

**RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE  
MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR  
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE  
UNIVERSITÉ MENTOURI - CONSTANTINE**

**FACULTÉ DES SCIENCES DE L'INGENIEUR  
DÉPARTEMENT D'ÉLECTROTECHNIQUE**

N° d'ordre : / Doc /2010  
Série : / ELC /2010

**MÉMOIRE DE THÈSE**

*Présenté pour obtenir le diplôme de Doctorat en sciences  
En Electrotechnique*

Par

**OUMAAMAR Mohamed El Kamel**

**Surveillance et diagnostic des défauts rotoriques de  
la machine à induction avec différents types  
d'alimentation**

Soutenu le : 14/06/2010

**Devant le Jury :**

<b>Président:</b>	Aissa	BOUZID	Prof. UM. Constantine
<b>Rapporteurs :</b>	Abdelmalek	KHEZZAR	Prof. UM. Constantine
	Hubert	RAZIK	Prof. UCB Lyon France
<b>Examineurs:</b>	Abderrezak	REZZOUG	Prof. UHP Nancy France
	Med El Hadi	LATRECHE	Prof. UM. Constantine
	Salah Eddine	ZOUZOU	Prof. UMK. Biskra

*À la mémoire de mon regretté père Abdelkader*

## Remerciements

Le travail relatif à cette thèse s'est déroulé au sein des deux laboratoires, LEC sur le site de l'Université Mentouri de Constantine et au GREEN sur le site de l'Université Henri Poincaré de Nancy sous la direction du Docteur Abdelmalek KHEZZAR et du Docteur Hubert Razik.

J'exprime toute ma gratitude à Monsieur Abdelmalek KHEZZAR, Professeur à l'Université Mentouri de Constantine, pour ses conseils et sa disponibilité sans faille, qui, à l'origine revient l'idée de travailler sur le diagnostic de la machine à induction.

Je tiens à témoigner ma reconnaissance à Monsieur Hubert RAZIK, Professeur à l'Université Claude Bernard de Lyon et Monsieur Abderrezak REZZOUG, Professeur à l'Université Henri Poincaré de Nancy, pour leurs conseils pertinents.

Je tiens à remercier particulièrement :

Monsieur Aïssa BOUZID, Professeur à l'UMC, qui me fait l'honneur de présider ce jury.

Messieurs LATRECHE, Professeur à l'UMC et ZOUZOU, Professeur à l'Université de Biskra, pour avoir accepté d'examiner ce travail.

Ce travail a pu se dérouler dans un cadre favorable grâce à la gentillesse et la bonne humeur de mes collègues des deux laboratoires, je souhaite donc remercier Monsieur Rija ANDRIAMALALA pour l'aide qu'il m'a apporté dans l'expérimentation au GREEN. Ainsi que Monsieur Adel MEHEMLI pour sa participation à la réalisation du banc d'essai.

À mon ami Djamil BOUKHERS pour ses encouragements et sa présence durant mes années d'étude.

À toute personne ayant participé de près ou de loin à la réussite de ce modeste travail

Enfin, j'exprime toute ma gratitude à ma famille et mes amis, pour leur patience et leur soutien moral

*Je dédie ce mémoire*

*À ma femme et ma fille Inès*

*À ma mère*

*À mon frère et ma sœur*

*À ma belle famille*

*À tous ceux qui me sont très chers.*

# SOMMAIRE

<b>Introduction générale</b>	1
<b>CHAPITRE I</b>	
<b>Synthèse expérimentale des méthodes de diagnostic de la machine à induction</b>	3
I- Introduction	4
II- Construction de la machine à induction	4
II.1- Le stator	5
II.2- Le rotor	6
III- Intérêt du diagnostic	7
IV- Description des bancs d'essais	8
V- Diagnostic des défauts de la machine à induction	10
V.1- Les défauts statoriques :	10
V.2- Les défauts rotoriques	14
V.2.1- Excentricité statique	14
a) Analyse par courant statorique	15
b) Analyse par vibrations et bruits sonores	17
V.2.2- Les défauts de roulement	21
V.2.2.1- Défaut de bague extérieure: Analyse par courant statorique vibrations et bruits sonores	24
V.2.2.2- Défaut de billes : Analyse du courant statorique vibrations et bruits sonores	26
V.3- Les cassures de barres	29
V.3.1- Les vecteurs courants de Park	30
V.3.2- Analyse par tensions après déconnexion de l'alimentation	31
V.3.3- Analyse par vibrations et bruits sonores	33
V.3.4- Analyse par courant statorique	35
V.3.5- Analyse par tension de neutre-neutre	38
V.3.6- Analyse de la phase des spectres par la transformée de Hilbert	40
VI- Conclusion	42
<b>CHAPITRE II</b>	
<b>Étude comparative par voie expérimentale entre les signatures de diagnostic dans le courant de ligne et la tension neutre-neutre</b>	44
I- Introduction	45
II- Étude et analyse par voie expérimentale	45
II.1- Alimentation par réseau	47
II.2- Alimentation par onduleur de tension	62

II.3- Analyse des phases des courants et tension de neutre par la transformée de Hilbert	71
III. Conclusion	75

### CHAPITRE III

<b>Modèle multi-enroulements de la machine à induction incluant la tension de neutre avec prise en compte des harmoniques d'espace</b>	76
I- Introduction	77
II- Mise en équation du modèle	77
II.1- Les équations électriques : les tensions statoriques et rotoriques	78
II.2- Équations mécaniques	81
III- Modélisation des différentes inductances	81
III.1- L'approche de la fonction d'enroulement (WFA)	81
III.2- Inductances statoriques	84
III.3 - Inductances rotoriques	86
III.4- Inductances mutuelles statoriques et rotoriques	88
IV- Simulations et discussions	90
IV.1- Résultats de simulation et validation expérimentale	90
IV.1.1- Alimentation par réseau	90
IV.1.2- Alimentation par onduleur de tension	93
V- Conclusion	96

### CHAPITRE IV

<b>Diagnostic de la machine asynchrone par l'analyse de la tension entre neutres avec alimentation équilibrée et déséquilibrée</b>	97
I- Introduction	98
II- Analyse fréquentielle de la tension de neutre	98
II.1- Composantes fréquentielles de la tension de neutre pour une machine à induction saine avec une alimentation équilibrée	99
II.2- Composantes fréquentielles de la tension de neutre pour la machine à induction saine avec une alimentation déséquilibrée	102
II.2.1- Sans prise en considération des ondulations de vitesse	102
II.2.2- Avec prise en considération des ondulations de vitesse	104
III- Fréquences de la tension neutre relatives aux dissymétries du rotor	107
IV- Validation expérimentale	111
V- Conclusion	117
<b>Conclusion générale</b>	118
<b>Bibliographie</b>	120
<b>Annexe</b>	128

## 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, fatigue causée par les forces électromagnétiques et les contraintes de l'environnement que doit subir la machine à induction pendant son usage habituel.

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 sont nombreuses et variées car elles s'adaptent aux types de défauts rencontrés.

Un effort important a été effectué concernant la modélisation des machines à induction en présence de quelques défauts comme la cassure des barres et / ou des anneaux, le court circuit et l'excentricité. 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, ... .

Le mémoire comporte quatre chapitres. Le premier chapitre concerne la synthèse des méthodes de diagnostic de la machine à induction exploitée expérimentalement lors du présent mémoire. A partir des grandeurs mesurables, on peut extraire des informations relatives aux défauts de la machine tels que les défauts électriques (court-circuit, cassure 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, deux techniques attirent notre attention. 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 tension qui aura lieu 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. L'analyse par la tension entre neutres, peu exploitée dans la littérature, peut donner 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 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 quatrième 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, nous présentons une formulation précise des fréquences harmoniques de la tension neutre. Elle est donnée quand la machine fonctionne dans le cas où l'alimentation est équilibrée ainsi que dans le cas où elle est 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 expérimentale des méthodes de diagnostic de la machine à induction

## I. Introduction

La machine à induction, est très répandue dans le milieu industriel par sa qualité de robustesse et son faible coût de fabrication et de maintenance. Au début, son utilisation était l'entraînement des systèmes à vitesse non variable. Aujourd'hui, avec l'amélioration de l'électronique de puissance, celle-ci supplante 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 étant 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 l'expérimental, nous présenterons d'abord de manière succincte, la construction de la machine à induction triphasée et les contributions scientifiques sur les défauts de la machine à induction. Ensuite, nous présenterons les méthodes de diagnostic des défauts électriques et mécaniques qu'on a pu réaliser dans les laboratoires LEC de Constantine et GREEN de Nancy.

## II. Construction de la machine à induction :

La machine à induction (Figure I.1) comporte un inducteur fixe nommé stator et un induit mobile nommé rotor. 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 est le rotor.

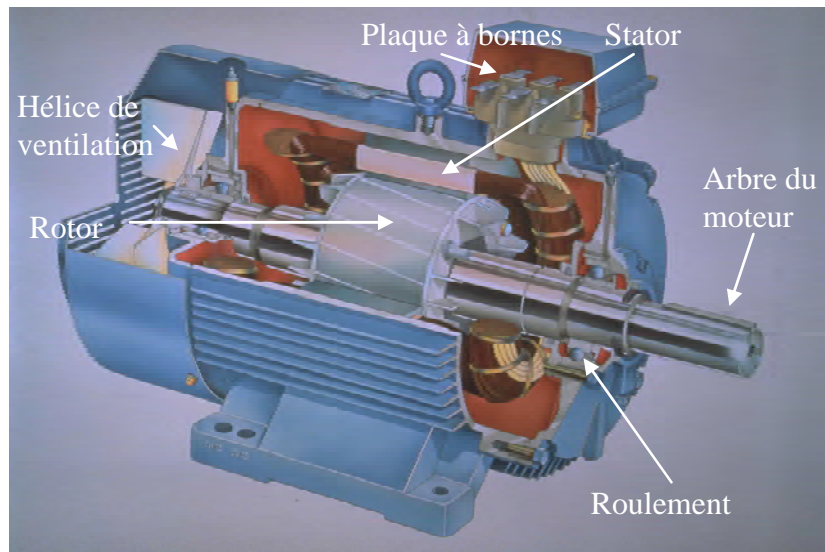


Fig. I.1 : la machine à induction

## II.1 Le stator :

Il est constitué par une couronne de tôles empilées, ce sont des tôles minces (0,35 mm) [NOR81], avec les pertes allant de 1,6 à 2,3 W/kg à 50 Hz [CHA83]. 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.

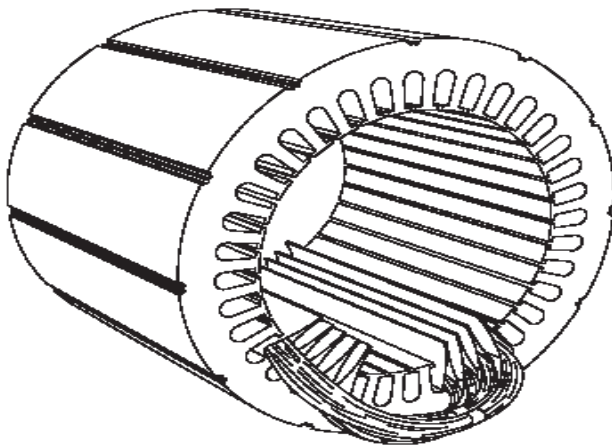


Fig. I.2 : stator en cours de bobinage

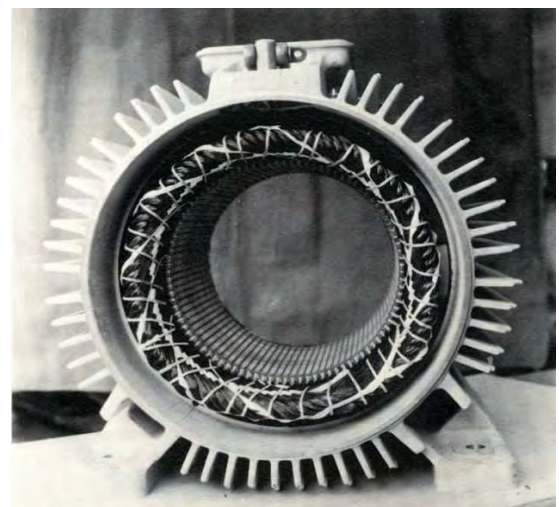


Fig. I.3 : stator (vue d'ensemble)

## II.2 Le rotor :

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

Les rotors à cage d'écureuil des machines à induction 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, qui est constitué par des barres en cuivre nu, ou par de l'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 ou 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 des deux côtés 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).

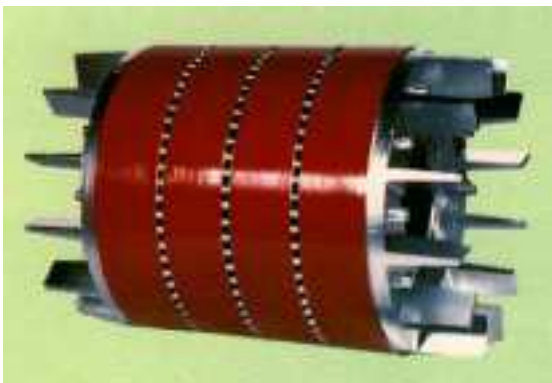
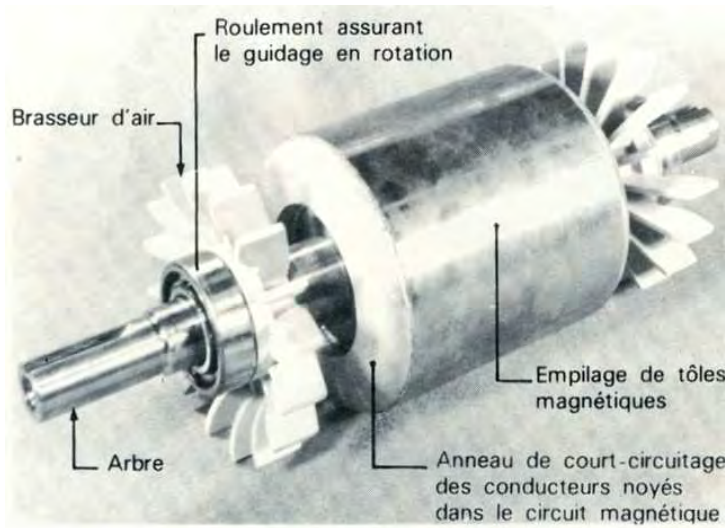


Fig. I.4 : rotor à barres d'aluminium

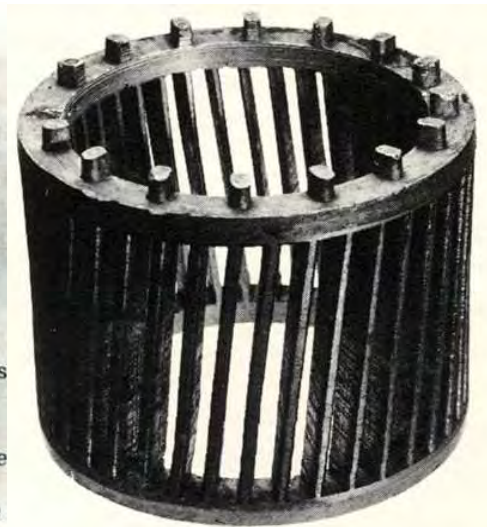


Fig. I.5 : rotor à barres de cuivre

(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) [CHA83].

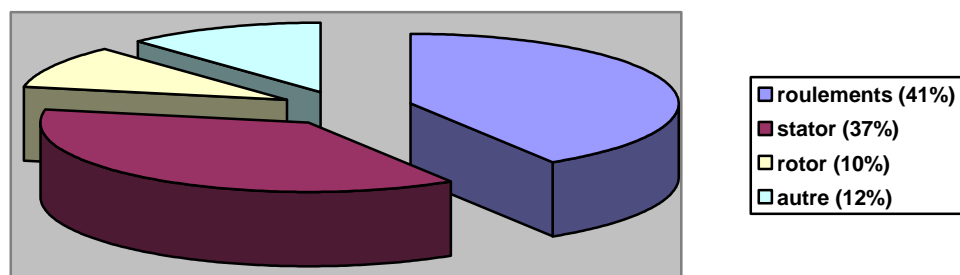
### III. Intérêt du diagnostic :

Pendant leurs fonctionnements habituels les moteurs peuvent être exposés à différents environnements hostiles, ou avoir des défauts de fabrications. Les différents défauts internes du moteur (par exemple, circuit court des fils de moteur, les courts-circuits entre spires, roulements cassés, excentricité du rotor, barres cassées de 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 entraîne leur vieillissement et les assujettis aux défauts naissants. 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.

