3}\right) \right\} \right] \quad (\text{IV.50})$$

Au système des équations électriques on a ajouté les équations mécaniques pour obtenir le système complet des équations du modèle multi enroulements formé de $n_b + 6$ équations.

IV- Simulations et discussions :

Les défauts de barres cassées peuvent être incorporés dans le modèle de la machine saine par l'augmentation de la résistance de la barre incriminée, dont on veut simuler la cassure. Une augmentation de la résistance de la barre de 11 fois permet d'aboutir à des résultats en concordances avec ceux obtenus expérimentalement [RIT94]. Cette

augmentation est justifiée par le fait qu'une partie du courant passe par les tôles lorsqu'une barre vient de se casser [7, 65, 66, 67, 85].

Les inductances mutuelles de stator – rotor ou de rotor – rotor restent sans changement en cas de défaut.

IV.1- Résultats de simulation et validation expérimentale :

La machine simulée à 22 barres au rotor, 4 pôles et une puissance nominale de 1,1kW. Les enroulements du stator sont couplés en étoile. Des résultats de simulation ont été obtenus en utilisant une alimentation triphasée 50Hz et la machine chargée avec un glissement d'environ 0,012 avec 1 barre cassée au rotor. Les paramètres introduits dans le modèle sont ceux calculés après des essais et mesures faites sur la machine réelle par des techniques d'identification classiques.

Afin d'atteindre l'objectif de ce chapitre, nous ne présenterons que les spectres de la tension de neutre.

IV.1.1- Alimentation par réseau

La figure III.5 représente le spectre fréquentiel de la tension de neutre de la machine à induction dans le cas du rotor défectueux avec 1 barre cassée, on a obtenu les résultats escomptés, les fréquences autour des harmoniques $h = 3, 9, 15, 21...$ sont évidentes, et nous allons faire un zoom de l'harmonique 3 (Figure IV.6).

La figure IV.7 représente le spectre fréquentiel de la tension neutre-neutre expérimentale de la machine à induction. On voit clairement dans le spectre, les harmoniques multiples de 3 ($h = 3, 9, 15, 21$) avec des amplitudes dominantes, mêmes les zooms (Figure IV.8), montrent des similitudes avec ceux de la simulation.

On peut dire que les résultats issus de la simulation sont conformes aux résultats de l'expérimentation.

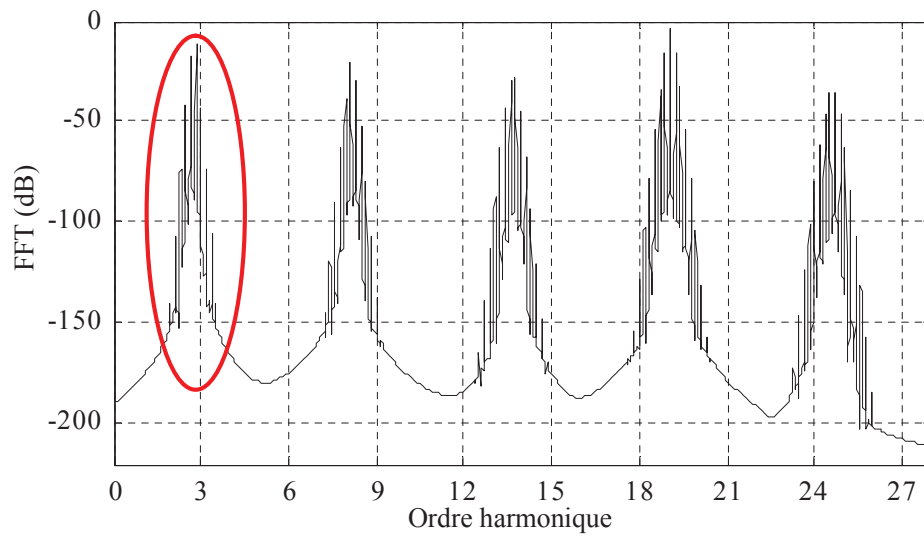


Fig. IV.5. Simulation : spectre de la FFT de la tension entre neutres de la machine à induction alimentée par réseau, rotor avec 1 barre cassée

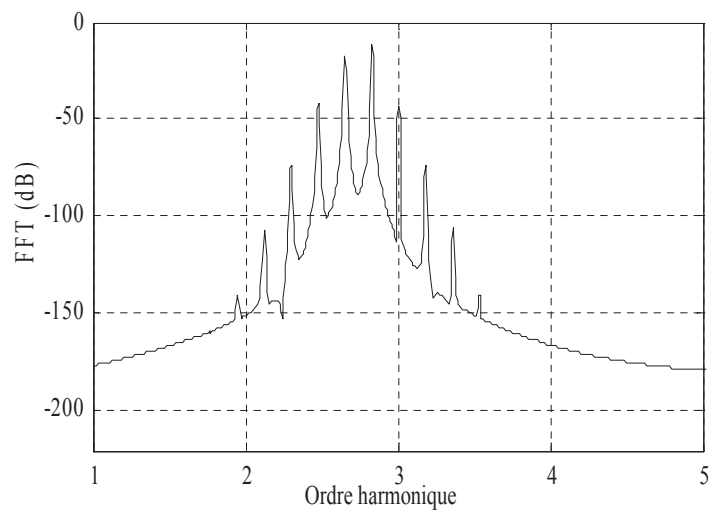


Fig. IV.6. Simulation : zoom de l'harmonique 3

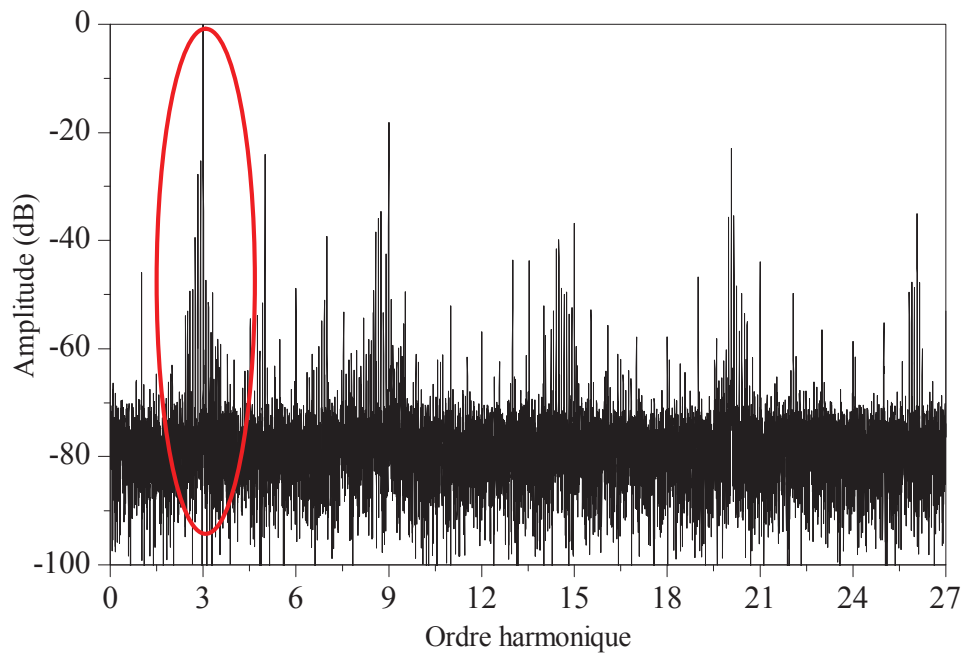


Fig. IV.7. Résultat expérimental : Spectre de la FFT de la tension entre neutres de la machine asynchrone alimentée par réseau, rotor avec 1 barre cassée.

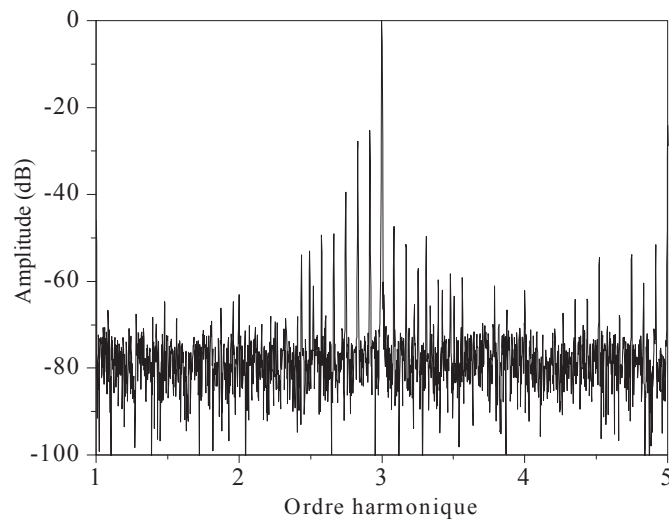


Fig. IV.8. Expérimental : zoom de l'harmonique 3 du spectre de la FFT de la tension entre neutres

IV.1.2- Alimentation par onduleur de tension

En plus de la simulation du modèle avec alimentation directe par le réseau électrique, nous diversifions les sources d'alimentation pour se mettre dans le contexte du diagnostic des défauts rotoriques de l'ensemble convertisseur machine asynchrone, porte sur la modélisation et la validation expérimentale du diagnostic des défauts.

Nous ne soucions pas des courants qui circulent dans les mailles formées par le circuit de l'onduleur et les enroulements statoriques, tel que préconisé dans [24, 72] qui utilisent la méthode des départements dans le modèle de la machine à induction alimentée par onduleur. Par contre dans notre cas pour simuler le comportement de la machine, les tensions statoriques du modèle seront remplacées par les tensions suivantes (Figure II.1).

$$\begin{pmatrix} V_{AN} \\ V_{BN} \\ V_{CN} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2S_1 & -S_2 & -S_3 \\ -S_1 & 2S_2 & -S_3 \\ -S_1 & -S_2 & 2S_3 \end{pmatrix} \cdot \frac{E}{3} \quad (\text{IV.51})$$

avec:

$$\begin{cases} S_i = 1 & \text{quand } T_i \text{ fermé et } T_i' \text{ ouvert} \\ S_i = 0 & \text{quand } T_i \text{ ouvert et } T_i' \text{ fermé} \end{cases} \Bigg|_{i=1,2,3} \quad (\text{IV.52})$$

Les figures IV.9 et IV.10 montrent les spectres fréquentiels de la tension de neutre. C'est un spectre trop bruité où on voit difficilement les harmoniques $h = 3, 9, 15, 21, \dots$, ceci est dû à la commande de l'onduleur par MLI avec un fréquence de découpage de 10 kHz. Néanmoins, le zoom de l'harmonique 3 nous indique clairement les fréquences induites dans la tension de neutre-neutre par la cassure de la barre.

De la figure IV.11 qui représente le spectre fréquentiel de la tension neutre-neutre expérimentale de la machine à induction, on voit clairement dans le spectre les harmoniques multiples de 3 ($h = 3, 9, 15, 21$) avec des amplitudes plus ou moins significatives. Même le zoom (Figure IV.12), montre des similitudes avec celui de la simulation.

On peut dire que les résultats de simulation avec alimentation par onduleur, sont conformes aux résultats de l'expérimentation.

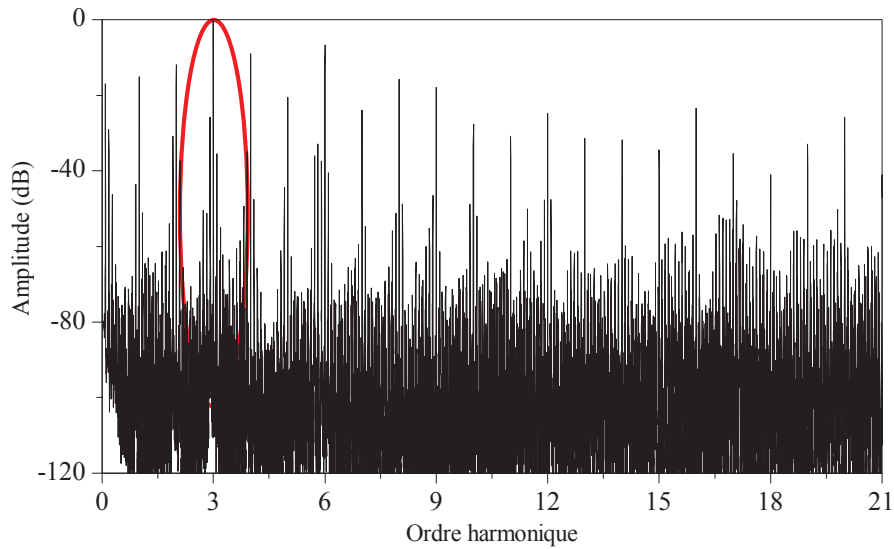


Fig. IV.9. Simulation : spectre de la FFT de la tension entre neutres de la machine à induction alimentée par onduleur, rotor avec 1 barre cassée

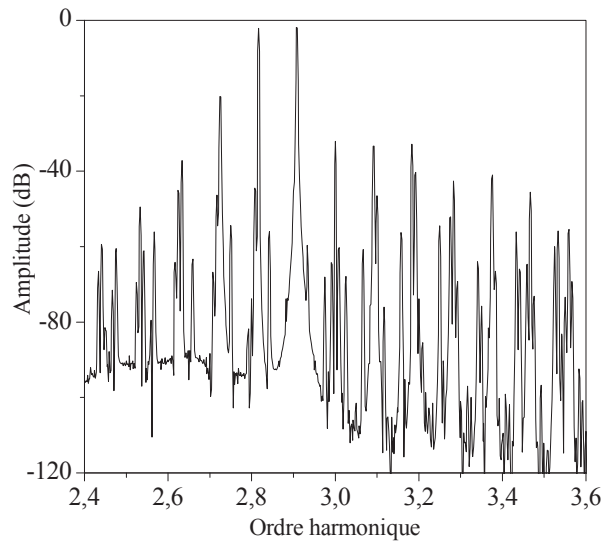


Fig. IV.10. Simulation : zoom de l'harmonique 3 du spectre de la FFT de la tension entre neutres

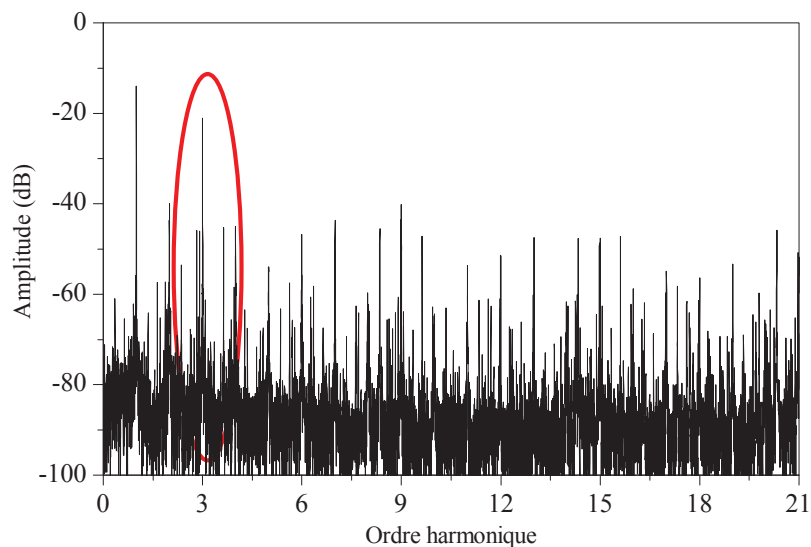


Fig. IV.11. Expérimental : spectre de la FFT de la tension entre neutres de la machine asynchrone MAS_i alimentée par onduleur, rotor avec 1 barre cassée

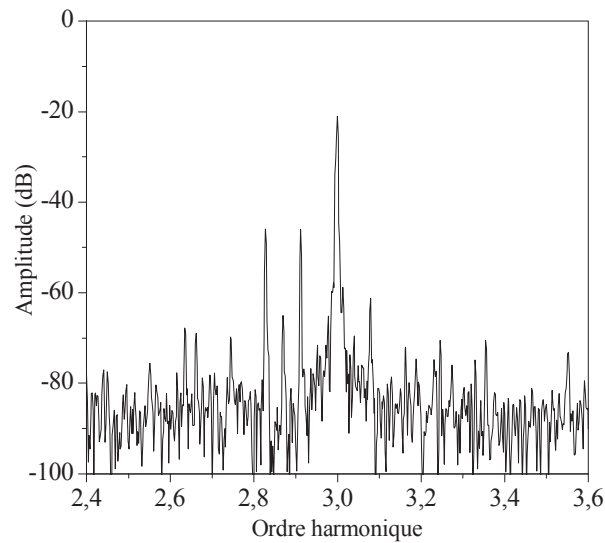


Fig. IV.12. Expérimental : zoom de l'harmonique 3 du spectre de la FFT de la tension entre neutres

V- Conclusion

Un modèle approprié au diagnostic de la machine asynchrone à cage d'écureuil a été présenté. Ce modèle est basé sur des circuits multiples couplés magnétiquement et prend en compte non seulement l'effet des harmoniques d'espace du flux dans l'entrefer, mais aussi l'effet de la tension entre neutres. L'approche de la fonction d'enroulement a permis de déterminer de manière précise les formules de l'inductance des bobines de stator, mailles rotoriques, ainsi que les inductances mutuelles entre les bobines du stator et les mailles rotoriques. On a vu que les harmoniques d'ordre $h = 3, 9, 15, 21$ recueillis expérimentalement pour la tension entre neutres confirment les résultats obtenus par le modèle présenté aussi bien dans le cas d'alimentation par source sinusoïdale (réseau) ou par onduleur.

Dans le dernier chapitre, nous nous attelons à expliquer en détail l'origine de ces harmoniques et les mécanismes de leur génération.

**Chapitre V : Diagnostic de la machine asynchrone par
l'analyse de la tension entre neutres avec alimentation
équilibrée ou déséquilibrée**

I. Introduction:

Nous avons exposé les calculs qui aboutissent aux formules permettant de localiser les signatures de la tension entre neutres. Cependant, un développement analytique des mécanismes de génération des différents harmoniques semble nécessaire, pour analyser d'une manière plus efficace l'information liée à la détection des défauts de la machine asynchrone [64]. Ainsi, nous proposons d'expliquer l'influence de la répartition spatiale des barres rotoriques sur la génération des RSH de la tension entre neutres.

Au début, nous avons calculé analytiquement les fréquences harmoniques de tension entre neutres pour une machine saine en régime équilibré. Ensuite, nous avons développé le calcul des fréquences dans le cas d'imperfections de construction ou de fonctionnement dû à une alimentation déséquilibrée ou les deux à la fois. La simulation et les expérimentations démontrent l'efficacité de la méthodologie proposée.

II- Analyse fréquentielle de la tension de neutre

Les enroulements du stator sont couplés en étoile et alimentés par des tensions triphasées équilibrées. À partir de ceci nous obtenons :

$$\begin{cases} v_{sa} + v_{sb} + v_{sc} = 3v_{so} \\ i_{sa} + i_{sb} + i_{sc} = 0 \end{cases} \quad (\text{V.1})$$

$$\text{avec } v_{so} = \sum_{h=1}^{\infty} V_{soh} \cos(h\omega_s t + \varphi_h) \quad (\text{V.2})$$

v_{so} est la composante homopolaire de la tension d'alimentation.

La somme des lignes de la matrice (IV.10) et à partir des équations, on obtient la tension de neutre :

$$v_n = -\frac{1}{3} \left(\frac{d\psi_{sa}}{dt} + \frac{d\psi_{sb}}{dt} + \frac{d\psi_{sc}}{dt} \right) + v_{so} \quad (\text{V.3})$$

Dans le premier temps la vitesse du rotor est considérée comme constante, et en utilisant la matrice des inductances (IV.49), le développement dans (V.3) ce qui nous donne:

$$\begin{aligned} v_n = & -\sum_{h=1}^{\infty} M_{3h}^{sr} \left[\cos(3h(\theta + \varphi_{3h})) \quad \dots \quad \cos(3h(\theta + \varphi_{3h} + ka)) \quad \dots \right] \frac{d}{dt} [i_{rk}] \\ & + \frac{d\theta}{dt} \sum_{h=1}^{\infty} 3h s\omega_s M_{3h}^{sr} \left[\sin(3h(\theta + \varphi_{3h})) \quad \dots \quad \sin(3h(\theta + \varphi_{3h} + ka)) \quad \dots \right] \cdot [i_{rk}] \\ & + \sum_{h=1}^{\infty} V_{soh} \cos(h\omega_s t + \varphi_h) \end{aligned} \quad (\text{V.4})$$

De l'équation (III.35) on aura $a = p\alpha_r$ angle électrique d'une maille rotorique.

II.1- Composantes fréquentielles de la tension entre neutres pour une machine asynchrone saine avec une alimentation équilibrée

Si un enroulement triphasé symétrique de stator d'une machine asynchrone à cage d'écurieil est alimentée par un système de tensions équilibré, un champ tournant vers "l'avant" est induit dans son entrefer, et les courants rotoriques induits sont sous la forme suivante :

$$[i_{rdk}] = \begin{bmatrix} \vdots \\ I_{rpk} \cos(s\omega_s t - ka - \gamma_d) \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (V.5)$$

où s est le glissement, γ_d est l'angle de phase initial, I_{rdk} est la valeur max $k^{\text{ième}}$ courant rotorique.

À partir des équations (V.4) et (V.5), en substituant l'angle θ par $((1-s)\omega_s t + \theta_0)$ on obtient:

$$v_n = v_{nd} + v_{so} \quad (V.6)$$

avec:

$$\begin{aligned} v_{nd} = & \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \frac{s\omega_s}{2} M_{3h}^{sr} I_{rdk} \times \left\{ \sin((3h - (3h-1)s)\omega_s t + (3h-1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_d) - \right. \\ & \left. - \sin((3h - (3h+1)s)\omega_s t + (3h+1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_d) \right\} \\ & + \frac{d\theta}{dt} \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \frac{3h}{2} M_{3h}^{sr} I_{rdk} \times \left\{ \sin((3h - (3h-1)s)\omega_s t + (3h-1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_d) + \right. \\ & \left. + \sin((3h - (3h+1)s)\omega_s t + (3h+1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_d) \right\} \end{aligned} \quad (V.7)$$

Cette expression montre que v_{nd} est égale à zéro excepté dans le cas où:

$$3h \pm 1 = \lambda \frac{n_b}{p} \Rightarrow h = \frac{1}{3} \left(\lambda \frac{n_b}{p} \pm 1 \right)_{\lambda=1,2,\dots} \quad (V.8)$$

avec λ un entier positif.

Comme h ne peut être qu'un nombre entier impair et positif, relié à l'ordre des harmoniques dans la matrice de l'inductance mutuelle comme décrit dans(V.9), il s'ensuit que v_{nd} est différent de zéro seulement quand h appartient à l'ensemble suivant:

$$G = \left\{ h = (2k+1)_{k=0,1,2,\dots} \cap h = \frac{1}{3} \left(\lambda \frac{n_b}{p} \pm 1 \right)_{\lambda=1,2,\dots} \right\} \quad (V.9)$$

Dans ces conditions les composants harmoniques dans v_{np} sont la conséquence directe de la distribution des barres rotoriques et des FMM positives dans l'entrefer. Ces harmoniques sont appelés harmoniques d'encoches rotoriques (HER):

$$f_{rdsh}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) \pm 1 \right]. \quad (\text{V.10})$$

Il convient de mentionner que :

$$f_{rdsh1}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) - 1 \right] \quad (\text{V.11})$$

sont les fréquences harmoniques relatives à l'ordre harmonique $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} - 1 \right)$

$$f_{rdsh2}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) + 1 \right] \quad (\text{V.12})$$

sont les fréquences harmoniques relatives à l'ordre harmonique $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right)$

La figure IV.1 montre le contenu spectral de la tension entre neutres de la machine à l'état sain (alimentation équilibrée). Les calculs ont été effectués pour une machine (MAS₃) de 1,1 kW avec 24 encoches au stator et 22 au rotor, deux paires de pôles et le glissement est $s = 0,0427$. Dans le cas de $\lambda = 2$, comme prévu par les équations (V.9) et (V.11) seulement un harmonique d'encoches rotoriques peut être vu sur le spectre de tension de neutre à $f_{rdsh1}(2, 22, 2) = 20,06 f_s$ relatif à l'ordre $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} - 1 \right) = 21$, et $h = 7 \in G$. Le deuxième harmonique d'encoches rotoriques (à $f_{rdsh2}(2, 22, 2) = 22,06 f_s$) n'a pas été révélé parce que $h = \frac{1}{3} \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right) = \frac{23}{3} \notin G$, où G , décrit par l'équation (V.9), est égal à $\{7, 15, 18, \dots\}$. C'est aussi évident pour les cas où $\lambda = 1$ et $\lambda = 3$, là il n'y a aucune présence des HER parce que $h \notin G$. le prochain HER apparait à la fréquence $f_{rdsh2}(2, 22, 4) = 43,12 f_s$ pour $\lambda = 4$ et l'ordre harmonique $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right) = 45$

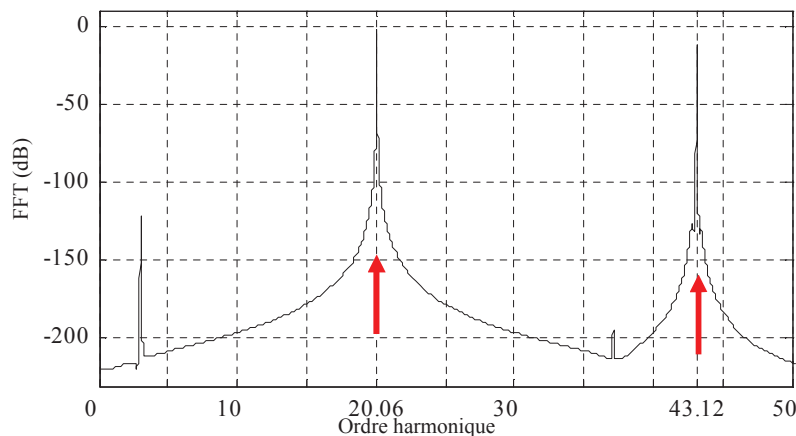


Fig. V.1. Simulation: spectre de la tension entre neutres, machine asynchrone saine

II.2- Composantes fréquentielles de la tension entre neutres pour une machine asynchrone saine avec une alimentation déséquilibrée

II.2.1- Sans prise en considération des ondulations de vitesse

Comme expliqué dans [50, 51, 82, 88], le déséquilibre de la tension d'alimentation triphasée engendre des courants d'ordre inverse (c'est-à-dire un champ inverse) dans les enroulements du stator.