C'est le problème des ruptures de barres dans les moteurs des stations de pompage offshore qui ont été à l'origine des premiers travaux de recherche sur le diagnostic

proprement dit des machines à induction [THO83], [WIL87]. De nombreux travaux ont suivi dans la même voie [THO88], [KLI88], [FIL92], [WAL94], [SCHO94], [SCHO195] [KLI96] [BEL01], [HAY02], [DID05], [BEL06], [BRU07] ou ont été initiés pour le diagnostic des autres défauts de la machine, comme l'excentricité du rotor [PEN00] [NAN01], [NAN03] les courts-circuits [CAP99], [SCHA99], [PER00], [BEL04] ou encore l'usure des roulements [SCHO295].

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 à induction

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 d'expérimenter les différents défauts qui peuvent affecter une machine à induction, nous avons réalisé des expériences sur plusieurs machines à induction 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 de Nancy est composé d'une machine à induction MAS<sub>1</sub> et d'une machine à courant continu.

La machine à induction 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).

Quant au deuxième banc d'essai été monté au Laboratoire d'électrotechnique de Constantine, composé de différentes machines à induction MAS<sub>2</sub>, MAS<sub>3</sub>, MAS<sub>4</sub>.

Les essais de court-circuit entre spires de la machine à induction ont été faits sur la machine à induction MAS<sub>2</sub>, qui a été rebobinée à cet effet.

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

Pour les machines à inductions MAS<sub>2</sub>, MAS<sub>3</sub>, MAS<sub>4</sub>, les mesures du courant statorique et des tensions des machines sont effectuées en utilisant les sondes citées plus haut et puis sont enregistrées par l'oscilloscope LeCroy Wave Runner 6050 qui comprend 4 voie d'acquisition de signaux, offre 5 GS/s sur chaque canal ADC et 1 Mo de mémoire standard. La fréquence d'échantillonnage choisie pour chaque acquisition de données est de 50kHz, pour une durée de 10s.

Après l'acquisition, les 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)

## V. Diagnostic des défauts de la machine à induction

### 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 [VAS93] a utilisé comme capteurs des bobines de Rogowski. Celles-ci, similaires à des transformateurs de courant, ne comportent pas de matériaux ferromagnétiques. Leur construction les destine donc à la détection des décharges partielles qui se produisent à des hautes fréquences dans le bobinage du stator, tout en étant relativement insensibles au fondamental.

M. Capolino et ses coauteurs [CAP99] 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 [SCHA99], pour diagnostiquer des courts-circuits du moteur à induction utilisé en vitesse variable, se base sur l'identification paramétrique. Et 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, vu 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 à induction MAS<sub>2</sub>, l'essai a été effectué à vide. La machine a été rebobinée avec des prises intermédiaires à 10, 20, 30 et 60 % du nombre total des spires de chaque enroulement statorique. L'objectif est de pouvoir court-circuiter le nombre de spires préalablement choisi.

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  $\pm f_s$  [SCHA99]. Ces nouvelles composantes entraînent des harmoniques de fréquences  $kf_s$  dans les courants statoriques de la machine.

En plus, de ces fréquences, deux équations sont données comme indicateur de défaut de court-circuit entre spires, la première équation décrite dans [PEN94] :

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

avec  $f_{st}$  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) [JOK100]:

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

avec  $\lambda$  un entier, et  $N_r = n_b$  nombre de barres rotoriques.

La figure I.10 montre l'harmonique fondamental du spectre du courant statorique de la machine à induction fonctionnant à vide.

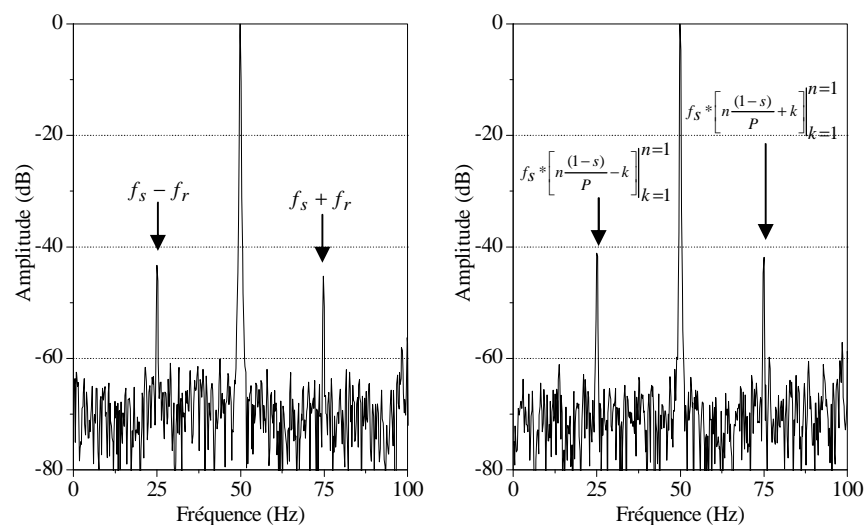
D'une part on peut voir des composantes de fréquence à  $f_s - f_r$  et  $f_s + f_r$  qui sont déjà présentes dans le spectre de la machine saine à cause de l'excentricité naturelle.

D'autre part, on observe l'augmentation de ces mêmes composantes données par l'équation (I.1) générée par le court-circuit des spires de la machine à induction. Du fait que la machine n'est pas chargée, dans la figure I.11 on remarque une légère augmentation des fréquences données par (I.2).

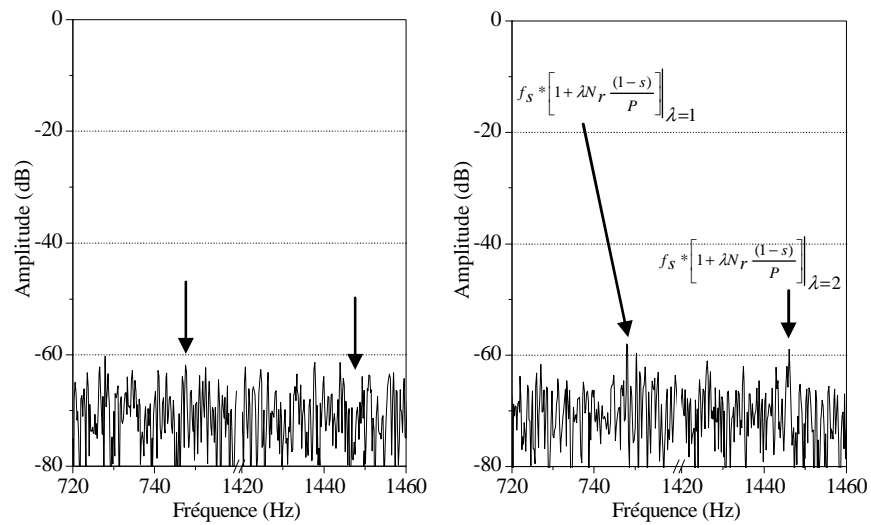
En revanche, dans la figure I.12, en gardant la machine non chargée et en accentuant le court-circuit d'une phase (60%), nous remarquons une variation notable de l'amplitude des fréquences aux harmoniques d'encoche rotorique (Rotor Slot Harmonic RSH). Nous tenons à signaler que les spires en courts-circuits sont fermées sur une résistance afin de limiter le courant de court-circuit.

Quant aux fréquences  $kf_s$ , la présence naturelle de déséquilibre d'alimentation laisse la variation dans leurs amplitudes difficilement remarquables, pour cela nous n'avons pas jugé utile de les illustrer.

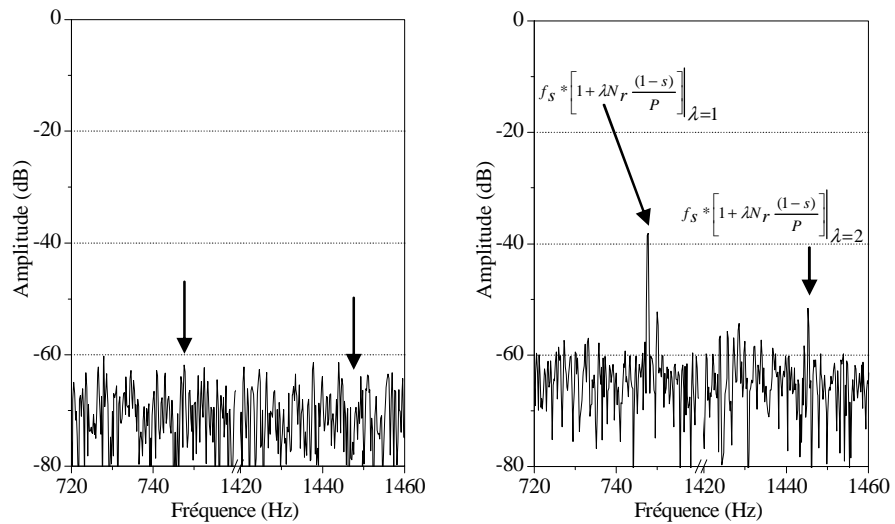
Les fréquences et les amplitudes des composantes introduites par le court-circuit sont consignées dans le tableau I.1.



**Fig. I.10 :** spectre du courant statorique autour du fondamental, machine saine (gauche), machine avec 30% de spires d'une phase en court-circuit (droite)



**Fig. I.11** : spectre du courant statorique autour du RSH, machine saine (gauche), machine avec 30 % de spires d'une phase en court-circuit (droite)



**Fig. I.12** : spectre du courant statorique autour du RSH, machine saine (gauche), machine avec 60% de spires d'une phase en court-circuit (droite)

TABLEAU I.1

Les fréquences du courant statorique pour 30% et 60% de spires court-circuitées

Formule	Fréquence (Hz)	Amplitude (dB)		
		sain	défaut	
			30%	60%
$f_s * \left[ n \frac{(1-s)}{P} - k \right]_{k=1}^{n=1} = f_s \left[ \frac{(1-s)}{2} - 1 \right]$	24,70	-44	-41	-39
$f_s * \left[ n \frac{(1-s)}{P} + k \right]_{k=1}^{n=1} = f_s \left[ \frac{(1-s)}{2} + 1 \right]$	74,66	-46	-42	-42
$f_s * \left[ 1 + \lambda N_r \frac{(1-s)}{P} \right]_{\lambda=1} = f_s \left[ 1 + 28 \frac{(1-s)}{2} \right]$	748	-62	-57	-38
$f_s * \left[ 1 + \lambda N_r \frac{(1-s)}{P} \right]_{\lambda=2} = f_s \left[ 1 + 28(1-s) \right]$	1446	-70	-59	-51

## 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.13), l'excentricité dynamique, ou mixte. Ces défauts sont détectables par la surveillance des vibrations ou de l'analyse des grandeurs électriques de la machine (courant, tension, flux) [MER94], [SCHO94], [SCHO195], [PEN00], [JOK200] [NAN01], [GUD03].

L'excentricité statique a été provoquée intentionnellement par l'insertion dans le logement du roulement d'une bague excentrée à 15% (Figure I.14).

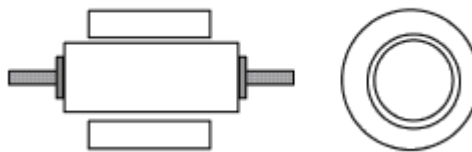


Fig. I.13 : Excentricité statique

**a) Analyse par courant statorique**

Dans [NAN01], Subhasis Nandi et Hamid Toliyat proposent de déceler 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 paire de pôles de la machine à induction.

$$f_{s,ecc} = \left[ kn_b \left( \frac{1-s}{p} \right) \pm 1 \right] f_s \quad (I.3)$$

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 :

$$f_{s,ecc} = \left[ kn_b \left( \frac{1-s}{p} \right) \pm n \right] f_s \quad (I.4)$$

$n$  : 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 [DOR97], [NAN02] :

$$f_{mix} = \left( 1 \pm k \frac{1-s}{p} \right) f_s \quad (I.5)$$

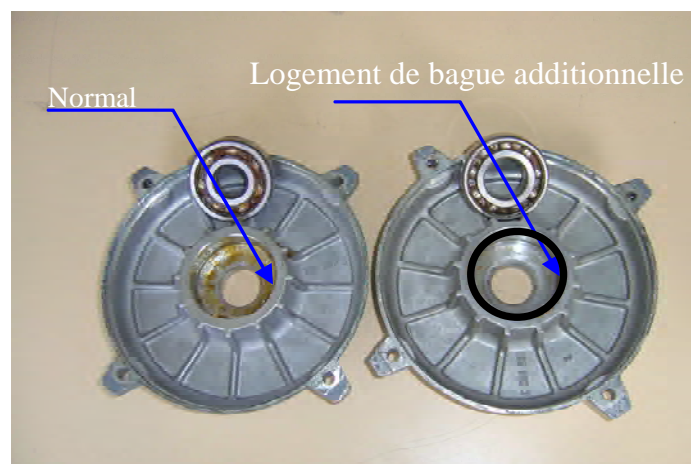
Évidemment, n'importe quelle oscillation dans le couple de charge à un multiple de la fréquence de rotation  $f_r$  induira les fréquences correspondantes dans le spectre du courant statorique à :

$$f_{ch\ arg\ e} = f_s \pm kf_r = \left(1 \pm k \frac{1-s}{p}\right) f_s \quad (I.6)$$

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

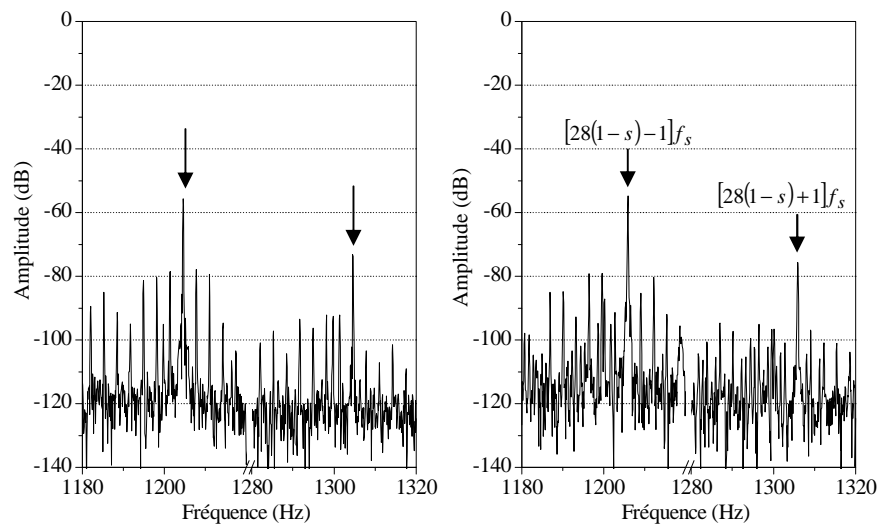
Cependant, vu la similitude entre les équations (I.5) et (I.6) il est difficile de distinguer entre ces deux défauts [WUL06].

La variation dans les différents spectres des courants vient en concordance avec les formules signalées précédemment (Figures I.15 et I.16).