Dans ce cas-ci, les courants rotoriques induits par les courants d'ordres directs et inverses sont de la forme :

$$[i_{rk}] = [i_{rdk}] + [i_{rik}] \quad (V.13)$$

où

$$[i_{rik}] = \begin{bmatrix} \vdots \\ I_{rik} \cos((2-s)\omega_s t + ka - \gamma_i) \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (V.14)$$

Dans ce cas la tension de neutre est donnée par:

$$v_n = v_{nd} + v_{ni} + v_{so} \quad (V.15)$$

De la même manière la tension entre neutres relative au courant d'ordre inverse peut être écrite comme suit:

$$\begin{aligned} v_{ni} = & \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \frac{(2-s)\omega_s}{2} M_{3h}^{sr} I_{rik} \times \left\{ \sin((3h+2-(3h+1)s)\omega_s t + (3h+1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_i) - \right. \\ & \left. - \sin((3h-2-(3h-1)s)\omega_s t + (3h-1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_i) \right\} \\ & + \frac{d\theta}{dt} \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \frac{3h}{2} M_{3h}^{sr} I_{rik} \times \left\{ \sin((3h+2-(3h+1)s)\omega_s t + (3h+1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_i) + \right. \\ & \left. + \sin((3h-2-(3h-1)s)\omega_s t + (3h-1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_i) \right\} \end{aligned} \quad (V.16)$$

Les fréquences des harmoniques d'encoches rotoriques additionnelles relatives aux courants d'ordre inverse pour tous $h \in G$ sont :

$$f_{rish1}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) - 1 \right] \quad (V.17)$$

Les fréquences harmoniques relatives à l'ordre harmonique $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right)$.

$$f_{rish2}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) + 1 \right] \quad (V.18)$$

Les fréquences harmoniques relatives à l'ordre harmonique $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} - 1 \right)$

Pour le calcul du facteur de déséquilibre de tension (VUF : Voltage Unbalance Factory), on a pris l'expression la plus largement utilisée par la Commission électrotechnique internationale [91]

$$(VUF) \text{ facteur de déséquilibre de tension (en \%)} = \frac{V_i}{V_d} \times 100\%$$

Où V_d et V_i sont les amplitudes des tensions directe et inverse.

Pour notre cas la machine asynchrone a été simulée avec 20% de diminution de l'amplitude de la tension d'une phase, on obtient un facteur de déséquilibre d'environ 7%.

La figure V.2 montre l'effet du déséquilibre de la tension d'alimentation sur le spectre de FFT de la tension entre neutres, et ce sans tenir compte des ondulations de vitesse (c'est-à-dire avec une valeur d'inertie infinie). En plus des harmoniques du RSH donnés

par l'ordre direct, les ordres harmoniques $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right) = 21$ et $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right) = 45$

donnent également les harmoniques additionnels d'encoche rotoriques aux fréquences $f_{rdsh2}(2,22,2) = 22,06 f_s$ et $f_{rdsh2}(2,22,4) = 41,12 f_s$ tel que décrit par les équations (V.9) et (V.18) respectivement.

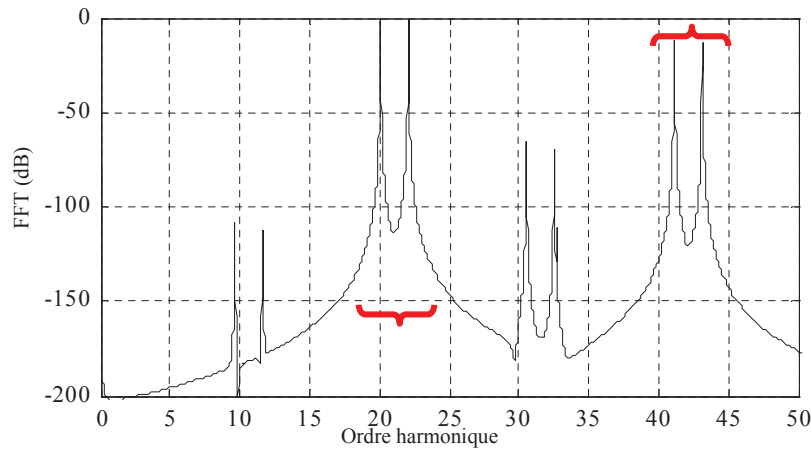


Fig. V.2. Simulation : spectre de la FFT de la tension entre neutres d'une machine asynchrone saine avec 7% de déséquilibre de la tension d'alimentation et en négligeant l'ondulation de vitesse

II.2.2- Avec prise en considération de l'ondulation de vitesse

En premier lieu, l'interaction du courant d'ordre inverse avec les courants rotoriques de fréquence fondamentale produit un couple de pulsation aux multiples du double de la fréquence principale. Ce couple de pulsation produit une ondulation de vitesse donnée par :

$$\frac{d\theta}{dt} = \omega_{r0} + \sum_{\eta=1}^{\infty} \Delta\omega_{r\eta} \cos(2\eta\omega_s t + \nu_{\eta}) \quad (V.19)$$

En substituant l'équation (V.19) dans les équations (IV.7) et (V.16), la tension entre neutres devient:

$$v_n = v_{nd} + v_{ni} + v_{nd\bar{w}} + v_{ni\bar{w}} + v_{so} \quad (\text{V.20})$$

où:

$$v_{nd\bar{w}} = \sum_{\eta=1}^{\infty} \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \Delta\omega_{r\eta} \frac{3h}{2} M_{3h}^{sr} I_{rk} \times \left\{ \begin{aligned} & \sin\left((3h - (3h-1)s + 2\eta)\omega_s t + (3h-1)ka + v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_d\right) \\ & - \sin\left((3h - (3h-1)s - 2\eta)\omega_s t + (3h-1)ka - v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_d\right) \\ & + \sin\left((3h - (3h+1)s + 2\eta)\omega_s t + (3h+1)ka + v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_d\right) \\ & - \sin\left((3h - (3h+1)s - 2\eta)\omega_s t + (3h+1)ka - v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_d\right) \end{aligned} \right\} \quad (\text{V.21})$$

Ces composantes supplémentaires donnent les harmoniques additionnels relatifs aux courants d'ordre direct avec les fréquences suivantes:

$$f_{rdsh1}(p, n_b, \lambda, \pm\eta) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) - 1 + 2\eta \right] \quad (\text{V.22})$$

relatif à l'ordre harmonique $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} - 1 \right)$

$$f_{rdsh2}(p, n_b, \lambda, \pm 2\eta) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) + 1 \pm 2\eta \right] \quad (\text{V.23})$$

relatif à l'ordre harmonique $h = \frac{1}{3} \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right)$

et

$$v_{ni\bar{w}} = \sum_{\eta=1}^{\infty} \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \Delta\omega_{r\eta} \frac{3h}{2} M_{3h}^{sr} I_{rk} \times \left\{ \begin{aligned} & \sin\left((3h + 2 + 2\eta - (3h+1)s)\omega_s t + (3h+1)ka + v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_i\right) \\ & - \sin\left((3h + 2 - 2\eta - (3h+1)s)\omega_s t + (3h+1)ka - v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_i\right) \\ & + \sin\left((3h - 2 + 2\eta - (3h-1)s)\omega_s t + (3h-1)ka + v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_i\right) \\ & + \sin\left((3h - 2 - 2\eta - (3h-1)s)\omega_s t + (3h-1)ka - v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_i\right) \end{aligned} \right\} \quad (\text{V.24})$$

En second lieu, les harmoniques additionnels relatifs aux courants d'ordre inverse avec les fréquences suivantes sont alors :

$$f_{rish1}(p, n_b, \lambda, \pm\eta) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) - 1 + 2\eta \right] \quad (\text{V.25})$$

relatif à l'ordre harmonique $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right)$

$$f_{rish2}(p, n_b, \lambda, \pm\eta) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) + 1 + 2\eta \right] \quad (\text{V.26})$$

relatif à l'ordre harmonique $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} - 1 \right)$

Par ailleurs, en considérant l'ondulation de vitesse, les courants rotoriques deviennent:

$$\begin{bmatrix} i_{rdk} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \vdots \\ \tilde{I}_{rdk} \cos((2\eta + s)\omega_s t - ka - \gamma_d) \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (\text{V.27})$$

$$\begin{bmatrix} i_{rik} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \vdots \\ \tilde{I}_{rik} \cos((2(\eta + 1) - s)\omega_s t + ka - \gamma_i) \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (\text{V.28})$$

Ces courants rotoriques additionnels produisent dans la tension entre neutres les mêmes harmoniques additionnels décrits par leurs équations de fréquences (V.25) et (V.26) avec une amplitude négligeable.

La figure V.3 montre que la considération d'ondulation de vitesse produit des bandes latérales et à équidistances $(\pm \eta f_s)$ des composants additionnels aux harmoniques d'encoches rotoriques. On peut vérifier l'aspect de ces harmoniques additionnels autour des fréquences liées à l'ordre harmonique: $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} - 1 \right) = 21$ et 45 .

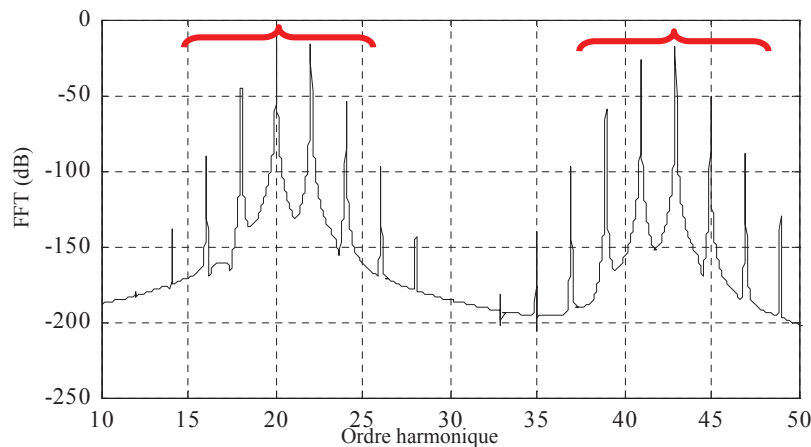


Fig. V.3. Simulation : spectre de la FFT de la tension entre neutres d'une machine asynchrone saine avec 7% de déséquilibre d'alimentation et prise en compte de l'ondulation de vitesse

III. Fréquences de la tension entre neutres relatives aux dissymétries du rotor

La conséquence de la dissymétrie de construction du rotor (coulage de la cage rotorique) ou d'un défaut rotorique même naissant (rupture partielle de la barre), est que les valeurs maximales des courants de mailles rotoriques ne sont plus égales ($I_{rmi} \neq I_{rmj} \Big|_{i \neq j}$) équation(V.14). Dans ce cas-ci et avec une tension d'alimentation équilibrée, l'expression (V.9) montre que les défauts de rotor induisent des composants harmoniques additionnels relatif aux fréquences f_{ddh} spécifiées par :

$$f_{rddh}(3h) = (3h - (3h \pm 1)s) f_s \quad (\text{V.29})$$

Dans le cas d'une tension d'alimentation déséquilibrée, d'autres harmoniques additionnels apparaissent relatifs aux fréquences f_{idh} indiquées par:

$$f_{ridh}(3h) = (3h - (3h \pm 1)s \pm 2) f_s \quad (\text{V.30})$$

Enfin quand l'ondulation de vitesse provoquée par le déséquilibre de la tension d'alimentation à $2\eta f_s$ est considérée, en plus de l'ondulation de vitesse provoquée par la dissymétrie du rotor à $2ks f_s$, les fréquences des harmoniques additionnels deviennent:

$$f_{rddh}(3h, \pm\eta, \pm k) = (3h - (3h \pm 1)s + 2\eta + 2ks) f_s \quad (\text{V.31})$$

$$f_{ridh}(3h, \pm\eta, \pm k) = (3h - (3h \pm 1)s \pm 2 + 2\eta + 2ks) f_s \quad (\text{V.32})$$

La figure IV.4 montre la tension neutre quand le rotor est asymétrique (dissymétrie de construction ou défaut de barre du rotor) quand la machine est alimentée par une tension équilibrée. Cette dissymétrie est simulée par la variation des résistances des barres rotoriques. L'équation (V.31) clarifie les fréquences des harmoniques additionnels, $f_{rddh}(3h, 0, \pm k)$, où $\eta = 0$ $3h = 3, 9, 15, 21, 27$ $\eta = 0$ et $k = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3, \pm 4 \dots$

La figure V.5 montre un zoom autour du premier harmonique d'ordre $3h$, ce qui donne $f_{rddh}(3, 0, \pm k) = 3 - (3h \pm 1)s + 2ks$

La figure V.6 montre les mêmes harmoniques quand on néglige l'ondulation de vitesse provoquée par la dissymétrie du rotor. Dans ce cas-ci seulement, l'harmonique avec les fréquences décrites par l'équation(V.29), $f_{rddh}(3h, 0, 0) = 3h - (3h \pm 1)s$ peut apparaître.

La figure V.7 montre le spectre de la tension entre neutres quand le rotor est dissymétrique avec un déséquilibre de 7% de la tension d'alimentation. En plus des

harmoniques relatifs aux fréquences $f_{rdh}(3h, 0, \pm k)$ apparaît l'harmonique lié principalement à l'ordre inverse $f_{rdh}(3h, 0, \pm k)$, et en plus de l'harmonique de fréquence $f_{rdh}(3h, \pm 1, \pm k)$ provoqué par l'ondulation de vitesse avec un effet moindre ($\eta = 1$, seulement les harmoniques additionnels provoqués par le premier harmonique de l'ondulation de vitesse sont considérés comme significatifs).

La figure V.8 récapitule les fréquences harmoniques dans la tension entre neutres.

On peut noter que les harmoniques multiples du fondamental $f_s : 2f_s, 3f_s, 4f_s, \dots$, décrits par l'équation (V.2), sont le résultats direct de la composante homopolaire de la tension.

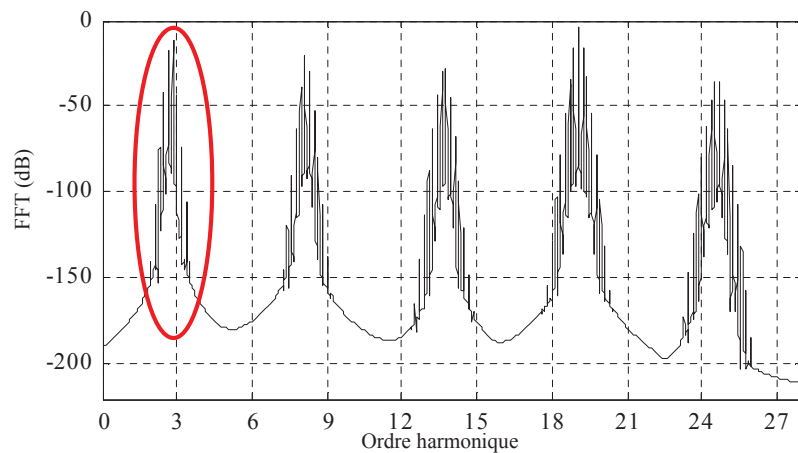


Fig. V. 4. Simulation : spectre de la FFT de la tension entre neutres d'une machine asynchrone avec rotor dissymétrique

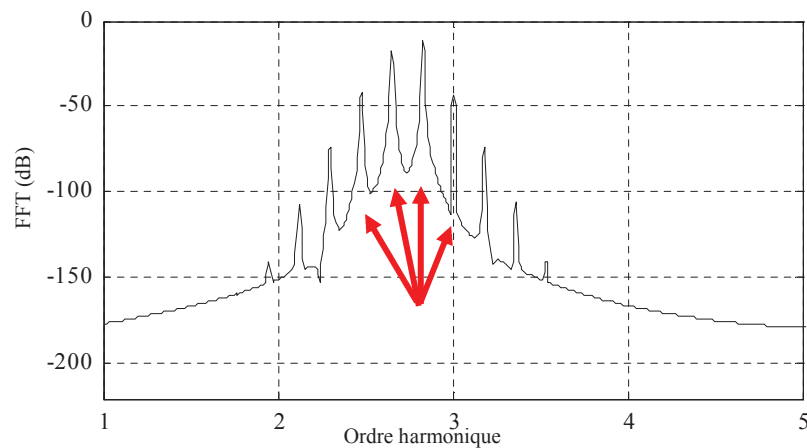


Fig. V.5. Simulation : zoom du spectre de la FFT de la tension entre neutres d'une machine asynchrone avec rotor dissymétrique

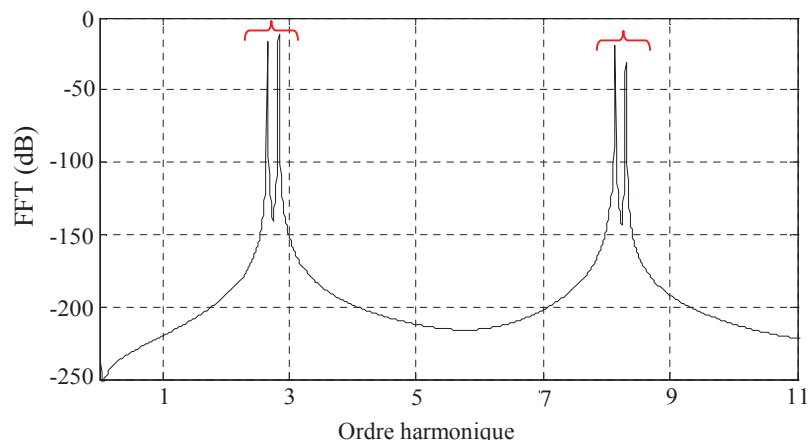


Fig. V.6. Simulation : spectre de la FFT de la tension entre neutres d'une machine asynchrone avec rotor dissymétrique sans considérer l'ondulation de vitesse

Quand la tension d'alimentation est déséquilibrée, des composants additionnels causés par la dissymétrie du rotor sont donnés par l'addition des harmoniques situés aux fréquences décrites par les équations (V.31) et (V.32), au delà des harmoniques de l'ordre $3h \pm 2 = 1, 5, 7, 11, 13, 17, 19, 23$. En plus ces harmoniques s'accordent bien avec les résultats issus de la simulation (Figure V.7)

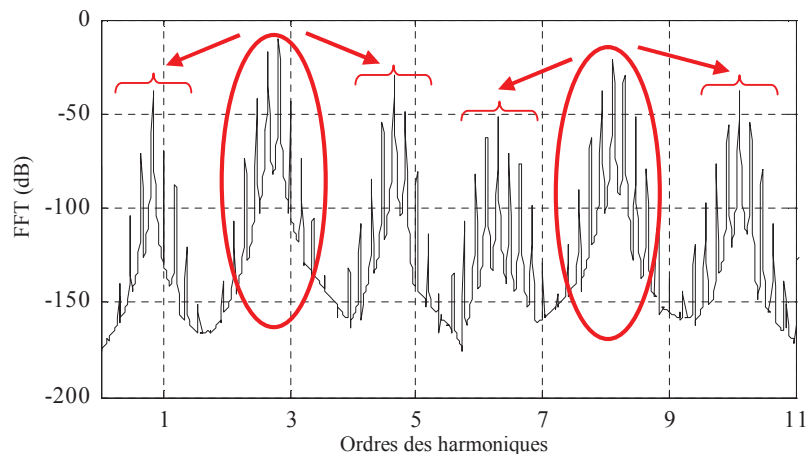


Fig. V.7. Simulation : Spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine asynchrone avec rotor dissymétrique et 7% de déséquilibre de la tension d'alimentation en tenant compte de l'ondulation de vitesse

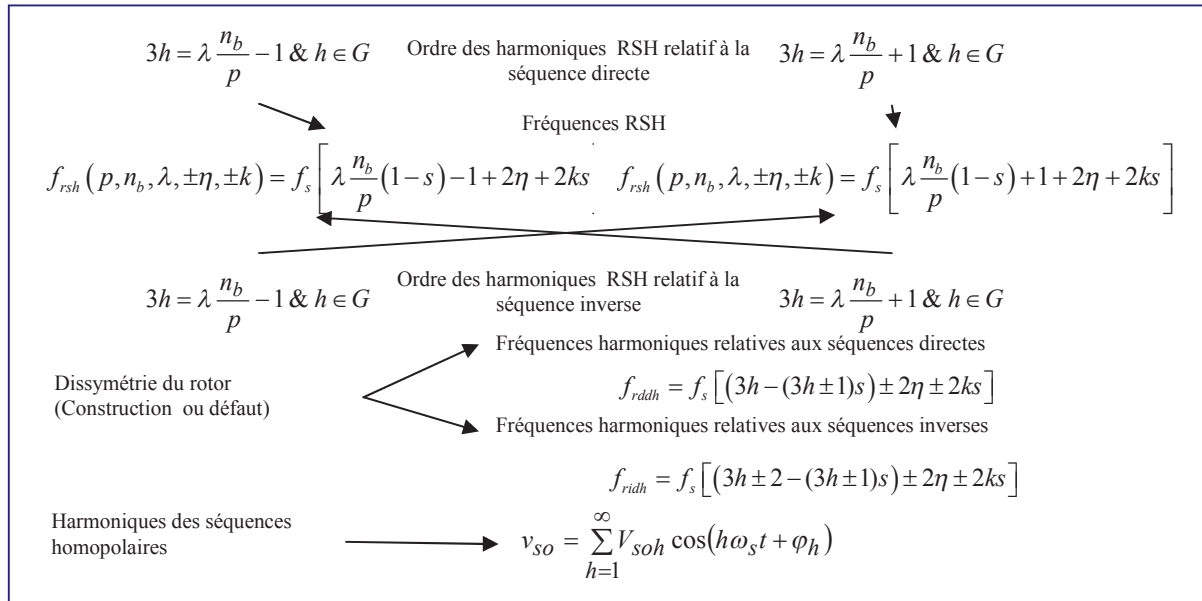


Fig. V.8. Résumé des harmoniques induits dans la tension de neutre.

IV- Validation expérimentale

Les figures V.9a et V.9b représentent le spectre de la tension entre neutres de la machine MAS₃ fonctionnant avec un glissement $s = 0,0427$ avec tension équilibrée ou déséquilibrée par l'insertion d'un rhéostat en série avec l'une des phases. Pour 20% de diminution de l'amplitude de la tension d'une phase, on a obtenu un facteur de déséquilibre d'environ 7%.

On peut remarquer que l'apparition de la composante fondamentale f_s et ces multiples harmoniques $2f_s$, $3f_s$, $4f_s$, ..., tel que décrit par l'équation (V.2), qui sont le résultat direct de la séquence homopolaire de la tension d'alimentation distordue. On peut également remarquer que les harmoniques relatifs à la dissymétrie du rotor présentés sont conformes avec le principe énoncé au paragraphe II.2, aux fréquences suivantes dans le cas de la tension d'alimentation équilibrée

$$f_{rddh}(3h, 0, \pm k) = (3h - (3h \pm 1)s + 2\eta + 2ks)f$$

Ces harmoniques ont des amplitudes importantes pour $3h = 3, 9, 15, 21$ et correspondent avec les résultats de la simulation (Figure V.4).

Lorsque la tension d'alimentation est déséquilibrée, on aura des composants harmoniques supplémentaires relatifs à la dissymétrie du rotor qui sont donnés par la somme des harmoniques situés à des fréquences décrites dans les équations (V.31) et (V.32), au-delà des harmoniques d'ordre $3h \pm 2 = 1, 5, 7, 11, 13, 17, 19, 23$. On peut remarquer aussi que ces harmoniques correspondent bien avec ceux de la simulation.

Les harmoniques pour le cas de $3h = 9$ sont récapitulés dans le tableau V.1. On peut voir clairement que les harmoniques marqués (i, ii, iii, iv) sont la conséquence directe de la dissymétrie du rotor et les harmoniques marqués (v, vi, vii, viii, ix, x, xi) sont la

conséquence des défauts combinés (rotor dissymétrique et tension d'alimentation déséquilibrée).

Le dernier ensemble identifié est constitué par les harmoniques d'encoches rotoriques récapitulés dans les tableaux V.2 et V.3. Ces harmoniques sont en concordance totale avec les équations (V.23), (V.24), (V.25) et (V.26).