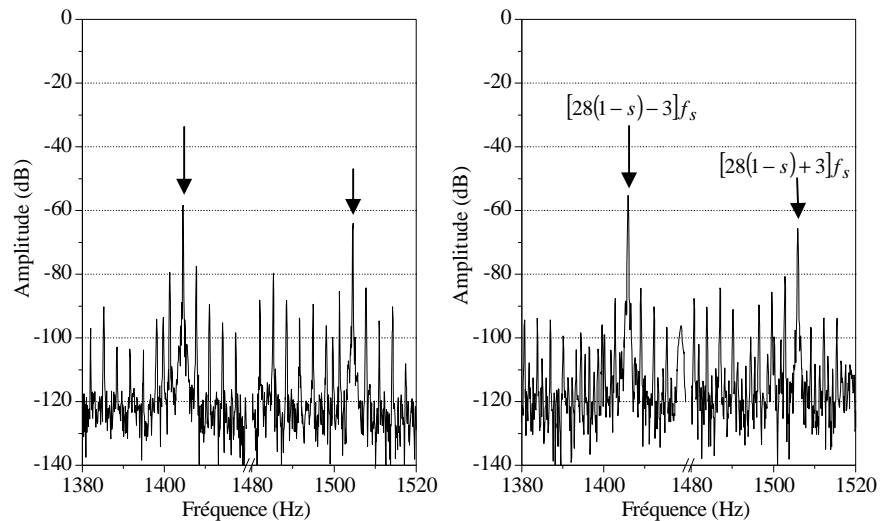


**Fig. I.14** : vue d'un flasque de machine sans et avec bague additionnelle d'excentration

En synthèse, les figures I.15 et I.16 montrent les fréquences caractéristiques de l'excentricité statique données par l'équation (I.4), 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.15 :** spectre du courant statorique de l'excentricité statique avec  $n = 1$ , machine saine (gauche), machine excentrée (droite).



**Fig. I.16 :** 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 [CRA92] 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 ses 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  $f_p$

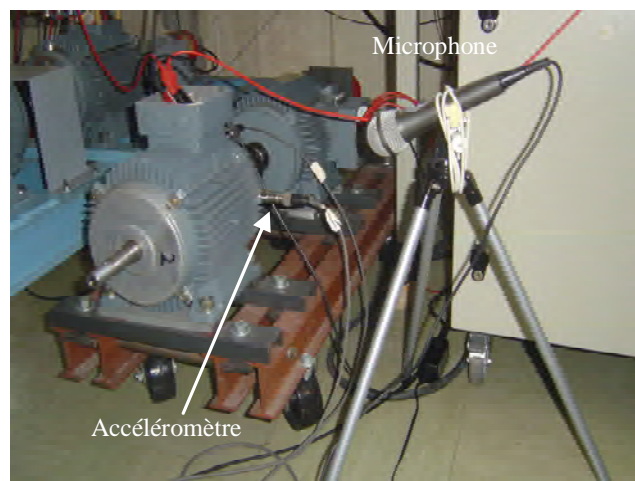
$$F_{ecc} = 2f_s \pm f_p \quad (I.7)$$

$f_p = p.f_g$  : Fréquence de passage par pôle (Pole pass frequency)

$f_g = f_s - f_r$ , fréquence de glissement

$p$  : Nombre de pôles.

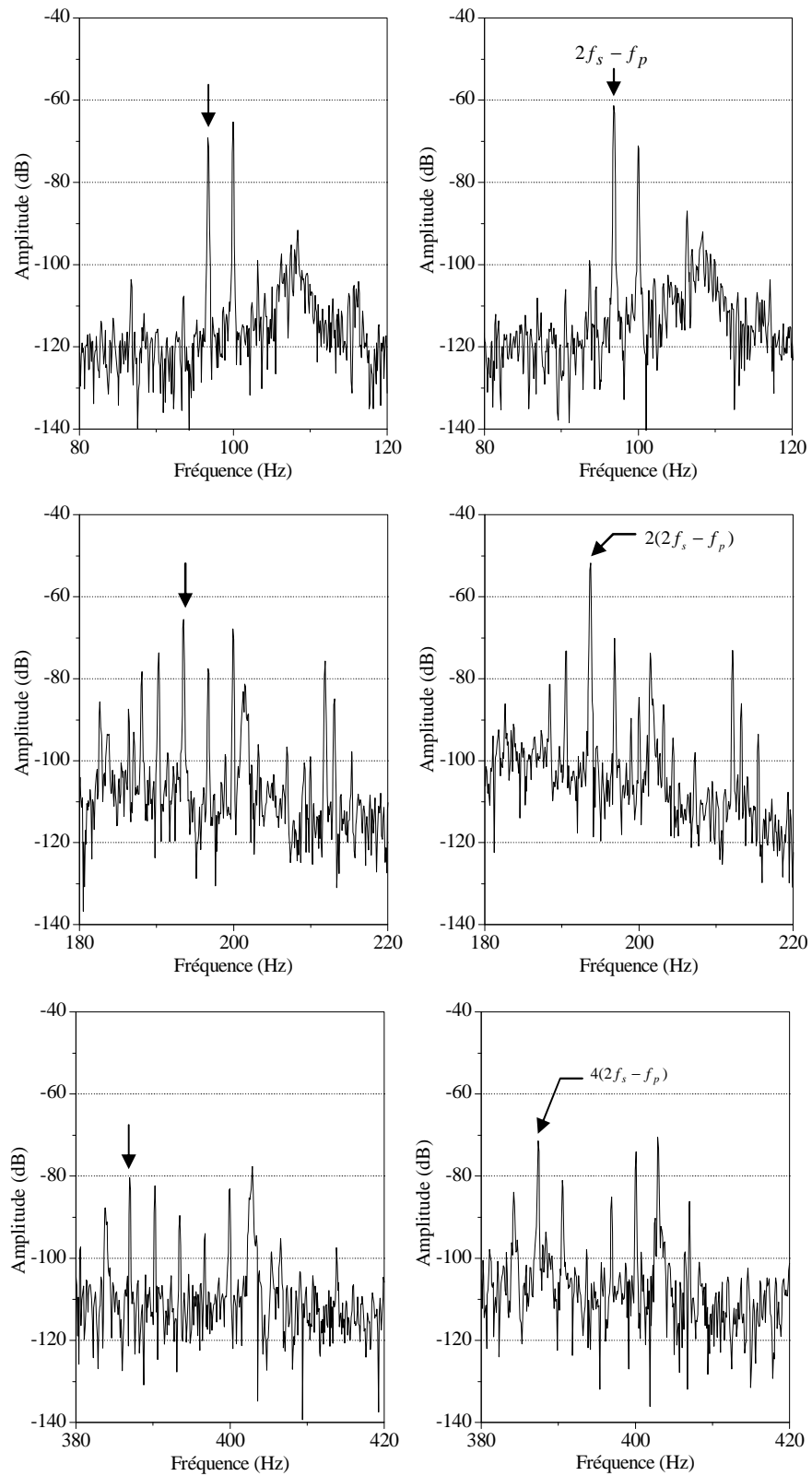
Pour toutes les expériences une alimentation par le réseau était nécessaire afin d'éviter le bruit magnétique supplémentaire dû aux harmoniques d'alimentation induits par l'onduleur. Toutes les hélices de refroidissement ont été retirées des moteurs afin de réduire l'influence de tout bruit aérodynamique. Le microphone était déposé sur un trépied comme indiqué sur la (Figure I.17), à une distance d'environ 30 cm de la machine. Les bruits sonores ont les mêmes fréquences que les vibrations [LI06].



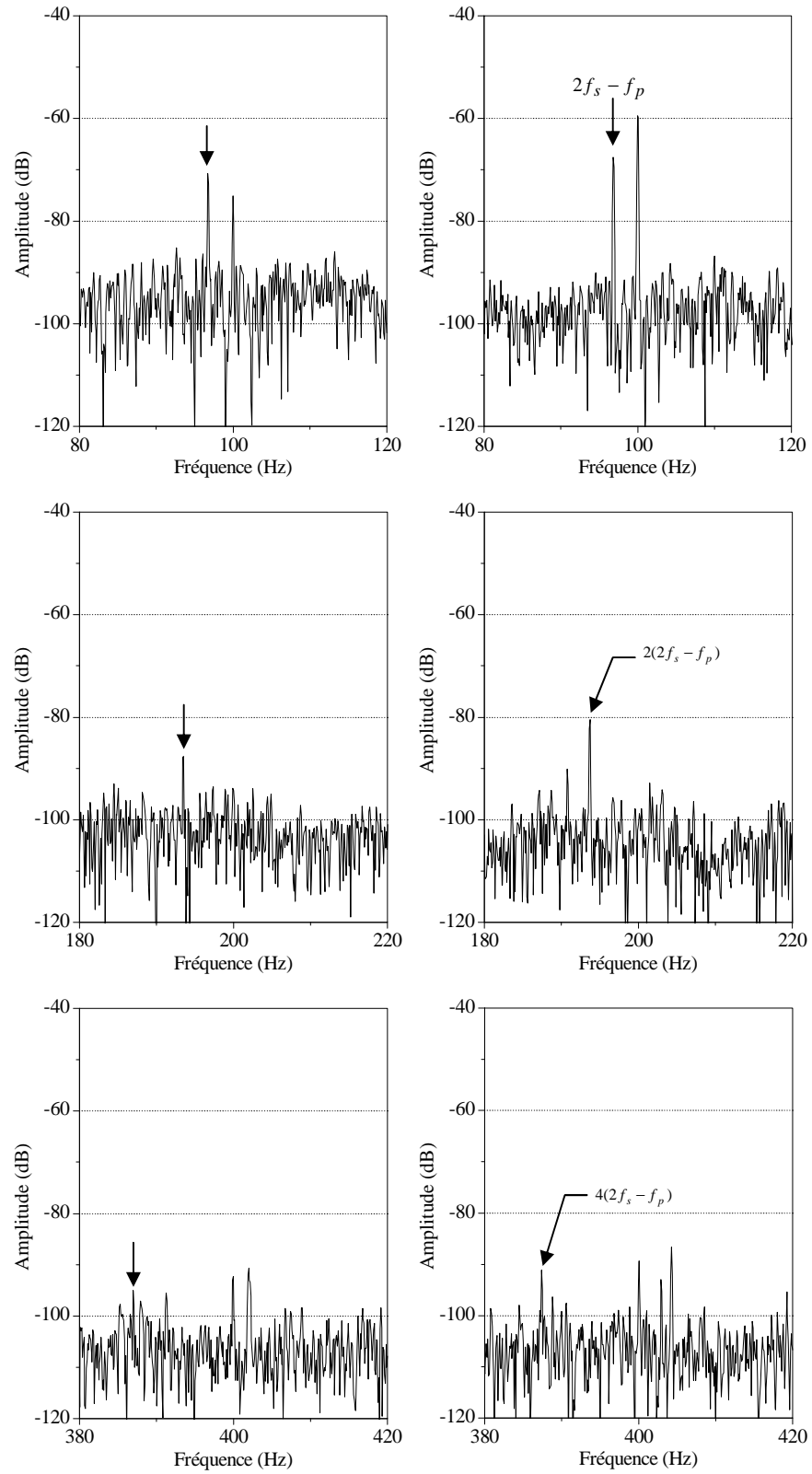
**Fig. I.17** : Vue du banc d'essai avec en premier plan le microphone

Les figures I.18 et I.19 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.7) 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 dans le spectre des vibrations (Tableau I.2).





**Fig. I.18 :** spectre des vibrations radiales de l'excentricité statique, machine saine (gauche), machine excentrée (droite)



**Fig. I.19** : spectre des bruits de l'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. [SCHO295] 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 :

$$f_{bng} = |f_s \pm mf_v| \quad (\text{I.8})$$

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

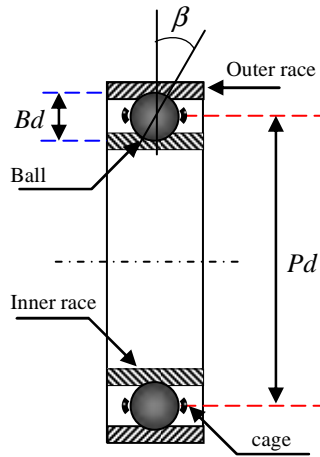
Blödt, [BLO08] suggère les expressions pour les trois types de défaut comme suit :

$$\text{Défaut de bague extérieure: } f_{bng} = |f_s \pm mf_o| \quad (\text{I.9})$$

$$\text{Défaut de bague intérieure: } f_{bng} = |f_s \pm f_r \pm mf_i| \quad (\text{I.10})$$

$$\text{Défaut de bille: } f_{bng} = |f_s \pm f_{cage} \pm mf_b| \quad (\text{I.11})$$

Les fréquences caractéristiques de vibration seront calculées sur la base des dimensions du roulement (Figure I.20)



**Fig. I.20** : 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  $f_b$ , et finalement la fréquence de la cage  $f_{cage}$  [YAZ99, OCA04, ZHO07, OUM09] :

$$f_i = \frac{N_b}{2} * f_r * \left( 1 + \frac{Bd}{Pd} \cos \beta \right) \quad (\text{I.12})$$

$$f_o = \frac{N_b}{2} * f_r * \left( 1 - \frac{Bd}{Pd} \cos \beta \right) \quad (\text{I.13})$$

$$f_b = \frac{Pd}{Bd} * f_r * \left[ 1 - \left( \frac{Bd}{Pd} \cos \beta \right)^2 \right] \quad (\text{I.14})$$

$$f_{cage} = \frac{f_r}{2} * \left( 1 - \frac{Bd}{Pd} \cos \beta \right) \quad (\text{I.15})$$

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  $\beta$  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 à induction ne sont pas connues, Schoen [SCHO195] a montré que les fréquences de vibration peuvent être rapprochées pour la plupart des roulements entre 6 et 12 billes par les formules suivantes:

$$f_o = 0,4N_b f_r, \quad f_i = 0,6N_b f_r \quad (\text{I.16})$$

Par conséquent, ces approximations ne sont valables que pour les roulements de la série 6200, mais ne le sont pas pour la série 6300 [STA04]. Cependant on peut estimer les fréquences  $f_{cage}$ ,  $f_i$  et  $f_o$ , pour la série 6300 par l'application des approximations suivantes [CRA92] :

$$f_{cage} = \left( \frac{1}{2} - \frac{1,2}{N_b} \right) * f_r \quad (\text{I.17})$$

$$f_i = \left( \frac{N_b}{2} + 1,2 \right) * f_r \quad (I.18)$$

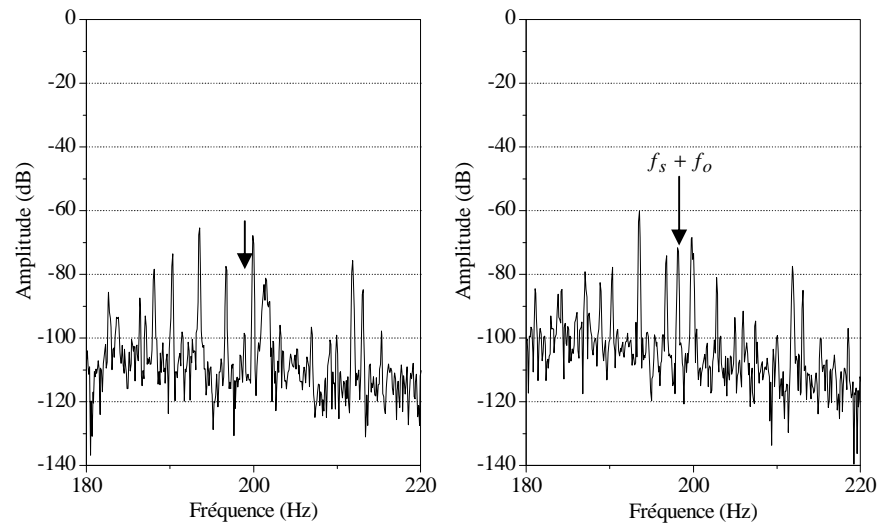
$$f_o = \left( \frac{N_b}{2} - 1,2 \right) * f_r \quad (I.19)$$

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

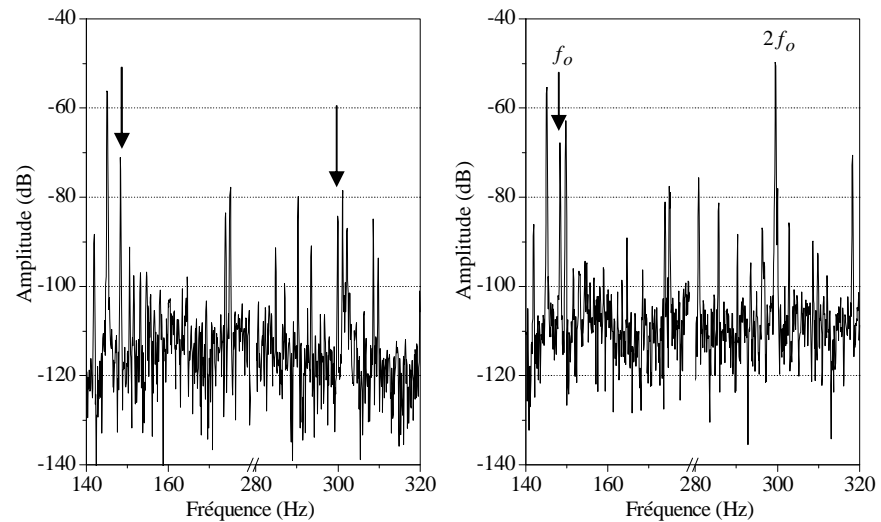
Le défaut de la bague extérieure a été créé artificiellement par rainurage (Figure I.21) Les figures de I.22 à I.24 montrent respectivement les composants des fréquences relatifs aux défauts de bague extérieure du roulement de la machine à induction fonctionnant à 50% de la charge nominale. Dans le spectre du courant on peut voir l'augmentation de l'amplitude de la composante en  $f_s + f_o$  (équation (I.9)), quant aux spectres de vibrations radiales et du bruit on voit une augmentation évidente de la fréquence  $2f_o$  que celle de  $f_o$  qui sont données par l'équation (I.13) (tableau I.3).