Les harmoniques inattendus sont ceux donnés pour $\lambda = 1$ et correspondent à l'ordre $3h = \left(\lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right) = 12 \notin G$. Ces harmoniques sont dus à l'asymétrie de l'entrefer qui mène à $M_h^{sr} \neq 0$ correspondent aux termes d'ordre pair ($h = 2k, k = 1, 2, \dots$) dans l'expression de l'inductance mutuelle décrite par l'équation (IV.48). Les valeurs des composants harmoniques paires des inductances mutuelles sont plus petites que les impaires, ce qui explique pourquoi les amplitudes des harmoniques liés $\lambda = 2$ données dans le tableau V.3 sont beaucoup plus importantes que celle données dans le tableau V.2 avec $\lambda = 1$.

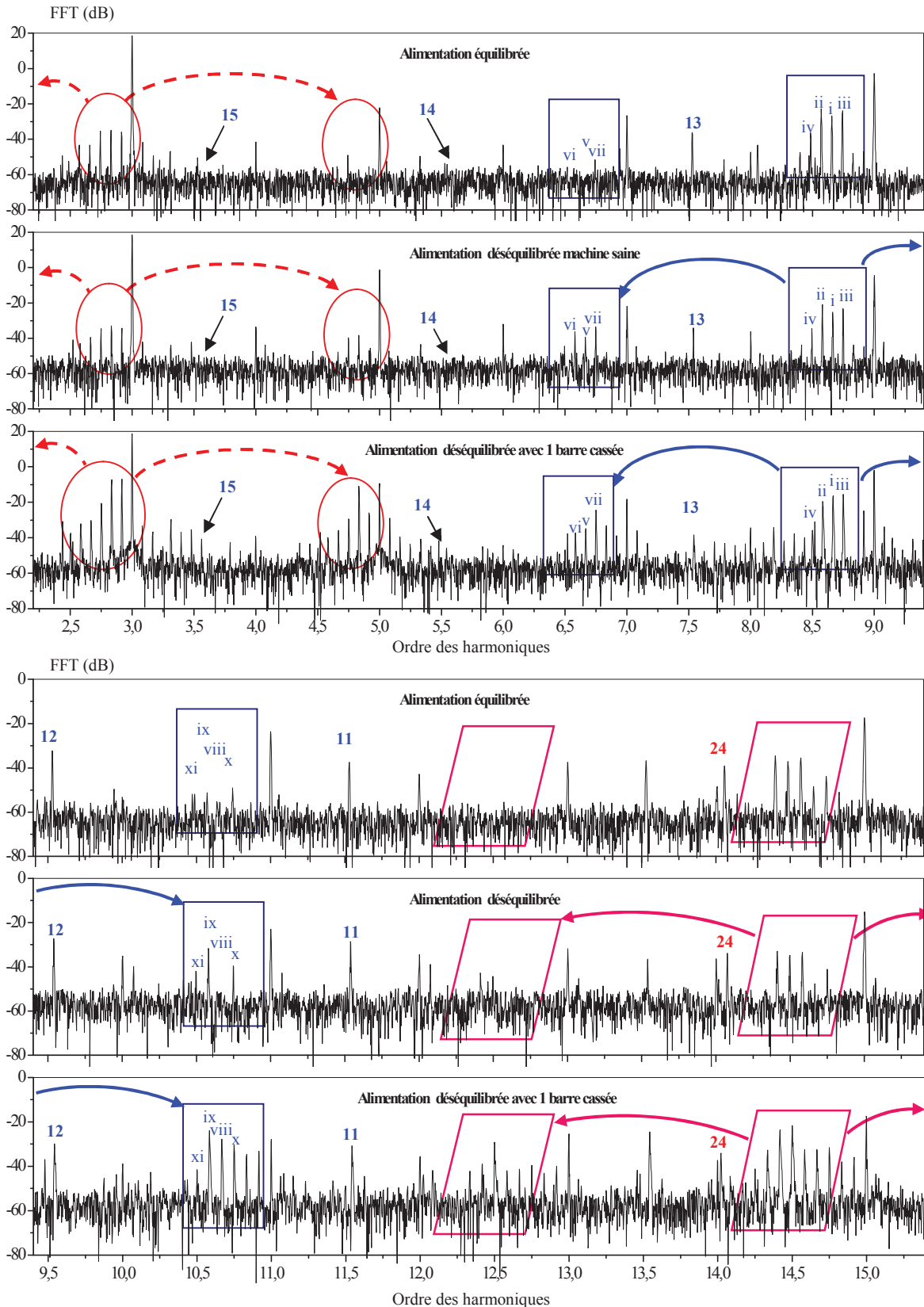


Fig. V.9a. Expérimental : Spectre de la FFT de la tension entre neutres dans le cas d'une tension d'alimentation équilibrée (haut) et 7% de déséquilibre de tension d'alimentation, machine saine (au milieu) , machine avec 1 barre cassée (en bas) [harmoniques de 2 à 15].

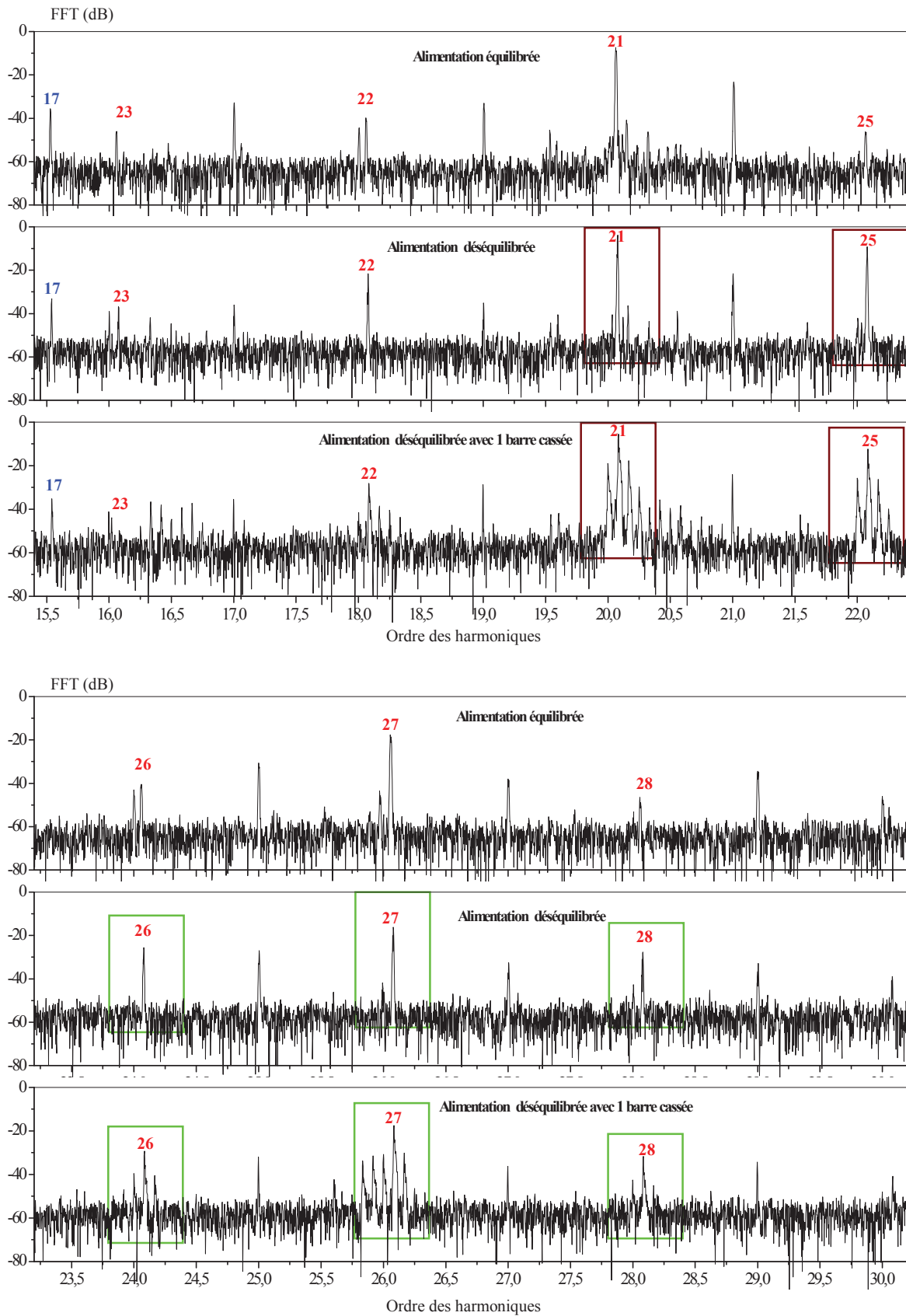


Fig. V.9b. Expérimental : Spectre de la FFT de la tension entre neutres dans le cas d'une tension d'alimentation équilibrée (haut) et 7% de déséquilibre de tension d'alimentation, machine saine (au milieu) , machine avec 1 barre cassée (en bas) [harmoniques de 15 à 30].

TABLEAU V.1

Les composants de fréquence de la tension entre neutres relatifs au rotor dissymétrique
pour $3h = 9$

$f_{r\,dh}(h, \pm\eta, \pm k)$ $h = 3, \eta = 0, s = 0,0427$	Tension équilibrée	Tension déséquilibrée	Symboles dans La figure 9
	Amplitude des harmoniques (dB)		
$(3h - (3h - 1)s)f_s = 8,66.f_s$	-24,5	-24,89	i
$(3h - (3h + 1)s)f_s = 8,57.f_s$	-20,99	-23,04	ii
$(3h - (3h - 1)s)f_s + 2s = 8,74.f_s$	-23,29	-20,48	iii
$(3h - (3h - 1)s)f_s - 4s = 8,48.f_s$	-34,83	-36,45	iv
$(3h - (3h - 1)s)f_s - 2 = 6,66.f_s$	x	-36,25	v
$(3h - (3h - 1)s)f_s - 2 - 2s = 6,57.f_s$	x	-39,52	vi
$(3h - (3h - 1)s)f_s - 2 + 2s = 6,74.f_s$	x	-25,52	viii
$(3h - (3h - 1)s)f_s + 2 = 10,66.f_s$	x	-31,45	viii
$(3h - (3h - 1)s)f_s + 2 - 2s = 10,57.f_s$	x	-27,33	ix
$(3h - (3h - 1)s)f_s + 2 + 2s = 10,74.f_s$	x	-40,41	x
$(3h - (3h - 1)s)f_s + 2 - 4s = 10,48.f_s$	x	-34,45	xi

TABLEAU V.2

Fréquences des harmoniques d'encoches rotoriques dans la tension entre neutres
avec $\lambda = 1$

$f_{rsh}(p, n_b, \lambda, \pm\eta)$	Tension	Tension	Symbole Dans la figure 9
	équilibrée	déséquilibrée	
Amplitude des harmoniques (dB)			
$f_{rdsh2}(2, 22, 1, 0) = 11,53.f_s$	-32,86	-24,15	11
$f_{rish1}(2, 22, 1, 0) = 9,53.f_s$	-29,64	-22,39	12
$f_{rdsh2}(2, 22, 1, +1) = 13,53.f_s$	-33,03	-28,71	13
$f_{rdsh2}(2, 22, 1, -1) = 9,53.f_s$	-29,64	-22,39	12
$f_{rish1}(2, 22, 1, +1) = 11,53.f_s$	-32,86	-24,15	11
$f_{rish1}(2, 22, 1, -1) = 7,53.f_s$	-32,95	-33,13	14
$f_{rdsh2}(2, 22, 1, +2) = 15,53.f_s$	-31,94	-31,61	15
$f_{rdsh2}(2, 22, 1, -2) = 7,53.f_s$	-32,95	-33,13	14
$f_{rish1}(2, 22, 1, +2) = 13,53.f_s$	-33,03	-28,71	11
$f_{rish1}(2, 22, 1, -2) = 5,53.f_s$	-50,78	-47,8	16
$f_{rish2}(2, 22, 1, +3) = 17,53.f_s$	x	-41,64	17
$f_{rdsh2}(2, 22, 1, -3) = 5,53.f_s$	-50,78	-47,8	16
$f_{rish1}(2, 22, 1, +3) = 15,53.f_s$	-31,94	-31,61	15
$f_{rish1}(2, 22, 1, -3) = 3,53.f_s$	-51,87	-49,93	18

TABLEAU V.3

Fréquences des harmoniques d'encoches rotoriques dans la tension entre neutres avec
 $\lambda = 2$

$f_{rsh}(p, n_b, \lambda, \pm\eta)$	Tension équilibrée	Tension déséquilibrée	Symbole Dans la figure 9
	Amplitude des harmoniques (dB)		
$f_{rdsh1}(2, 22, 2, 0) = 20,06.f_s$	-2,93	-2,75	21
$f_{rish2}(2, 22, 2, 0) = 22,06.f_s$	-39,15	-6,8	22
$f_{rdsh1}(2, 22, 2, +1) = 22,06.f_s$	-39,15	-6,8	22
$f_{rdsh1}(2, 22, 2, -1) = 18,06.f_s$	-37,15	-22,71	23
$f_{rish2}(2, 22, 2, +1) = 24,06.f_s$	-40,29	-22,3	24
$f_{rish2}(2, 22, 2, -1) = 20,06.f_s$	-2,93	-2,75	21
$f_{rdsh1}(2, 22, 2, +2) = 24,06.f_s$	-40,29	-22,3	24
$f_{rdsh1}(2, 22, 2, -2) = 16,06.f_s$	-42,95	-38,59	25
$f_{rish2}(2, 22, 2, +2) = 26,06.f_s$	-12,92	-13,31	26
$f_{rish2}(2, 22, 2, -2) = 18,06.f_s$	-37,15	-22,71	23
$f_{rdsh1}(2, 22, 2, +3) = 26,06.f_s$	-12,92	-13,31	26
$f_{rdsh1}(2, 22, 2, -3) = 14,06.f_s$	-32,48	-41,34	27
$f_{rish2}(2, 22, 2, +3) = 28,06.f_s$	-41,37	-26,34	28
$f_{rish2}(2, 22, 2, -3) = 16,06.f_s$	-37,15	-22,71	25

V- Conclusion

Dans ce chapitre on a montré les mécanismes de génération des harmoniques d'encoches rotoriques dans la tension entre neutres d'une machine asynchrone à cage d'écureuil. Par ailleurs, on a démontré que le déséquilibre de tension et la dissymétrie du rotor (les barres par construction, de rotor ou anneaux de court-circuit) sont une source potentielle de génération des harmoniques spécifiques dans la tension entre neutres. Afin de généraliser et jeter la lumière sur les rapports nécessaires exigés pour la présence de tous les composants harmoniques dans la tension entre neutres, on a proposé de nouvelles formulations.

Les harmoniques induits peuvent être classés en trois ensembles:

- ❖ Le premier indique le niveau des composants homopolaires dans la tension d'alimentation.

$$v_{so} = \sum_{h=1}^{\infty} V_{soh} \cos(h\omega_s t + \varphi_h)$$

- ❖ Le second présente les composants harmoniques provoqués par des défauts de rotor comme la dissymétrie de construction où la rupture accidentelle des barres. Ces harmoniques sont liés aux fréquences suivantes:

$$f_{rdh} = f_s [(3h - (3h \pm 1)s)]$$

- ❖ Le dernier présente les harmoniques d'encoches rotoriques RSH dus à la distribution dans l'espace des barres de rotor.

$$f_{rsh}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[\lambda \frac{n_b}{p} (1-s) \pm 1 \right]$$

D'ailleurs, on a tenu compte de l'influence du déséquilibre de la tension d'alimentation et de l'effet d'ondulation de vitesse. De là, nous pouvons tirer une conclusion sur le niveau de la vibration du moteur comme sur le taux de déséquilibre dans la tension d'alimentation.

CONCLUSION GÉNÉRALE

Les activités scientifiques dans le domaine du diagnostic de la machine à induction ainsi que les intérêts financiers indirects revêtent encore assez d'importance pour mobiliser notre communauté. Les techniques présentées dans ce mémoire concernent le diagnostic des cassures de barres de la cage rotorique de la machine asynchrone triphasée ou polyphasée.

Dans le premier chapitre, nous avons rappelé la construction de la machine afin de mettre en exergue les différentes cages rotoriques. Puis, nous avons présenté, sans exhaustivité, les mises en évidence expérimentales des différentes approches et hypothèses fréquemment publiées dans le domaine du diagnostic. Une partie de ce chapitre a fait l'objet d'une contribution d'un chapitre en collaboration avec monsieur le Pr RAZIK.

Le deuxième chapitre, est dédié à la comparaison des spectres en amplitude pour différentes signatures de diagnostic des défauts rotoriques dans une machine à induction. Nous avons utilisé deux techniques, l'une est basée sur l'analyse de la tension prise entre le neutre du stator et le neutre de la source d'alimentation couplée en étoile pour le réseau ou un neutre artificiel dans le cas d'une alimentation par onduleur, et l'autre est basée sur l'analyse de la signature du courant du moteur appelé communément (MCSA). Afin de faire une comparaison concise on a fait aligner tous les composants harmoniques liés aux défauts du rotor dans la tension entre neutres et le courant de ligne. Ce chapitre se termine par un nouvel outil de diagnostic, c'est l'analyse de la phase par la transformation de Hilbert appliquée sur le module du spectre. Cette analyse a donné des résultats concluants.

Dans le troisième chapitre, on a présenté une nouvelle technique de diagnostic, elle est basée sur l'analyse spectrale des courants de l'alimentation par le réseau du convertisseur faisant corps directement avec la machine afin de détecter l'apparition de rupture de barres au rotor. Ce type de machines asynchrones ne permet pas l'accès au courant du stator qui fait de notre approche une originalité.

L'apparition des fréquences harmoniques $f_{bcs} = (h \pm 2kms) f_s$ dans le courant alimentant le redresseur ont été présentées comme de nouvelles signatures pour un diagnostic efficace.

Dans le quatrième chapitre, on a présenté un modèle multi-enroulements en insistant sur les contraintes propres aux objectifs de la simulation pour le diagnostic: La machine est supposée en régime linéaire (non saturée), sans pertes fer, ni effet de peau avec un entrefer lisse. Pour pouvoir prendre en compte les harmoniques d'espace dus à la répartition spatiale des bobines dans les encoches, les inductances ont été calculées par le biais de la méthode de la fonction d'enroulement sous forme de séries de Fourier.

Par ailleurs afin de valider notre étude, l'approche expérimentale était de mise pour confronter les résultats de simulation avec ceux issus des expérimentations. Ce modèle de simulation nous a permis de discerner entre les différents comportements de la machine dans les deux cas de fonctionnement (machine saine et ensuite présentant des défauts de barres). Certains harmoniques d'ordres élevés recueillis expérimentalement à la fois dans la tension de neutre-neutre et dans le courant au stator, ont confirmé les résultats attendus et obtenus par le modèle développé.

Dans le cinquième chapitre, en vue de donner une interprétation aux spectres de la tension de neutre développés dans le troisième chapitre, une étude analytique a été élaborée pour décrire les fréquences des harmoniques induites dans cette tension. Nous avons subdivisé l'étude en deux étapes. La première étape consiste à déterminer les fréquences harmoniques de la tension de neutre pour une machine saine, la seconde à calculer les fréquences harmoniques de la tension entre neutres lorsque la machine asynchrone est soumise à des conditions dégradées (alimentation déséquilibrée et/ou rotor dissymétrique).

En conclusion, ce travail nous a permis de développer un outil de diagnostic des ruptures de barres de la machine asynchrone par la tension entre neutres. Nous avons montré son efficacité sans pour autant ignorer les méthodes de diagnostic qui excellent chacune dans son domaine (défauts électriques et défauts mécaniques). En outre, le neutre de la machine asynchrone est assez simple à sortir pour que l'industriel accepte de le faire afin de faciliter son diagnostic.

En perspectives, nous envisageons de faire le diagnostic en temps réel avec la tension entre neutres; et de même son extension aux défauts mécaniques dont l'étude théorique est en cours.

Le développement d'un modèle des défauts mécaniques de la nouvelle technique de diagnostic de la machine asynchrone dont le convertisseur fait corps avec celle-ci. En plus nous comptons exploiter le courant du bus continu de l'onduleur.

Contribution personnelle

Articles de revues

A. Khezzar, M. E. K. Oumaamar, "Diagnostics of Induction Machines with Incipient Rotor Cage Faults Using the Neutral Voltage" International Review of Electrical Engineering-December 2007

Khezzar, A.; Kaikaa, M. Y.; Oumaamar, M. E. K.; Boucherma, M.; Razik, H.; “On the Use of Slot Harmonics as a Potential Indicator of Rotor Bar Breakage in the Induction Machine”, *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, Volume 56, Issue 11, Nov. 2009 Page(s):4592 – 4605.

Khezzar, A.; Oumaamar, M. E. K.; Hadjami, M.; Boucherma, M.; Razik, H.; “Induction Motor Diagnosis Using Line Neutral Voltage Signatures”, *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, Volume 56, Issue 11, Nov. 2009 Page(s):4581 – 4591.

Chapitre d'ouvrage

Version française

H. Razik et M.E.K. Oumaamar. Chapitre 7. « Diagnostic de défauts électriques et mécaniques de la machine asynchrone par traitement du signal ». Traité Hermès intitulé « Diagnostic des machines électriques » dirigé par J.C. TRIGEASSOU. ISBN 2-7462-2236-1, Avril 2011, 376 pages.

Version anglaise

H. Razik and M.E.K. Oumaamar. Chapter 7. “Electrical and mechanical faults diagnosis of induction machines using signal analysis ». Book untitled: « *Electrical Machines Diagnosis* ». Edited by WILEY. From Jean-Claude Trigeassou. ISBN: 9781848212633. Publication Date: July 2011, Hardback, 352 pages.

Conférences et congrès internationaux avec actes et comité de lecture

A. Khezzar, M. E. K. Oumaamar, A. Lebaroud, and M. Boucherma, “Novel Study of Induction Motors with Broken Bar Faults,” 16th international conference on electrical machines. ICEM'2004, 5-8 Sept. 2004. Lodz. Poland

A. Khezzar, M. Boucherma, M. E. K. Oumaamar & A. Lebaroud, " Rotor Cage Faults Analysis in Three Phase Asynchrone Motors by Parametric and Modified Park Model ", 16th international conference on electrical machines, ICEM'2004, 5-8 Sept. 2004, Cracow, Poland

M.E.K. Oumaamar, F. Babaa, A. Khezzar, M. Boucherma, and F. Meibody-Tabar, “Novel Method of Broken Rotor-Bar Diagnosis in Induction Machine by DC Supply”, in Proc Electromotion , Lausanne (CH), Sept. 27-29, 2005.

Babaa F., Oumaamar M.E.K., Khezzar A., Boucherma M., "Multiple coupled circuit modeling of squirrel-cage induction motors including space harmonics and line neutral voltage", ICEM 2006, Chania, Crete Island, Greece, 2-5 September 2006.

M. Y. Kaikaa, A. Khezzar, M. Boucherma and M.E.K. Oumaamar, "Analysis of Rotor Slot Harmonics Rotation in Squirrel Cage Asynchrone Machines ", ICEM 2006, Chania, Crete Island, Greece, 2-5 September 2006.

M.E.K. Oumaamar, F. Babaa, A. Khezzar and M. Boucherma, "Diagnostics of Broken Rotor Bars in Induction Machines Using the Neutral Voltage", ICEM'2006 Conference. Chania. Greece, 2- 5 September 2006.

M.E.K. Oumaamar, A. Khezzar, M. Boucherma, H. Razik, R. Andriamalala, L. Baghli, "Neutral Voltage Analysis for Broken Rotor Bars Detection in Induction Motors Using Hilbert Transform Phase" , IAS 2007,43rd Annual meeting, New Orleans (USA),23-27 september.2007

A. Khezzar, M. Hadjami, N. Bessous, M. E. K. Oumaamar, H. Razik "Accurate Modelling of Cage Induction Machine with Analytical Evaluation of Inductances." IECON'08, Orlando, Floride, USA, 10-13 november 2008, pp. 1112-1117

M. E. K. Oumaamar, H. Razik, A. Khezzar "Experimental investigation of stator current signature in defective induction motor" IECON '09. Porto, Portugal, 3-6 novembre 2009, pp. 3443-3448

Hadjami M., Khezzar A., Oumaamar M.E.K., Razik H., Rezzoug A. " Analytical Model of Cage Induction Machine Dedicated to the Study of Axial Non-uniformities" SDEMPED 2011, 5-8 Sept 2011, Bologna, Italy

M. E. K. Oumaamar, H. Razik, A. Rezzoug, H. Chemali, A. Khezzar "Experimental Investigation of New Indices of Broken Rotor Bar in Induction Motor" acemp, Electromotion 2011, pp. 305-308, 8-10 Sept 2011, Istanbul (Turkey).

M. E. K. Oumaamar, H. Razik, A. Rezzoug, A. Khezzar "Line Current Analysis for Bearing Fault Detection Induction Motors Using Hilbert Transform Phase" acemp, Electromotion 2011, pp. 289-294, 8-10 Sept 2011, Istanbul (Turkey).