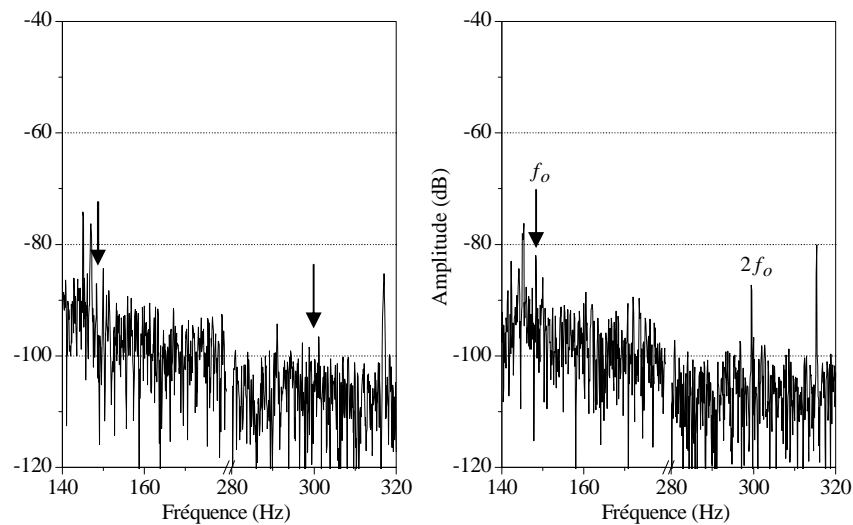
Fig. I.21 : vue des roulements sains et défectueux (bague cassée)



**Fig. I.22 :** spectre du courant statorique avec roulement sain (gauche), roulement avec la bague extérieure cassée (droite)



**Fig. I.23 :** spectre des vibrations radiales roulement sain (gauche), roulement avec la bague extérieure cassée (droite)



**Fig. I.24 :** 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
$f_s + f_o$	199	-99	-72				
$f_o$	149			-72	-68	-87	-81
$2f_o$	298			-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.26 à I.28 montrent respectivement les fréquences relatives au défaut de billes créé artificiellement par écorchure de deux billes (Figure I.25), pour le spectre du courant on voit une légère augmentation de l'amplitude de la fréquence du défaut donnée par l'équation (I.11)  $f_s - f_{cage} - f_b$ , par contre dans le spectre des vibrations, on note l'augmentation



évidente de l'amplitude de la fréquence donnée par l'équation (I.14)  $2f_b$  et une légère augmentation de l'amplitude de  $3f_b$  dans le spectre du bruit. D'où les fréquences et les amplitudes des composantes introduites par le défaut et ce pour différents types de signal sont répertoriées dans le (tableau I.4).



Fig. I.25 : vue des roulements sains et défectueux (billes écorchées)

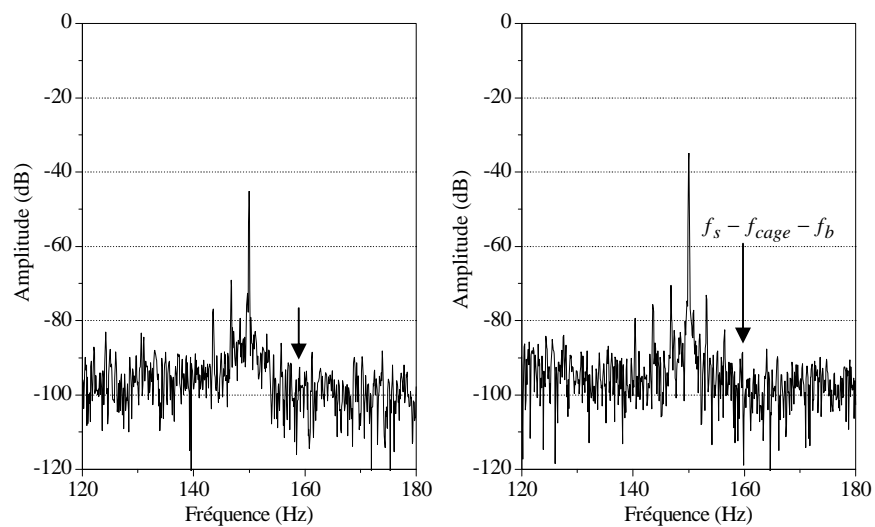


Fig. I.26 : spectre du courant statorique roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)

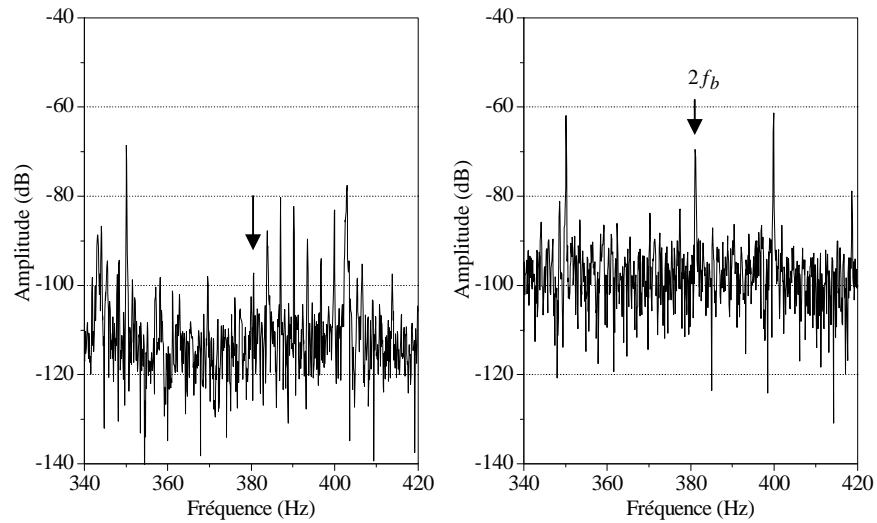


Fig. I.27 : spectre des vibrations radiales roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)

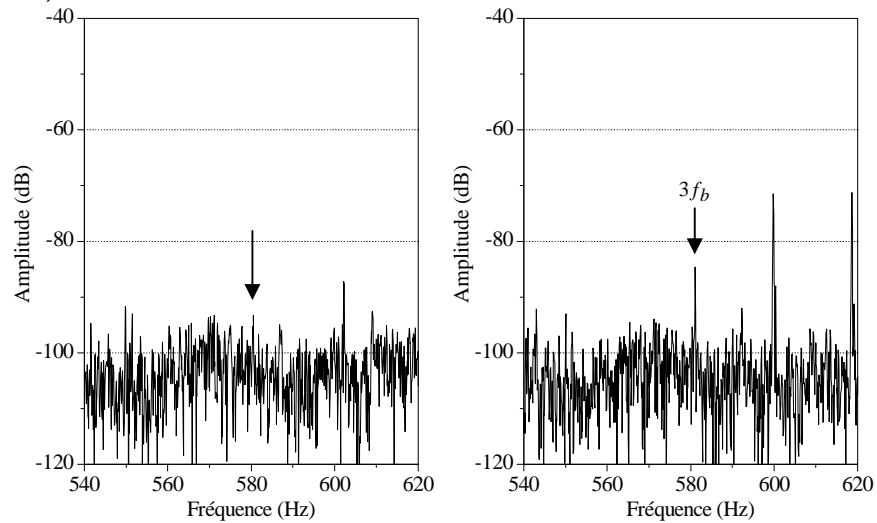


Fig. I.28 : spectre des bruits roulement sain (gauche), roulement avec 2 billes écorchées (droite)

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 cassures de barres

Parmi les défauts les plus étudiés, la cassure de barres de la machine à induction fait sans doute partie des plus courants (Figure I.29).

De nombreuses méthodes de diagnostic de la machine à induction 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 [ELK92, FIL95, FIL98, JUN06, KHE06, KHE209], la tension induite dans le stator après la déconnexion de l'alimentation [MIL99, CUP03, KHE04, KHE05], dans le courant du stator la phase excitée par alimentation en courant continu [OUM05], l'analyse des flux [HEN02] et l'utilisation de la tension neutre-neutre est également considérée ces dernières années [CAS98, RAZ104, GAR04, OUM06, OUM07, KHE07, KHE109].

D'autres auteurs [KER84, WAL94, MUL03, RAZ204] 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 appelé communément courants inter-barres. La signature de ce type de défauts dans le spectre du courant se trouve donc modifiée.

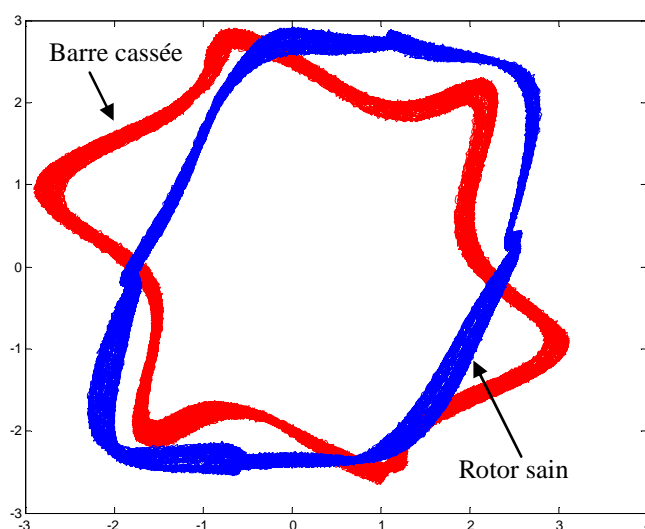
La rupture d'une ou plusieurs barres dans le rotor induit des modifications dans les courants du stator. Mais dans le cas de l'étude de la charge il faut aussi s'intéresser à leur influence sur la forme du couple. Yahoui montre [YAH96] par une analyse théorique et des essais comment le spectre du couple électromagnétique se trouve modifié lorsqu'un des deux anneaux d'une cage simple est cassé.



**Fig. I.29 :** Cassure de barre rotorique (perçage d'une barre)

### V.3.1- Les vecteurs courants de Park

Cardoso et ses coauteurs [CAR95] proposent une méthodologie basée sur l'approche du vecteur de Park du courant statorique. En fait, les courbes de Lissajous de ce vecteur augmentent d'épaisseur et changent de forme proportionnellement au nombre de barres cassées (Figure I.30).



**Fig. I.30 :** Courbe de Lissajous du courant statorique, pour la machine à induction MAS<sub>1</sub> (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 le papier de M. Millimanfared [MIL99] rappelle le diagnostic de cassure 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, et afin de pallier à ces erreurs, il a proposé une nouvelle approche qui consiste en l'analyse spectrale de la tension statorique transitoire obtenue après la déconnexion de la machine de la source d'alimentation.

Et prouvant 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 [CUP04] et [KHE04].

À la déconnexion, les tensions induites entre phases au stator sont données par la relation suivante [MIL99] et [KHE04] :

$$\begin{bmatrix} v_{sab} \\ v_{sbc} \\ v_{sca} \end{bmatrix} \approx \frac{d\theta}{dt} \cdot \frac{d[L_{sr}]}{d\theta} \cdot [I_r] \quad (I.20)$$

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 à induction MAS<sub>4</sub> 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.31). Ces composants se situent autour du 21<sup>ème</sup> et du 47<sup>ème</sup> 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.32 en bleu). Cependant pour pouvoir tirer des conclusions un

deuxième essai était nécessaire mais avec un rotor défectueux (Figure I.32 en vert) montré une augmentation de l'amplitude des harmoniques observés sous conditions saines, cette augmentation révèle la présence des barres cassées qu'on peut voir dans les spectres zoomés (Figure I.33).

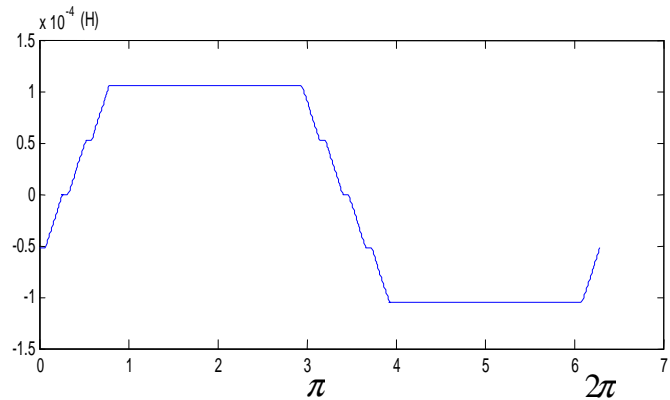


Fig. I.31 : inductance mutuelle entre la maille rotorique « r1 » et la phase statorique « a » :  $L_{a1}^{sr}$

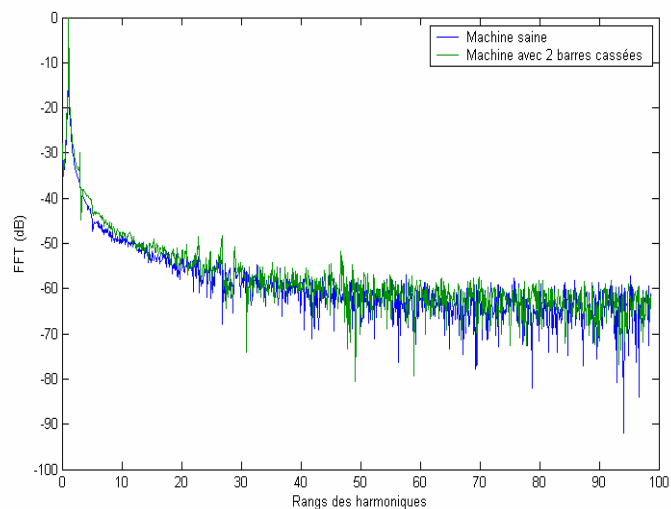


Fig. I.32 : Analyse spectrale des tensions enregistrées pour la machine saine (en foncé) et la machine défectueuse (en claire).