BIBLIOGRAPHIE

- [1] H. Boyer; M. Norbert ; R. Philippe “Cours de construction du matériel électrique” Ed LA CAPITELLE. Tome 1. p 134, 3^{ième} édition. 1981
- [2] J. Chatelain “ Machines électriques ” Ed Dunod. Tome 1. Suisse. 1983
- [3] W.T. Thomson “Failure identification of offshore induction motor using on-line condition monitoring” Proceedings of Fourth National Reliability Conference, pp. 1-11, Juillet 1983.
- [4] S. Williamson ET Abdel-Magied “Steady-state analysis of double-cage induction motors with rotor cage faults” IEE proceedings, 134(4), pp.199–206, 1987.
- [5] G. B. Kliman, R. A. Koegl, J. Stein, R. D. Endicott, and M. W. Madden, “Non invasive detection of broken rotor bars in operating induction motors” IEEE Trans. Energy Conv., vol. 3, pp. 873–879, Dec. 1988.
- [6] F. Filippetti, M. Martelli, G. Franceschini, et C. Tassoni. “Development of expert system knowledge base to one-line diagnosis of rotor electrical faults of induction motors” Conf. Rec. 27th Ann. Ind. Applicat. Soc. Meeting, Houston, pp. 92–99, 1992.
- [7] R. F. Walliser and C.F. Landy, "Determination of interbar current effects in the detection of broken rotor bars in squirrel cage induction motors." IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 9, no. 1. March, 1994. pp. 152-158.
- [8] R. R. Schoen; T. G. Habetler “A new method of current-based condition monitoring in induction machines operating under arbitrary load conditions” ICEM 94.
- [9] R. R. Schoen et T. G. Habetler. “Effects of time-varying loads on rotor Fault detection in induction machines”. IEEE Transactions on Industry Applications, 31(4) pp. 900–906, July-August 1995.
- [10] G. B. Kliman W. J. Premerlani, R A, Koegl, and D. Hoeweler, “A new approach to on-line fault detection in ac motors,” in Proc. IEEE-IAS Annual Meeting Conference, San Diego, CA, Oct. 6-10, 1996, pp. 687-693.
- [11] W.T. Thomson, and I. D. Stewart, “On-line current monitoring for fault diagnosis in inverter fed induction motors”, IEE Third international conference on power electronics and drives, London, pp.432-435, 1988.
- [12] A. Bellini, F. Filippetti, G. Franceschini, C. Tassoni, and J. Kliman, “Quantitative evaluation of induction motor broken bars by means of current signatures,” IEEE Trans. Ind. Applications, vol. 37, pp. 1248–1255, Sept./Oct. 2001.
- [13] S. Hayashi, T. Asakura, S. Zhang “Study of Machine Fault Diagnosis System Using Neural Networks”, IEEE, IJCNN, pp. 956-961-WCCI 2002
- [14] G. Didier, E. Ternisien, and H. Razik, “Detection of incipient rotor cage fault and mechanical abnormalities in induction motor using global modulation index on the line current spectrum,” in Proc. SDEMPED 2005, Vienna, Austria, 7-9 Sept. 2005.
- [15] A. Bellini, C. Conconi, G. Franceschini, C. Tassoni, A. Toscani, “Vibrations, currents and stray flux signals to asses induction motors rotor conditions”, in Proc IECON 2006, Nov. 2006, pp. 4963-4968

- [16] C. Bruzzese, O. Honorati, and E. Santini, "Harmonic Current Sideband-Based Novel Indicators of Broken Bars for On-line Evaluation of Industrial and Railway Cage Motor Faults," in Proc. ISIE 2007, 4-7 June 2007, pp. 1252–1257.
- [17] L. Baghli, D. Hein, H. Razik, A. Rezzoug. "Modelling Rotor Cage Induction Motors for Default Detection". IEEE-SDEMPED'97, pp. 41-47, 1-3 september 1997, Carry-le-Rouet, France.
- [18] A. Abed, "Contribution à l'Étude et au Diagnostic de la Machine Asynchrone", *Thèse de Doctorat*, Université Henri Poincaré, Nancy I, Mars 2002.
- [19] J. R. Cameron, W. T. Thomson, and A. B. Dow, "Vibration and current monitoring for detecting airgap eccentricity in large induction motors," IEE Proceedings B Electric Power Applications. 133(3): 155-63, 1986.
- [20] Nandi S., Ahmed S., Toliyat H.A., "Detection of rotor slot and other eccentricity related harmonics in a three phase induction motor with different rotor cages" IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 16, Sept. 2001, pp. 253–260.
- [21] Nandi S., Ahmed S., Toliyat H.A., Bharadwaj R.M., "Selection criteria of induction machines for speed-sensorless drive applications" IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 39, Issue: 3 , May-June 2003, pp. 704–712.
- [22] R.N. Andriamalala , H. Razik, L. Baghli and F.M. Sargos, "Eccentricity Fault Diagnosis of a Dual Stator Winding Induction Machine Drive Considering the Slotting Effects", in IEEE Transaction on Industrial Electronics, vol. 55, no. 12, pp. 4238–4251, December 2008.
- [23] M. G. Melero, M. F. Cabanas, G. A. Orcajo, J.M. Cano, G.A.Capolino "An Automated Insulation Failure Detection System for Working Induction Motors" EPE '99 – Lausanne
- [24] Emmanuel Schaeffer " Diagnostic des machines asynchrones : modèles et outils paramétriques dédiés à la simulation et à la détection de défauts " thèse de doctorat Université de Nantes, 1999.
- [25] Dragica Kostic-Perovic, Muslum Arkan, Peter Unsworth "Induction Motor Fault Detection by Space Vector Angular Fluctuation" School of Engineering, University of Sussex. BRIGHTON, 2000
- [26] A. Bellini, M. Cavatorta, C. Concari, E. Lorenzani, C. Tassoni, A. Toscani, "Experimental validation of a robust diagnostic index for induction motors stator faults", in Proc IECON 2004. vol. 2, 2-6 Nov. 2004, pp. 1367- 1373.
- [27] R. R. Schoen ;T.G.Habetler ; F. Kamran ; R. G. Bartheld; "Motor Bearing Damage Detection Using Stator Current Monitoring". IEEE Transaction on Industry Applications, vol 31, N°6, pp. 1274-1279, November- December 1995.
- [28] P. Vas, "Parameter estimation, condition monitoring, and diagnosis of electrical machines", Clarendon Press, Oxford, 1993
- [29] J. Penman, H.G. Sedding, B.A. Lloyd, W.T. Fink, "Detection and location of inter turn short-circuits in the stator windings of operating motors", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol.9, pp. 652–658, No.4, Dec. 1994

- [30] G.M. Joksimovic, J. Penman, "The detection of inter-turn short-circuits in the stator windings of operating motors", IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 47, No.5 , Oct. 2000 , pp .1078-1084
- [31] E.F.Merrill "Dynamics of AC Electrical Machines" IEEE Transaction on Industry Applications, 39th Annual meeting, 1992, vol 30, N°2, p277
- [32] G.M. Joksimovic, M.D. Durovic, J. Penman, and N. Arthur "Dynamic Simulation of Dynamic Eccentricity in Induction Machines—Winding Function Approach". Ieee Transactions On Energy Conversion, Vol. 15, No. 2, June 2000
- [33] H. Guldmir, "Detection of airgap eccentricity using line current spectrum of induction motors" Electric Power Systems Research, 64, (2003), pp. 109-117.
- [34] D. G. Dorrell, W. T. Thomson, S. 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 Transactions on Industrial Applications, vol. 33, no. 1, pp. 24-34, Jan.-Feb. 1997.
- [35] S. Nandi, R. M. Bharadwaj, H. A. Toliyat; "Mixed eccentricity in three phase induction machines: analysis, simulation and experiments," Conference Record of the 2002 IEEE Industry Applications Conference, vol. 3, pp. 1525-1532, Oct. 2002.
- [36] WU Long "Separating Load Torque Oscillation And Rotor Faults In Stator Current Based-Induction Motor Condition Monitoring" doctoral thesis in Electrical Engineering, Georgia Institute of Technology, May 2007
- [37] A. R. Crawford, S. Crawford, "The Simplified Handbook of Vibration Analysis Vol I: introduction to Vibration Analysis Fundamentals," 1992 Computational Systems Incorporated
- [38] Cornelius Scheffer, Paresh Girdhar "Practical Machinery Vibration Analysis and Predictive Maintenance" 2004 ELSEVIER
- [39] W. Li and C. K. Mechefske, "Detection of Induction Motor Faults: A Comparison of Stator Current, Vibration and Acoustic Methods," Journal of Vibration and Control, 12(2): 165–188, 2006
- [40] M. Blödt et al. "models for bearing damage detection in induction motors", IEEE transactions on industrial electronics, vol. 55, no. 4, April 2008
- [41] B. Yazici, and G. B. Kliman, "An adaptive statistical time–frequency method for detection of broken bars and bearing faults in motors using stator current," IEEE Transactions on Industry Applications 35(2), pp. 442–452. 1999.
- [42] H. Ocak, and K. A. Loparo, "Estimation of the running speed and bearing defect frequencies of an induction motor from vibration data," Mechanical Systems and Signal Processing 18(3), pp. 515–533. 2004.
- [43] W. Zhou; T. G. Habetler; R. G. Harley; "Stator Current-Based Bearing Fault Detection Techniques: A General Review", IEEE International Symposium on. Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives, pp. 7–10, 6-8 Sept 2007

- [44] M. E. K. Oumaamar, H. Razik, A. Khezzar “Experimental investigation of stator current signature in defective induction motor” IECON '09. Porto, Portugal, 3-6 novembre 2009, pp. 3443-3448
- [45] J. R. Stack, R. G. Harley, T. G. Habetler, “An amplitude Modulation detector for fault diagnosis in rolling element bearings,” IEEE Trans. on Industrial Electronics, vol. 15 Issue 5, pp. 1097-1102, Oct. 2004.
- [46] N.M. El kasabgy, A. R. Eastharq G. E. Dawson “Detection of broken bars in the cage rotor on an induction machine”, IEEE Trans. Ind. Appl, vol. IA-22, no.6, pp. 165-171, Jan. /Feb. 1992.
- [47] F. Filippetti, G. Franceschini, C. Tassoni “Neural Networks Aided On-Line Diagnostics of Induction Motor Rotor Faults”. IEEE Transactions on Industry Applications, Vol 31, N°4, July/August 1995, p892
- [48] F. Filippetti, G. Franceschini, C. Tassoni, and P. Vas, “AI techniques in induction machines diagnosis including the speed ripple effect”, IEEE Trans. Ind. Applications, vol. 34, Issue: 1, pp. 98 – 108, Jan.-Feb. 1998.
- [49] J.-H. Jung, J.-J. Lee, and B.-H. Kwon, “Online Diagnosis of Induction Motors Using MCSA,” IEEE Trans. Ind. Electronics, vol. 53, Issue 6, Dec. 2006, pp. 1842-1852
- [50] Mohamed Yazid Kaikaa, Fatima Babaa, Abdelmalek Khezzar, Mohamed Boucherma “Analytical analysis of rotor slot harmonics in the line current of squirrel cage induction motors” journal of electrical engineering, VOL. 57, NO. 1, 2006, pp. 12–19
- [51] Khezzar, A.; Kaikaa, M. Y.; Oumaamar, M. E. K.; Boucherma, M.; Razik, H.; “On the Use of Slot Harmonics as a Potential Indicator of Rotor Bar Breakage in the Induction Machine”, *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, Volume 56, Issue 11, Nov. 2009 Page(s):4592 – 4605.
- [52] J. Milimonfared, H. M. Kelk, S. Nandi, A. D. Minasians, and H. A. Toliyat “A novel Approach for Broken-Rotor-Bar Detection in Cage Induction Motors,” IEEE Trans. Ind. Applicat. vol. 35, NO. 5, Sept. /Oct. 1999
- [53] F. Cupertino, E. de Vanna, L. Salvatore, and S. Stasi, “Analysis Techniques for Detection of IM Broken Rotor Bars After Supply Disconnection,” IEEE Trans. Ind. Appl., vol. 40, no. 2, March/April 2004.
- [54] A. Khezzar, M. E. K. Oumaamar, A. Lebaroud, and M. Boucherma, “Novel Study of Induction Motors with Broken Bar Faults,” in Proc. ICEM'2004, Conference. Lodz. Poland, 5-8 Sept. 2004.
- [55] A. Khezzar, M. Y. Kaikaa, M. Boucherma, “Analytical investigation of rotor slot harmonics in a three phase induction motor with broken rotor bars”, 11th European conference of power electronics and applications (EPE'05) in Dresden, Allemagne, 11-14 septembre 2005.
- [56] M.E.K. Oumaamar, F. Babaa, A. Khezzar, M. Boucherma, and F. Meibody-Tabar, “Novel Method of Broken Rotor-Bar Diagnosis in Induction Machine by DC Supply”, in Proc Electromotion , Lausanne (CH), Sept. 27-29, 2005.