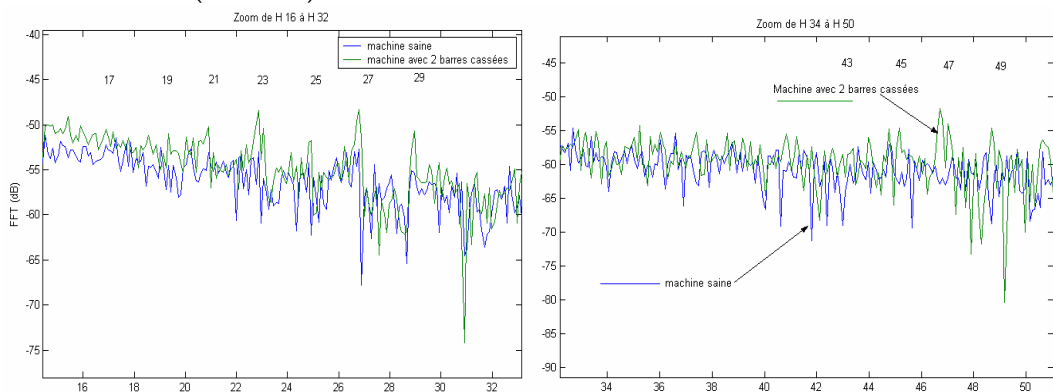


Fig. I.33 : les zooms des harmoniques autour de 21 et 47

### 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.

[TAY01] [SCH04] :

$$f_{vbc} = hf_r \pm f_p \quad (I.21)$$

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), [SCH04] tels que :

$$f_{vbc} = n_b f_r \pm 2f_s \quad (I.22)$$

$$RBPF = n_b \cdot f_r \quad (I.23)$$

L'expérimentation portée par les analyses vibratoire et acoustique (les figures de I.34 à I.36) a montré que les fréquences induites par le défaut de barre respectent les formules données ci-dessus.

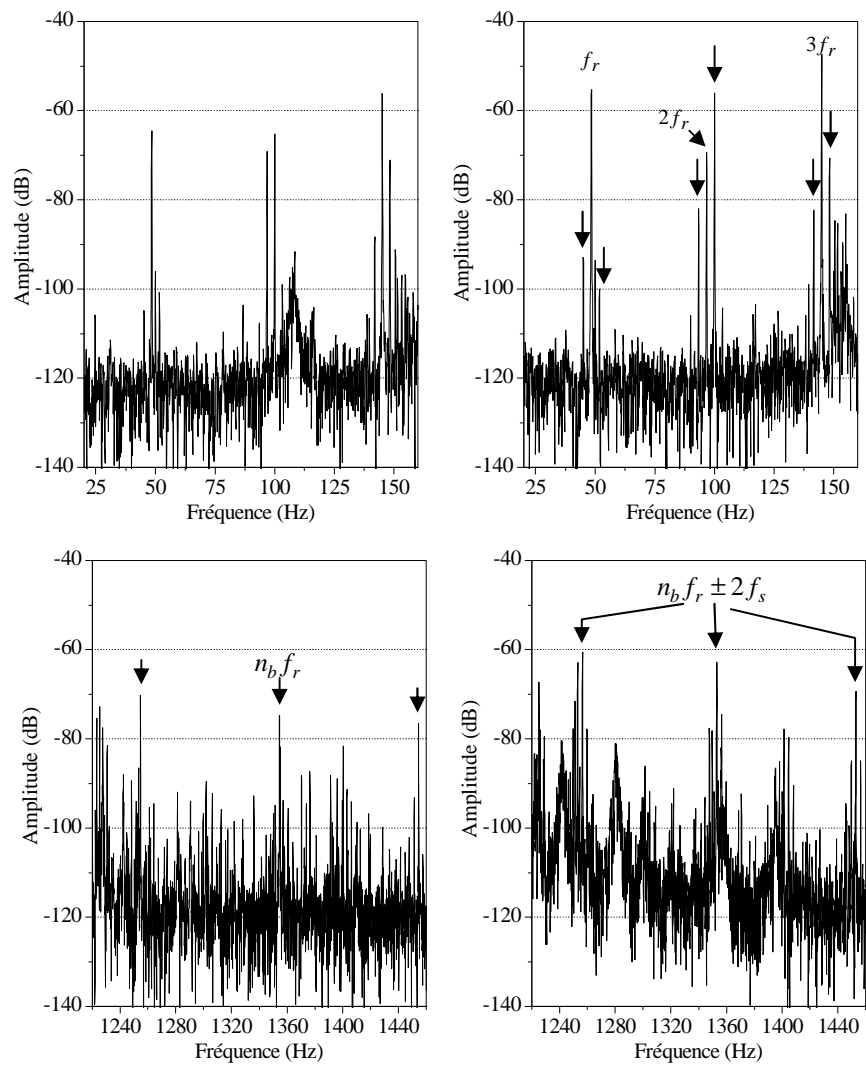


Fig. I.34 : spectre des vibrations radiales, rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

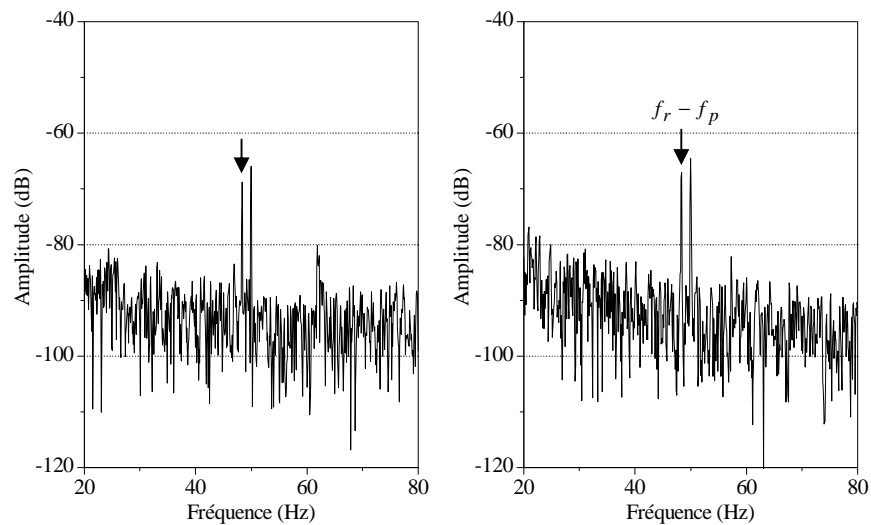
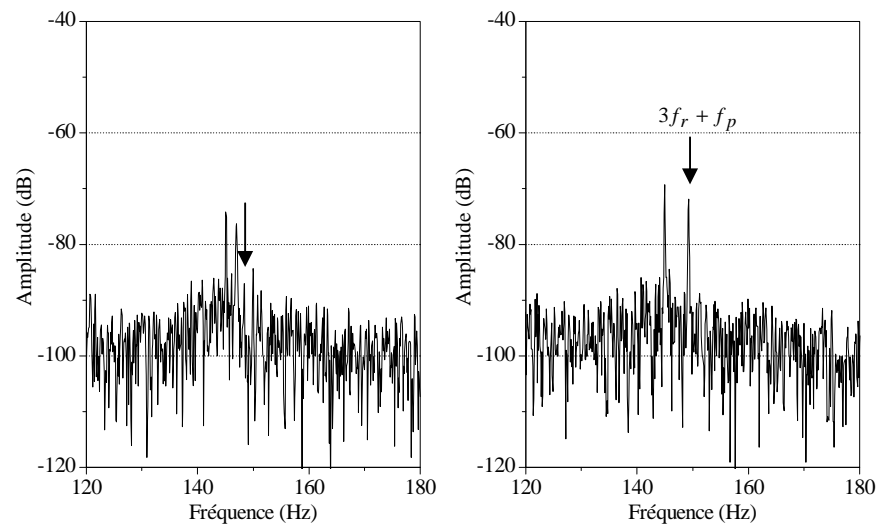


Fig. I.35 : spectre des bruits autour du fondamental, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)





**Fig. I.36** : 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 des machines à induction est basée sur le traitement des courants statoriques pour détecter les lignes de spectre typiques. Pour un moteur à induction avec barre cassée au rotor, comme l'est clarifié dans [FIL95], 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 [KHE09] :

$$f_{sh} = [h(1 - s) \pm s \pm 2ks]f_s \quad (\text{I.24})$$

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 vitesse.

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

$$f_{sh} = \left[ \frac{\lambda n_b}{p} (1-s) \pm 1 \pm 2ks \right] f_s \quad (I.25)$$

La figure I.37 montre l'harmonique fondamental du spectre du courant statorique de la machine à induction fonctionnant à 50 % de 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 sous l'ondulation de vitesse sont en accord avec la formule généralisée donnée par (I.24). La composante à  $f_s - 3f_r$  donnée par l'équation (I.5) 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.

En figures I.38 et I.39 sont représentés deux spectres sur la plage fréquentielle autour du 3<sup>ème</sup> harmonique ainsi que du 5<sup>ème</sup> 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.

En figure I.40 sont représentés 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'encoche du

rotor. Ces raies témoignent, en haute fréquence, la présence d'un défaut au niveau de la cage d'écureuil du rotor.

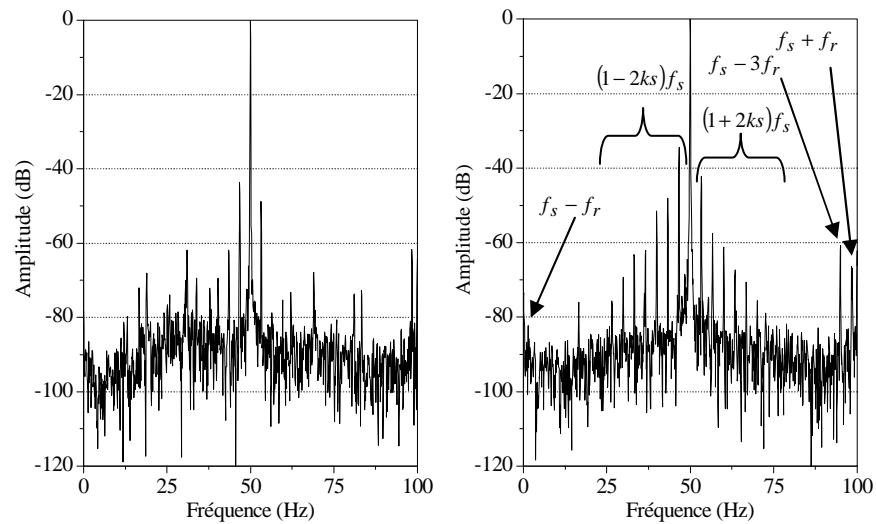


Fig. I.37 : spectre du courant statorique autour du fondamental, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

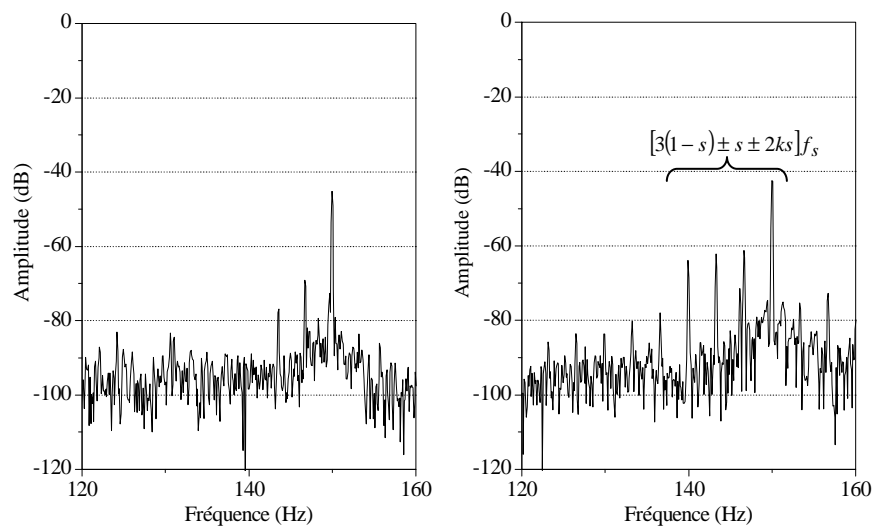
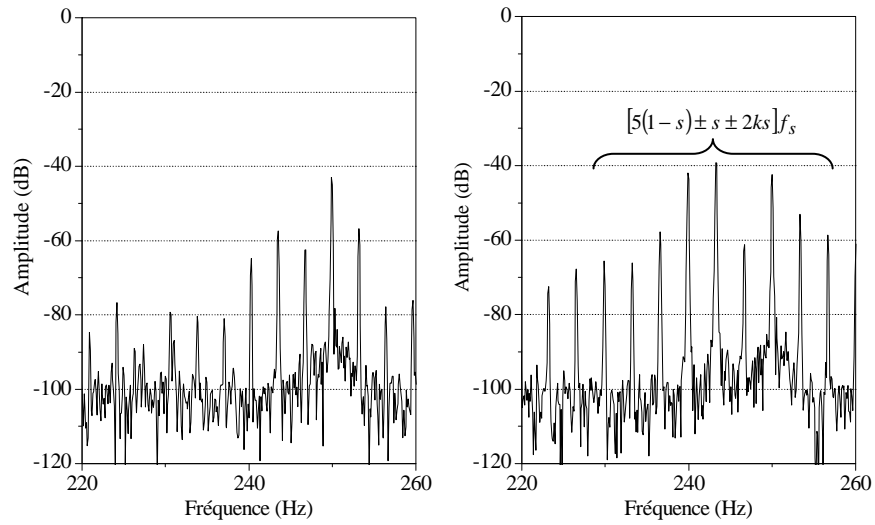
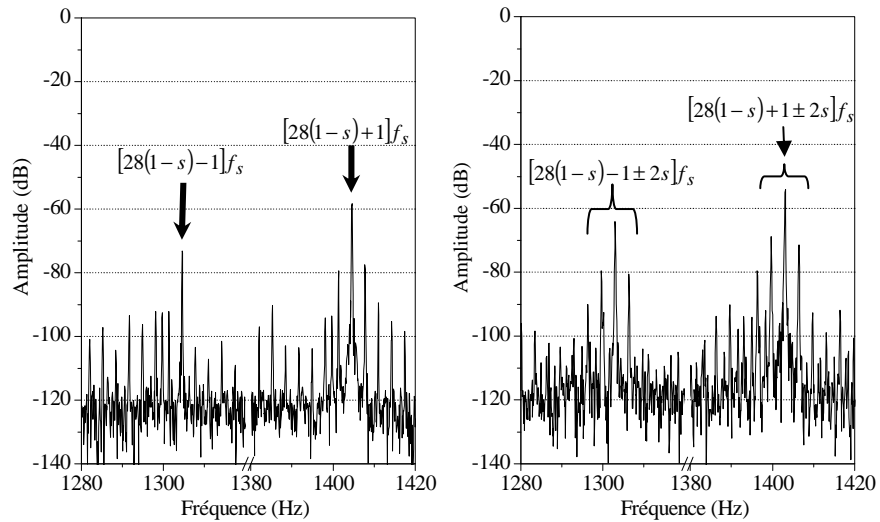


Fig. I.38 : spectre du courant statorique autour du 3<sup>ème</sup> harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)



**Fig. I.39** : spectre du courant statorique autour du 5<sup>ème</sup> harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)



**Fig. I.40** : 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 n'a pas suscité beaucoup d'attention dans la littérature [CAS98, RAZ04, GAR04].

Les composantes avec leurs fréquences relatives  $f_h$ , spécifique à la tension neutre suivant les indications de [OUM06, OUM07] peuvent être exprimées par :

$$f_{sh} = [3h - (3h - 1)s]f_s \quad (\text{I.26})$$

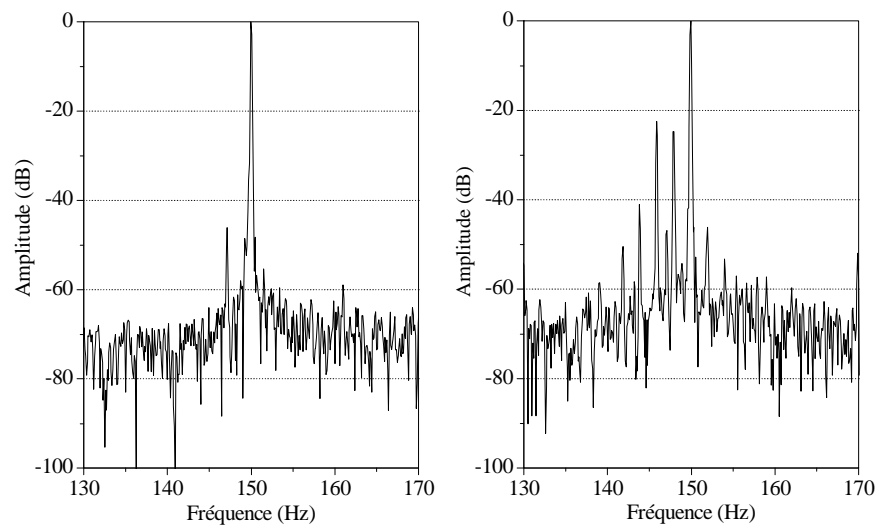
Les ondulations de vitesse induisent les composantes harmoniques additionnelles autour des fréquences précédentes, et les fréquences de toutes les composantes peuvent être exprimées comme suit :

$$f_{sh} = [3h - (3h - 1)s \pm 2ks]f_s \quad (I.27)$$

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 à induction MAS<sub>i</sub>, alimentée par le réseau, à 25% de charge nominale. Nous nous limiterons ici à illustrer au voisinage du troisième harmonique, les autres harmoniques caractéristiques feront l'objet d'études au chapitre IV.

Dans la figure I.41, on voit clairement les composantes harmoniques additionnelles autour du troisième harmonique permettant la validation de la formule théorique



**Fig. I.41** : spectre de la tension neutre-neutre autour du 3<sup>ème</sup> harmonique, machine avec rotor sain (gauche), rotor avec 1 barre cassée (droite)

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

**TABLEAU I.5**  
Les fréquences de cassure 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		
	52					-102	-99		
$2f_r \pm f_p$	93					-108	-82		
	100					-65	-56		
$3f_r \pm f_p$	141					-89	-83		
	148					-71	-70		
$28f_r \pm 2f_s$	1253					-68	-63		
	1453					-77	-70		
$f_r - f_p$	45							-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  $s = 0,024$

### V.3.6- 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 à induction, G. Didier [DID04, DID07] 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  $\frac{1}{t}$  et on peut en souligner les propriétés locales, comme suit [DID07]:

$$H[x(t)] = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{x(\tau)}{t - \tau} d\tau = \frac{1}{\pi} x(t) * \frac{1}{t} \quad (\text{I.28})$$

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:

$$A[x(t)] = x(t) + j \cdot H[x(t)] = a(t) \cdot e^{j\phi(t)} \quad (\text{I.29})$$

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:

$$a(t) = \sqrt{x^2(t) + H^2[x(t)]} \quad (\text{I.30})$$

$$\phi(t) = \arctan \frac{H[x(t)]}{x(t)} \quad (\text{I.31})$$

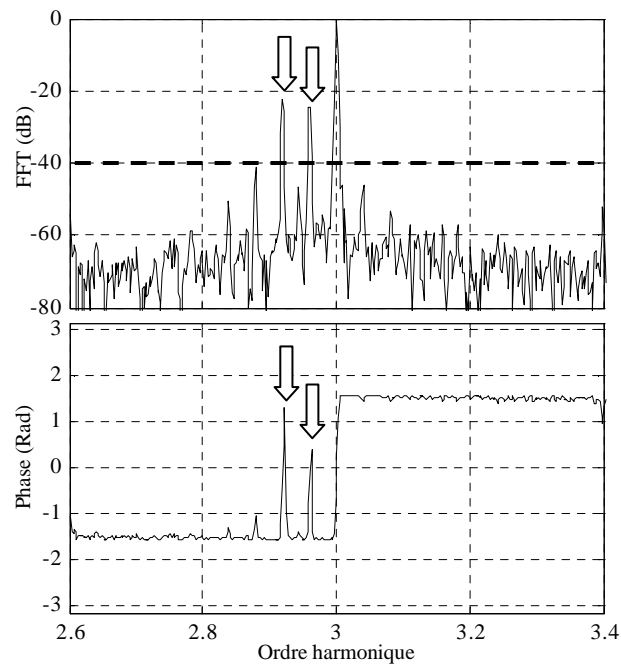
L'utilisation de la transformée de Hilbert pour l'analyse des phases est appliquée sur le module du spectre de la transformation de Fourier du signal  $x(t)$ . En effet, son signal analytique est donné par:

$$A[X(f)] = |X(f)| + jH(|X(f)|) \quad (\text{I.32})$$

La phase du signal analytique peut être exprimée par:

$$\Psi(f) = \arctan\left(\frac{H(|X(f)|)}{|X(f)|}\right) \quad (\text{I.33})$$

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 agit comme un filtre, et fait apparaître clairement les raies significatives (Figure I.42)



**Fig. I.42 :** Spectre de la tension neutre-neutre autour de l'harmonique 3 (en haut), la phase de Hilbert (en bas)

## VI- Conclusion

L'objectif de ce chapitre était d'établir une synthèse des méthodes 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



cassure 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 à induction. On peut conclure sans ambages que les techniques vibratoires et acoustiques sont plus performantes pour le diagnostic des défauts mécaniques. Quant aux défauts électriques on remarque que les analyses par le courant et la tension neutre-neutre 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 exploitée, ce qui laisse le champ de la recherche dans ce domaine encore largement ouvert.

**Chapitre II : Étude comparative par voie expérimentale  
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, 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.

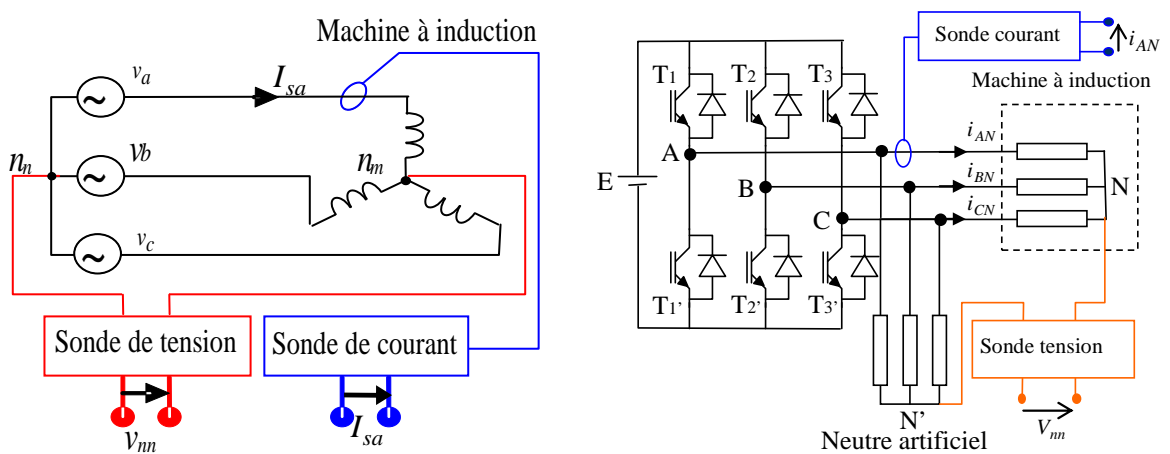


Fig. II.1 : Montage expérimental alimentation par réseau et onduleur

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 de neutre, 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:

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

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

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

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

- La tension de neutre :

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

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

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

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

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 MAS<sub>3</sub> 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 MAS<sub>3</sub>, alimentée par réseau. On peut remarquer l'apparition des multiples de la composante fondamentale tels que décrit dans l'équation(II.1). La présence de l'harmonique 3 dans certains cas, ne se présente pas, mais pourrait apparaître à cause de la dissymétrie des barres du rotor en raison du processus de moulage sous pression et/ou d'un déséquilibre de tension d'alimentation [NAN05, KHE209].

La figure II.3 représente le spectre de la machine à induction MAS<sub>3</sub> 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  $(1-2s)fs$  et 16 dB pour  $(7-2s)fs$ , en plus, de ces raies on remarque aussi l'augmentation de l'amplitude moins importante des autres composants harmoniques liés aux fréquences  $(3-2s)fs$  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 MAS<sub>3</sub> 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 MAS<sub>3</sub> avec une barre cassée et alimentée avec des tensions équilibrées. On peut noter l'apparition des composantes 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 de neutre  $(3-2s)f_s$  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

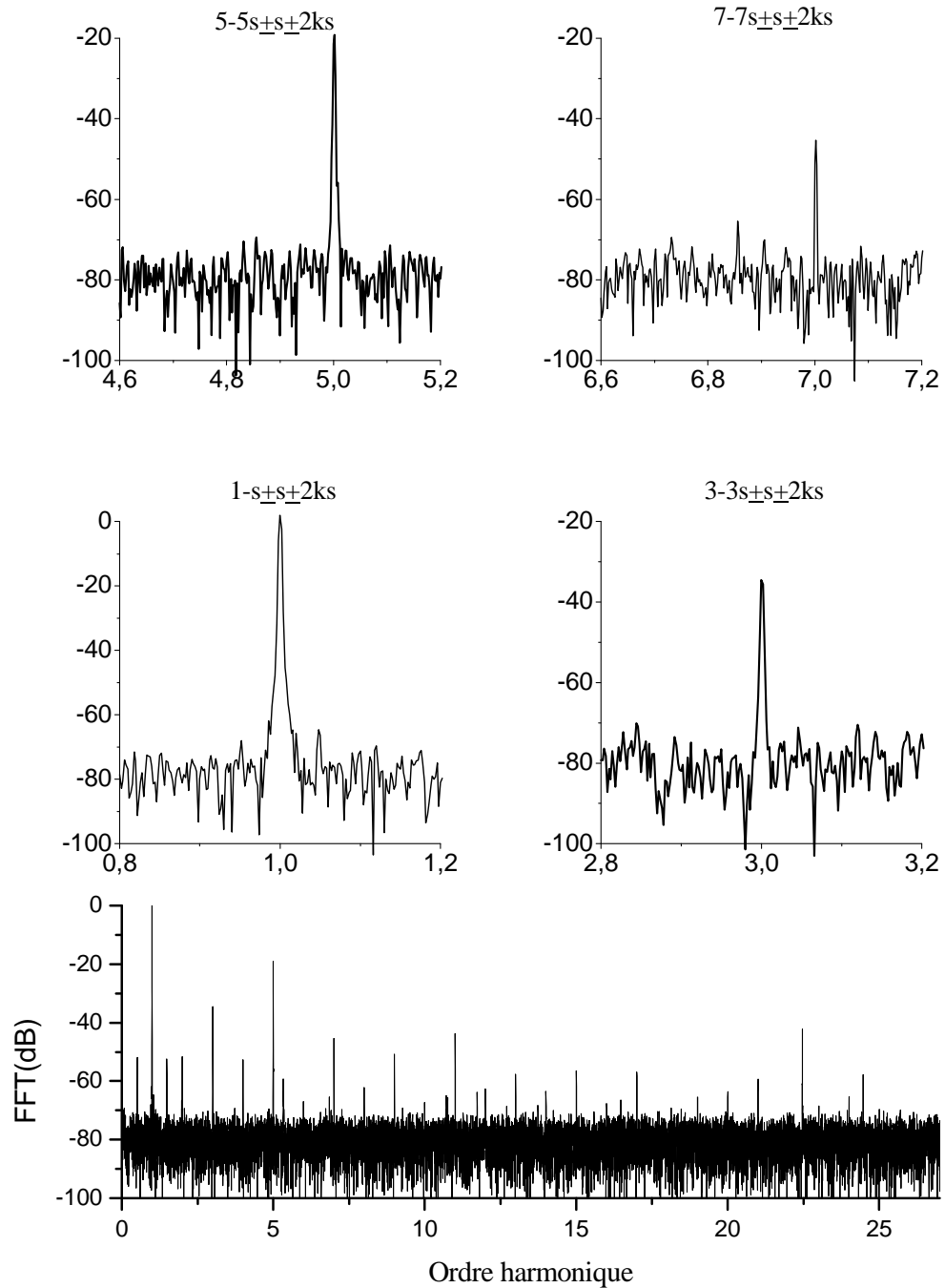
- Dans la figure II.6e une similitude de l'évolution des amplitudes des paires d'harmoniques de courant et de tension de neutre respectivement à  $(5-2s)f_s$  -  $(15-14s)f_s$  en comparaison avec celle de la figure II.6-a  $(1-2s)f_s$  et  $(3-2s)f_s$ , sauf que les niveaux des amplitudes sont plus 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 :

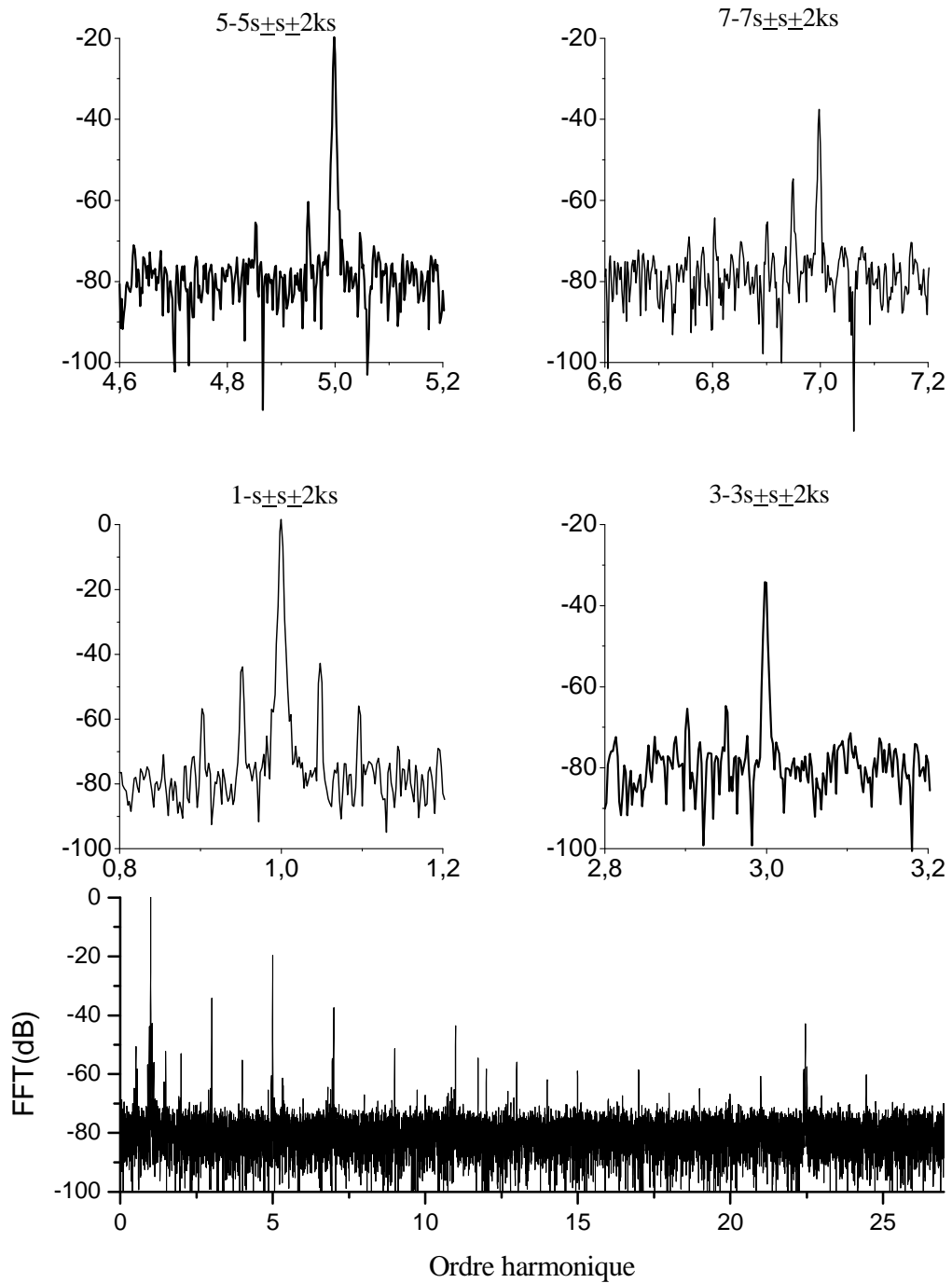
- Une évolution de l'amplitude de l'harmonique de tension de neutre  $(21-20s)f_s$  d'une manière parabolique avec une augmentation moyenne de l'amplitude de 20 dB sur toute l'étendue de la charge.