- [57] H. Henao, G.A. Capolino, and C. Martis, "On the Stray Flux Analysis for the Detection of the Three-Phase Induction Machine Faults," in Proc IEEE-IAS Annual Meeting (IAS'03), Pittsburgh (USA), October 2002.
- [58] M. A. Cash, T. G. Habetler, G. B. Kliman, "Insulation Failure Prediction in AC Machines Using Line-Neutral Voltages," IEEE Trans. Ind. Applications, vol. 34, no. 6, pp. 1234–1239, November/December 1998.
- [59] H. Razik, G. Didier, "A Novel Method of Induction Motor Diagnosis Using the Line-Neutral Voltage," in Proc. EPE-PEMC, Riga, Latvia, Sept. 2004.
- [60] P. García, F. Briz, M. W. Degner, A. B. Diez, "Diagnostics of Induction Machines Using the Zero Sequence Voltage" 2004 IEEE
- [61] M.E.K. Oumaamar, F. Babaa, A. Khezzar and M. Boucherma, "Diagnostics of Broken Rotor Bars in Induction Machines Using the Neutral Voltage", ICEM'2006 Conference. Chania. Greece, 2- 5 September 2006.
- [62] M.E.K. Oumaamar, A. Khezzar, M. Boucherma, H. Razik, R. Andriamalala, L. Baghli, "Neutral Voltage Analysis for Broken Rotor Bars Detection in Induction Motors Using Hilbert Transform Phase" , IAS 2007, 43rd Annual meeting, New Orleans (USA), 23-27 september. 2007
- [63] A. Khezzar, M. E. K. Oumaamar, "Diagnostics of Induction Machines with Incipient Rotor Cage Faults Using the Neutral Voltage" International Review of Electrical Engineering- December 2007
- [64] Khezzar, A.; Oumaamar, M. E. K.; Hadjami, M.; Boucherma, M.; Razik, H.; "Induction Motor Diagnosis Using Line Neutral Voltage Signatures", *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, Volume 56, Issue 11, Nov. 2009 Page(s):4581 – 4591.
- [65] Kerszenbaum ; C.F. Landy "Existence of large interbar current in three phases squirrel cage motor with rotor bar and/or end-rings", IEEE Transactions on Power Apparatus and systems, Vol 3, N°3, Jul 84, pp. 1854-1862
- [66] G.H. Muller and C.F. Landy. "A Novel Method to Detect Broken Rotor Bars in Squirrel Cage Induction Motors When Inter bar Currents are Present," IEEE Transactions on energy conversion, vol. 18, no. 1. March. 2003. pp. 71-79.
- [67] H. Razik, H. Henao, R. Carlson, "The effect of inter-bar currents on the diagnostic of the induction motor" IEEE International Symposium on Industrial Electronics 4-7 May 2004, vol. 2, pp. 797-802.
- [68] H. Yahoui; G. Grellet "Analysis of harmonics components of the electromagnetic torque of an asynchronous motor with an end ring fault." ICEM 1996, Vol 3, p392
- [69] G. Salles. « Surveillance et Diagnostic des Défauts de la Charge d'un Entraînement par Machine Asynchrone ». Thèse de Doctorat Université Lyon 1, Villeurbanne, FRANCE, Janvier 1997.
- [70] A. J. M. Cardoso et al. "Rotor Cage Faults Diagnosis in Three-Phase Induction Motors by Park's Vector Approach." 30th Ind. Applicat. Society Annual Meeting, pp. 642-646, Oct, 8-12, 1995, Orlando, Florida
- [71] J. I. Taylor, "The vibration analysis handbook," 2001 VCI

- [72] G. Didier, "Modélisation et diagnostic de la machine asynchrone en présence de défaillances" thèse de doctorat soutenue le 29 /10/2004 à l'université Henri Poincaré de Nancy.
- [73] G. Didier, E. Ternisien, O. Caspary and H. Razik, "A new approach to detect broken rotor bars in induction machines by current spectrum analysis", *Mechanical Systems and Signal Processing*, Volume 21, Issue 2, February 2007, Pages 1127
- [74] M. E. K. Oumaamar, H. Razik, A. Rezzoug, A. Khezzar "Line Current Analysis for Bearing Fault Detection Induction Motors Using Hilbert Transform Phase" *acemp, Electromotion 2011*, pp. 289-294, 8-10 Sept 2011, Istanbul (Turkey).
- [75] Yuefeng Liao, Thomas A. Lipo, "Effect of saturation third harmonic on the performance of squirrel-cage induction machines" *Electric Machines & Power Systems*, vol. 22, n°2, pp. 155-171, 1994
- [76] M. E. K. Oumaamar, H. Razik, A. Rezzoug, H. Chemali, A. Khezzar "Experimental Investigation of New Indices of Broken Rotor Bar in Induction Motor" *acemp, Electromotion 2011*, pp. 305-308, 8-10 Sept 2011, Istanbul (Turkey).
- [77] H.A. Toliyat, T.A. Lipo, "Transient analysis of cage induction machines under stator, rotor bar and end ring faults" *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, Volume: 10 Issue: 2, June 199, pp. 241-247.
- [78] H. A. Toliyat, M. S. Arefeen, and A. G. Parlos "A Method for Dynamic Simulation of Air-Gap Eccentricity in Induction Machines" *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, Vol. 32, No. 4, Jul. /Aug. 1996.
- [79] A. Khezzar, M. Hadjami, N. Bessous, M. E. K. Oumaamar, H. Razik "Accurate Modelling of Cage Induction Machine with Analytical Evaluation of Inductances." *IECON'08, Orlando, Floride, USA, 10-13 novembre 2008*, pp. 1112-1117
- [80] X. Luo, Yuefeng Liao, H. A. Toliyat, A. El-Antably, and T. A. Lipo, "Multiple Coupled Circuit Modeling of Induction Machines" *IEEE transactions on industry applications*, vol. 31, no. 2, march-april 1995
- [81] E. Ritchie, X. Deng and T. Jokinen, "Dynamic model of three phase squirrel cage induction motor with rotor faults" *ICEM'1994 Conference*, pp. 694-698.
- [82] M.Y Kaikaa, F. Babaa, A. Khezzar, and M. Boucherma, "Analytical Analysis of Rotor Slot Harmonics in the Line Current of Squirrel Cage Induction Motors," *Journal of Electrical Engineering*, vol 57, 12-19, 2006.
- [83] C. Cheny, and J.M. Kauffmann, "Information Losses in Decoupling Space Harmonics Effects for an Induction Drive," *Mathematics and Computers in Simulation*, vol. 46, pp. 361-372, 1998.
- [84] W. Deleroi "Squirrel cage motor with broken bar in the rotor - Physical phenomena and their experimental assessment" *Proceedings part 3, sept 82, Budapest*
- [85] R.F.Walliser ; C.F.Landy "The Influence of inter bar Currents on the detection of Broken Rotor Bars" *International Conference on Electrical Machine (ICEM 92), Proceedings, Manchester, 1992*, vol. 3, pp. 1.246-1.250.

- [86] Hadjami M., Khezzar A., Oumaamar M.E.K., Razik H., Rezzoug A. " Analytical Model of Cage Induction Machine Dedicated to the Study of Axial Non-uniformities" SDEMPED 2011, 5-8 Sept 2011, Bologna, Italy
- [87] Babaa F., Oumaamar M.E.K., Khezzar A., Boucherma M., "Multiple coupled circuit modeling of squirrel-cage induction motors including space harmonics and line neutral voltage", ICEM 2006, Chania, Crete Island, Greece, 2-5 September 2006.
- [88] M. Y. Kaikaa, A. Khezzar, M. Boucherma and M.E.K. Oumaamar, "Analysis of Rotor Slot Harmonics Rotation in Squirrel Cage Asynchrone Machines", ICEM 2006, Chania, Crete Island, Greece, 2-5 September 2006.
- [89] J. S. Hsu, S. P. Liou, B. T. Lin, W. F. Weldon, "Losses influenced by third-harmonic flux in induction motors" IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 6 No. 3 September 1991
- [90] P. L. Alger, "Induction Machines", 2nd ed, New York; Gordon and Breach, 1970
- [91] P. G. Kini, R. C. Bansal, and R. S. Aithal, "A novel approach toward interpretation and application of voltage unbalance factor," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 54, no. 4, pp. 2315–2322, Aug. 2007.

Annexe

TABLEAU A.I

CARACTÉRISTIQUES DES MACHINES ASYNCHRONES

Description	MAS ₁	MAS ₂	MAS ₃	MAS ₄
Marque	SEW USOCOME	FIMET		SIEMENS
Puissance	3 kW	3 kW	1.1 kW	2.2kW
Courrant	5,9 A	6,13 A	2,7 A	4,7 A
Nombre de Pôles	2	4	4	2
Nombre de barres rotoriques	28	28	22	32
Nombre d'encoches statoriques	36	36	24	24
Vitesse nominale	2800 tr/min	1420 tr/min	1380 tr/min	2860 tr/min

TABLEAU A.II

DIMENSIONS DES ROULEMENTS

Description	6306	6205
Marque	KG	KG
Nombre de billes	8	9
Diamètre moyen	51 mm	40 mm
Diamètre de la bille	12,53 mm	8,33 mm
Angle de contact β	0°	0°

Les paramètres de la machine asynchrone utilisée en simulation MAS₃

$P = 2$: Nombre de paires de pôles.

$N_s = 240$: Nombre effectif de spires /phase statorique.

$n_b = 22$: Nombre de barres de la cage rotorique.

$l = 75 \text{ mm}$: Longueur axiale du rotor de la machine.

$D = 79 \text{ mm}$: Diamètre du rotor

$e = 0,5 \text{ mm}$: Épaisseur de l'entrefer.

$l_{fs} = 14,8 \text{ mH}$: Inductance de fuites /phase statorique.

$J = 0,0023 \text{ N.m}$: Moment d'inertie.

$R_s = 7,82 \Omega$: Résistance d'une phase statorique.

$R_e = 3,1 \cdot 10^{-6} \Omega$: Résistance d'une portion d'anneau de court-circuit.

$R_b = 1,96 \cdot 10^{-4} \Omega$: Résistance d'une barre rotorique.

$L_e = 1,6 \cdot 10^{-7} \text{ H}$: Inductance de fuite d'une portion d'anneau de CC.

$L_b = 2,16 \cdot 10^{-7} H$: Inductance de fuite d'une barre rotorique.

Caractéristiques Microphone PHILIPS SBC MD150

Sensibilité : -74 dB

Impédance : 600Ω

Bande passante : 85-11000Hz

OUMAAMAR MOHAMED EL KAMEL

**Surveillance et diagnostic des défauts rotoriques et mécaniques de la machine asynchrone
avec alimentation équilibrée ou déséquilibrée**

Résumé

Le travail de recherche présenté dans cette thèse concerne le diagnostic des défauts rotoriques et mécaniques de la machine asynchrone. En premier lieu, est proposée une synthèse des méthodes de diagnostic appuyées par des expérimentations avec des défauts créés au rotor et au stator de la machine asynchrone alimentée à partir du réseau. Et dans le même sillage, une étude expérimentale sur la comparaison en amplitude et en phase des signatures de défauts de barres dans les spectres du courant statorique et de la tension entre neutres a été abordée.

Dans un deuxième temps, la machine asynchrone est alimentée par un convertisseur faisant corps avec celle-ci. On a introduit une nouvelle technique de diagnostic, basée sur l'analyse spectrale des courants du réseau (en amont de l'ensemble convertisseur-machine).

Finalement, et afin de simuler le comportement de la machine, il était nécessaire de développer un modèle précis prenant en compte les harmoniques d'espace, et la tension entre neutres, pour corroborer les fréquences induites par les défauts rotoriques dans la tension entre neutres, une étude théorique a été présentée qui a donné des résultats intéressants.

Mots clés : diagnostic, machine asynchrone, tension entre neutres, rupture de barres rotoriques, simulation

**Monitoring and diagnosis of the rotor and mechanical defects in the induction machine
with balanced or unbalanced supply**

Abstract

The research presented in this thesis concerns the diagnosis of rotor and mechanical defaults of the induction machine. First, there is provided a summary of the diagnostic methods supported by experiments with defects created in the rotor and stator of the asynchronous machine fed from the network. And in the same vein, an experimental study on the comparison in amplitude and phase signatures of defects in bar in the spectra between the stator current and neutral voltage was discussed. In a second step, the induction motor is fed by a converter mounted directly onto the motor. We introduced a new diagnostic technique based on spectral analysis of the currents of the network (upstream of the converter-machine). Finally, in order to simulate the behavior of the machine, it was necessary to develop an accurate model taking into account the space harmonics, and neutral voltage. To corroborate the frequency induced by rotor defects in the neutral voltage, a theoretical study was presented which gave interesting results.