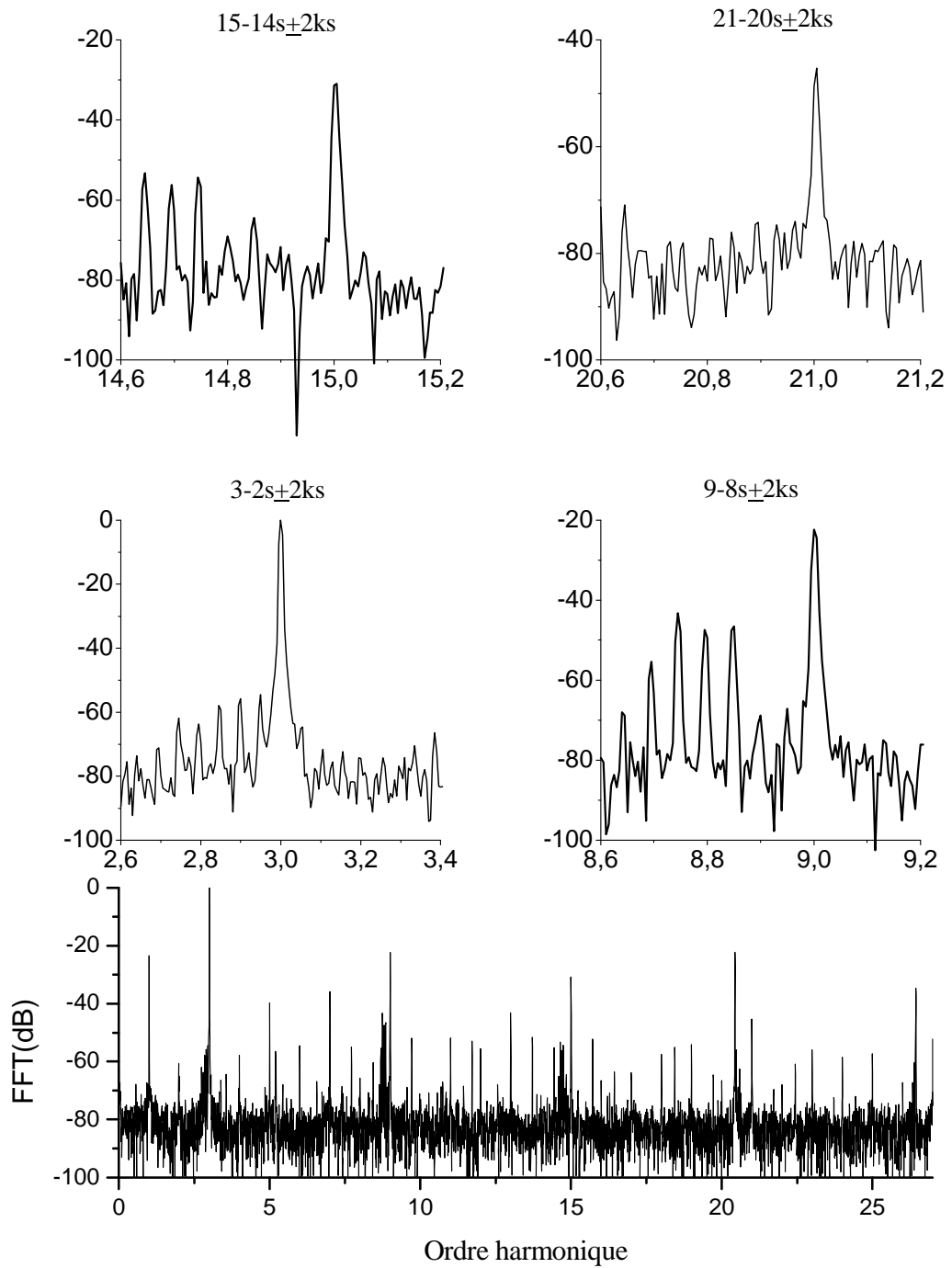
- Une augmentation de l'amplitude de l'harmonique du courant  $(7-2s)f_s$  de 19 dB en moyenne sur toute l'étendue de la charge.
- On peut remarquer que l'harmonique  $(7-2s)f_s$  a les mêmes caractéristiques que  $(21-20s)f_s$  avec l'avantage que son amplitude n'est pas influencée par la variation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



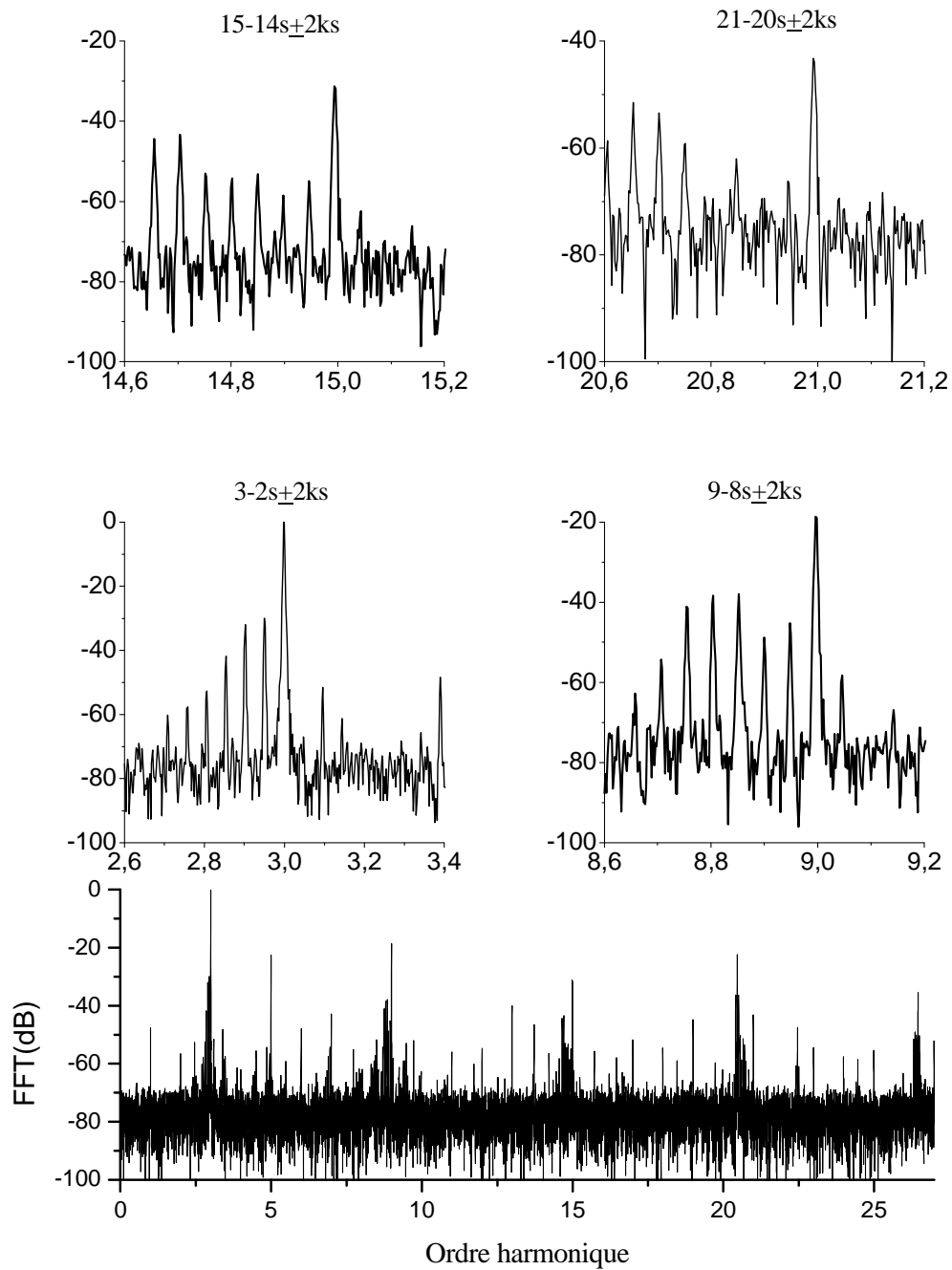
**Fig. II.2 :** spectres du courant statorique, machine saine, MAS<sub>3</sub> alimentée par réseau à 25% de charge



**Fig. II.3 :** spectres du courant statorique, machine avec une barre cassée, MAS<sub>3</sub> alimentée par réseau à 25% de charge



**Fig. II.4 :** spectres de la tension de neutre, machine saine. MAS<sub>3</sub> alimentée par réseau à 25% de charge.



**Fig. II.5 :** spectres de la tension de neutre, machine avec une barre cassée. MAS<sub>3</sub> 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

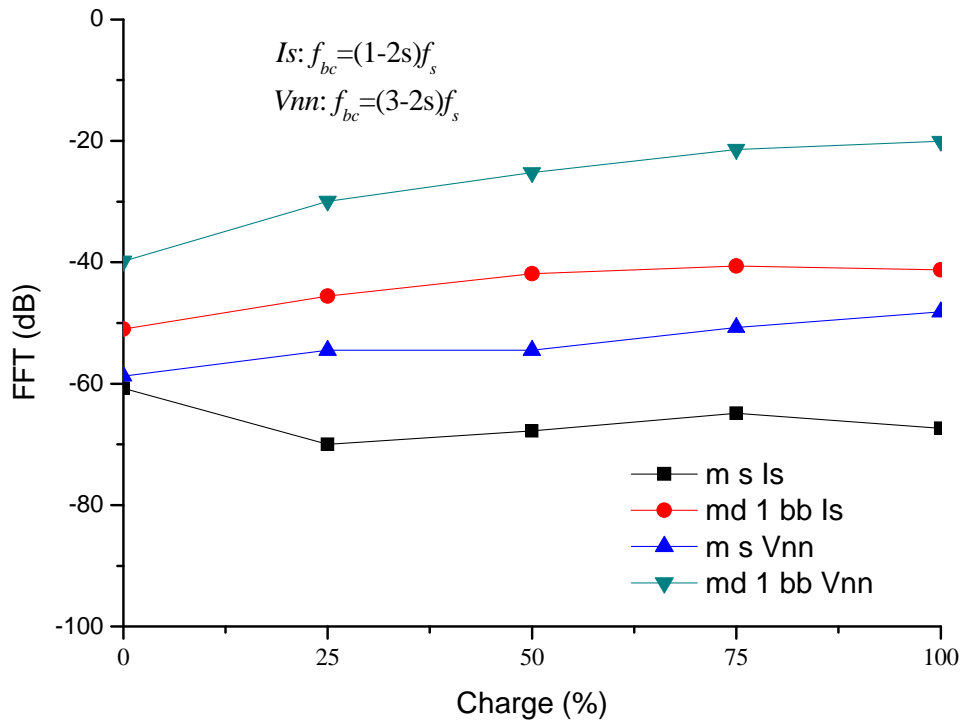


Fig. II.6a : évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour  $I_s = (1-2s)f_s$  et  $V_{nn} = (3-2s)f_s$

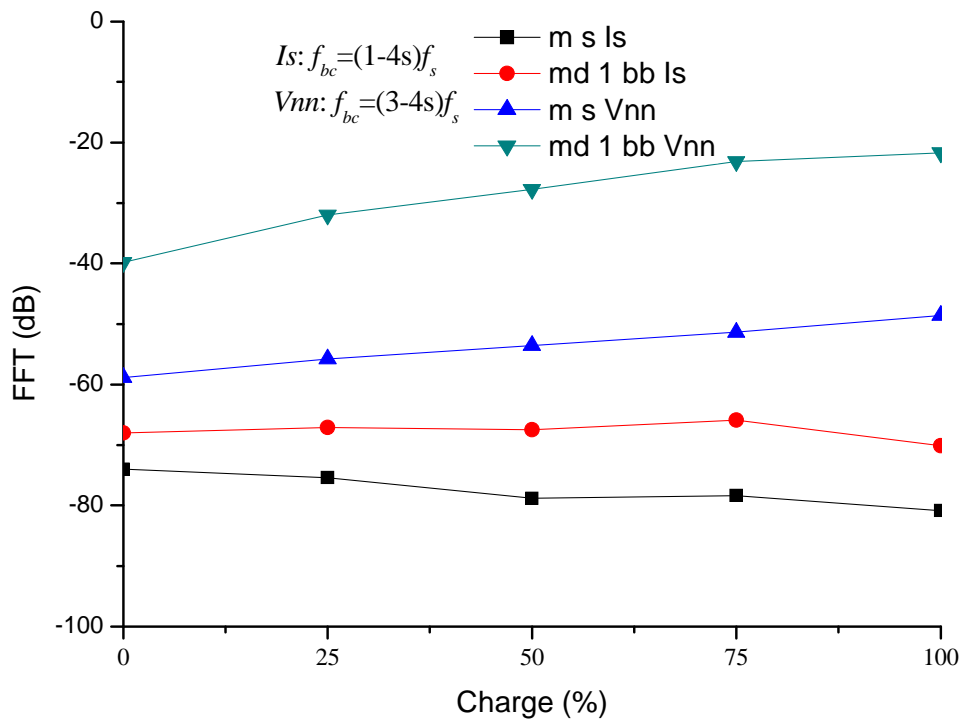


Fig. II.6b : évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour  $I_s = (1-4s)f_s$  et  $V_{nn} = (3-4s)f_s$

\* **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



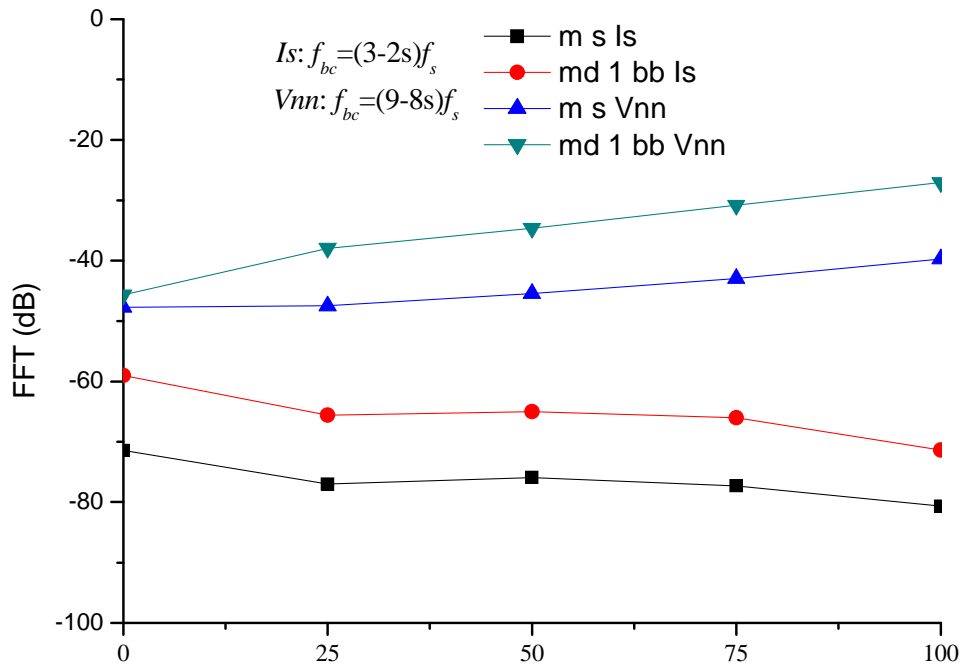


Fig. II.6c : évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour  $I_s = (3-2s)f_s$  et  $V_{nn} = (9-8s)f_s$

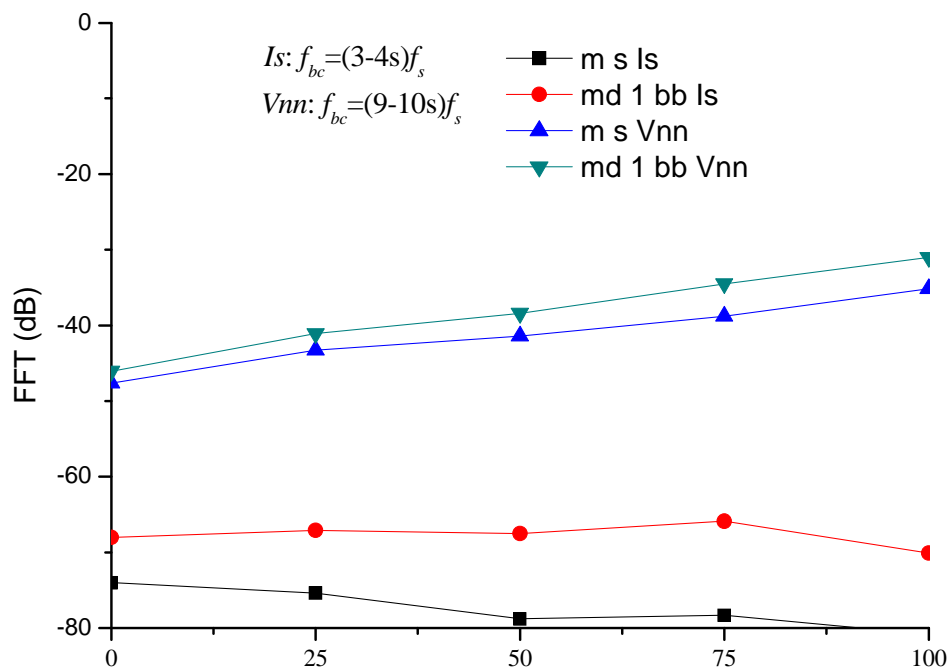
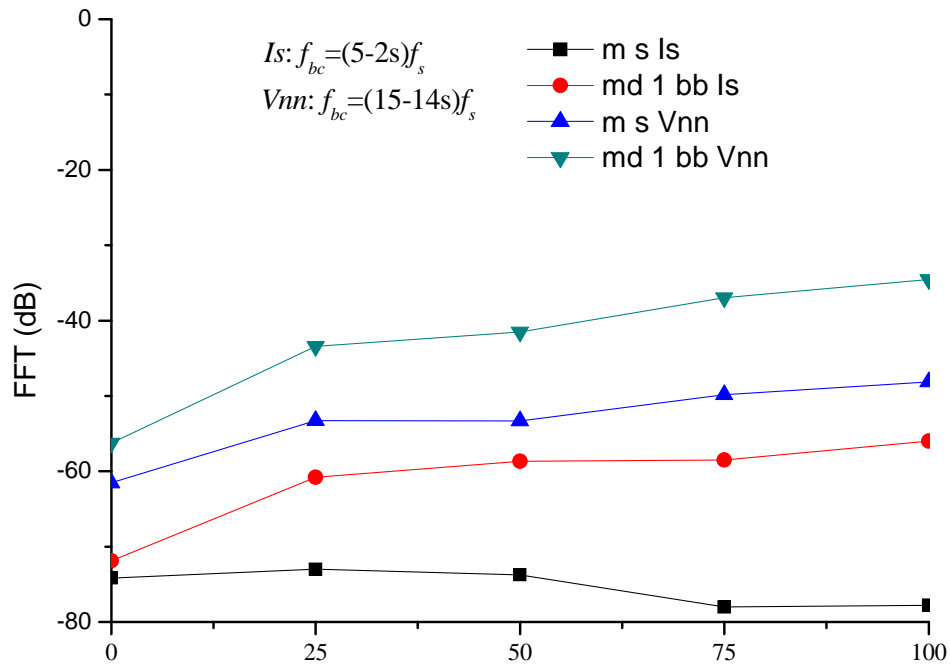
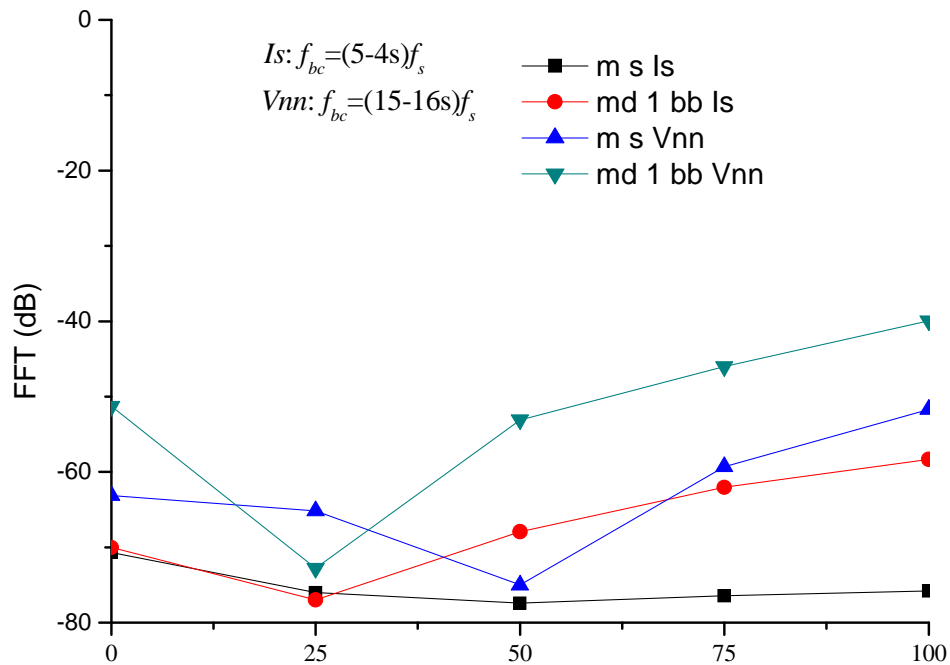


Fig. II.6d : évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour  $I_s = (3-4s)f_s$  et  $V_{nn} = (9-10s)f_s$

\* **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

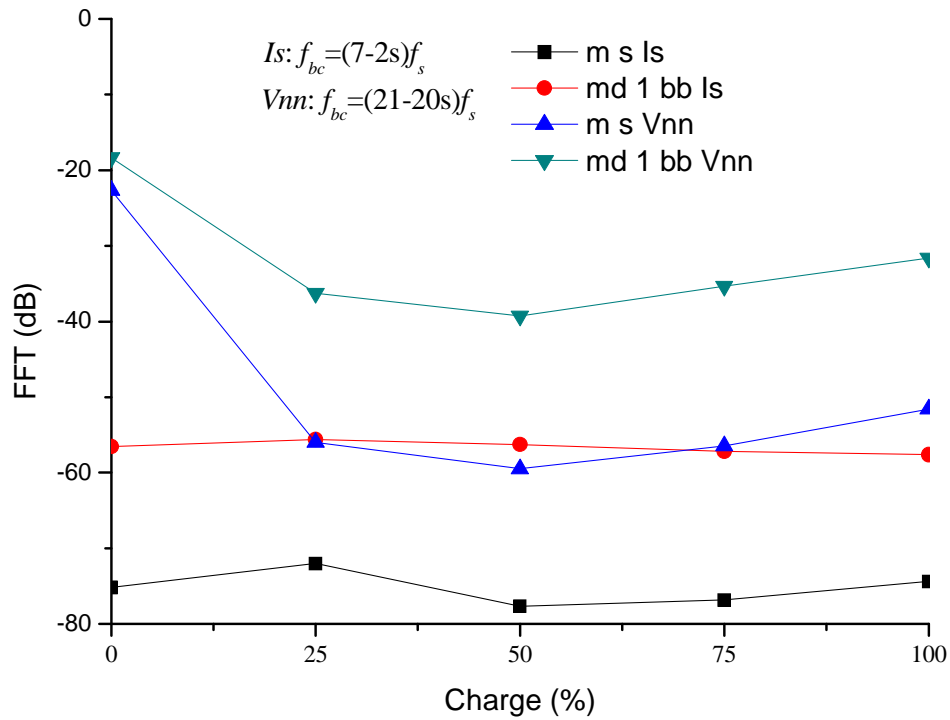


**Fig. II.6e** : évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour  $I_s = (5-2s)f_s$  et  $V_{nn} = (15-14s)f_s$

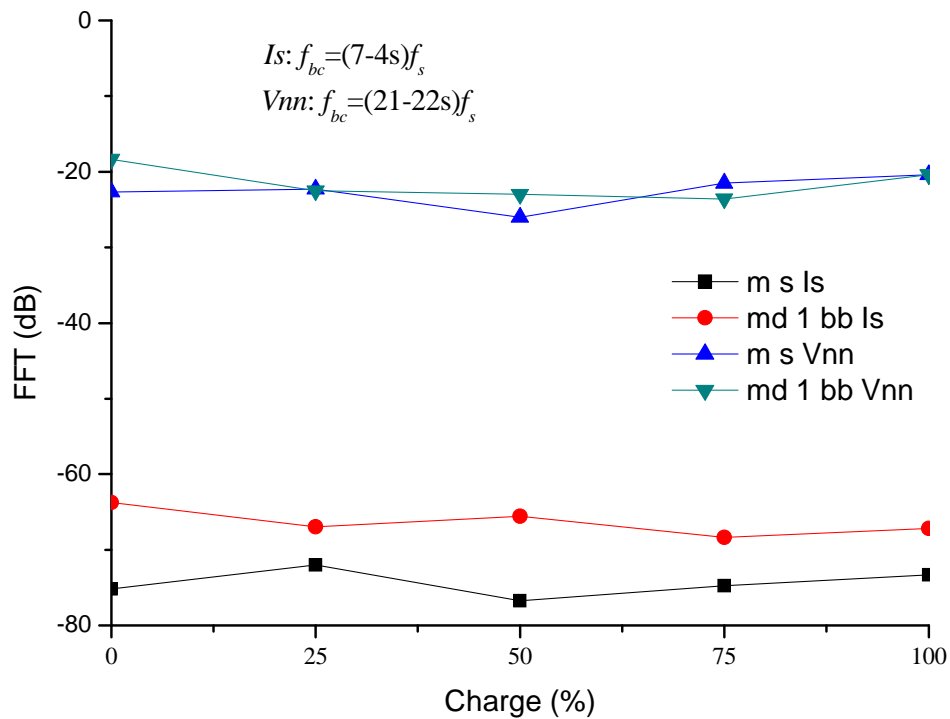


**Fig. II.6f** : évolution des amplitudes des spectres en fonction de la charge pour  $I_s = (5-4s)f_s$  et  $V_{nn} = (15-16s)f_s$

\* **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 MAS<sub>3</sub>, 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  $11 \pm 1$  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 MAS<sub>1</sub> alimentée par onduleur. On remarque que les spectres sont plus bruités, à cause des effets de la commande par MLI en particulier. Cependant, le spectre du courant de ligne est plus lisible que celui de la tension de neutre.

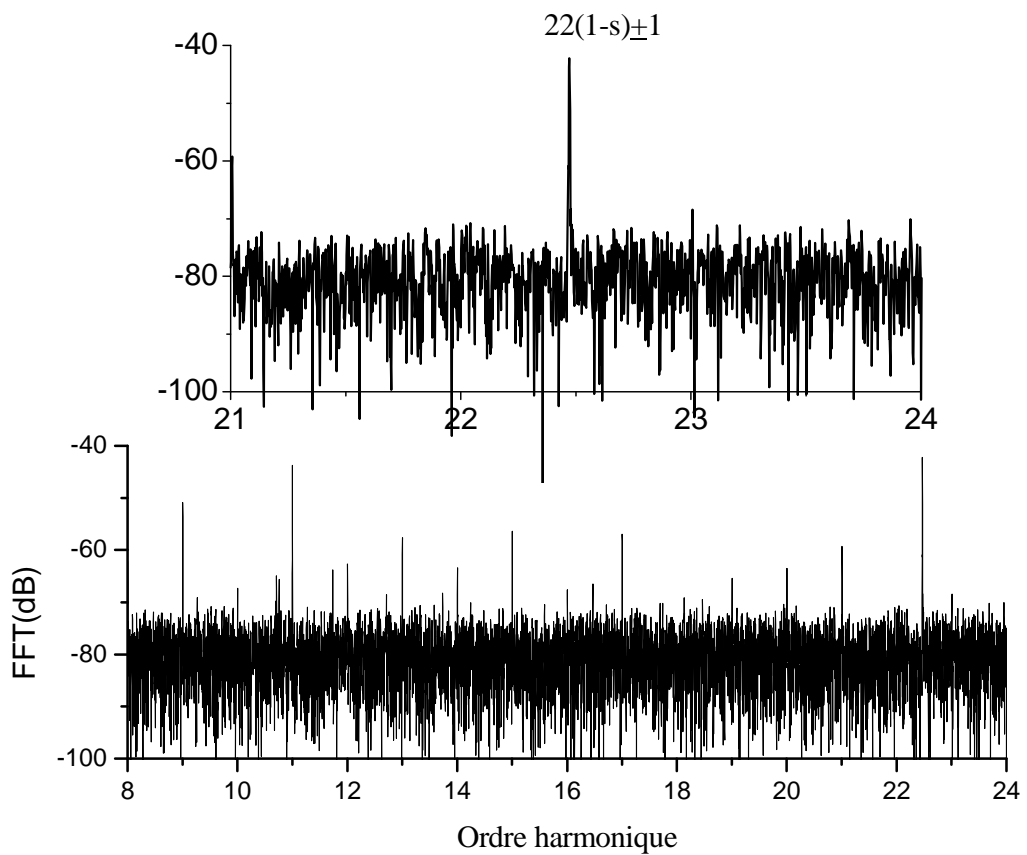
On peut remarquer l'apparition des composants harmoniques supplémentaires induits par la rupture de la barre de rotor, tels que stipulé plus haut.

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 :

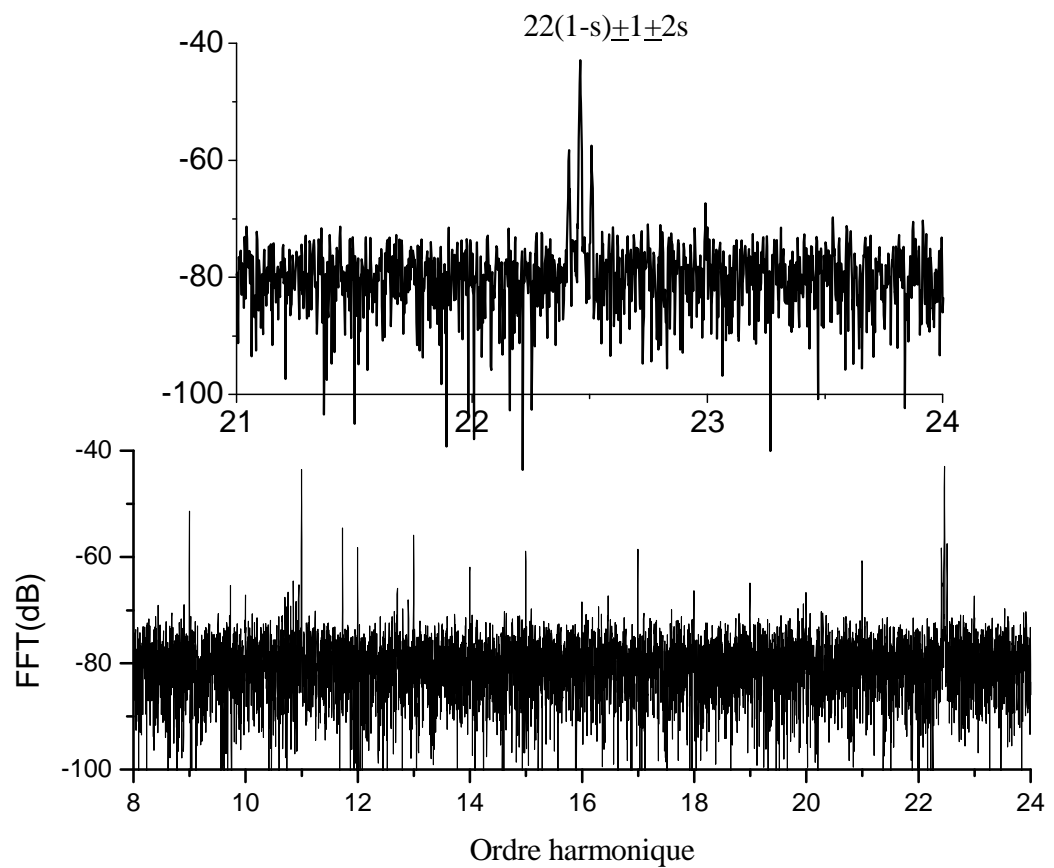
$$[28(1-s) \pm 1 \pm 2s] f_s$$

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.

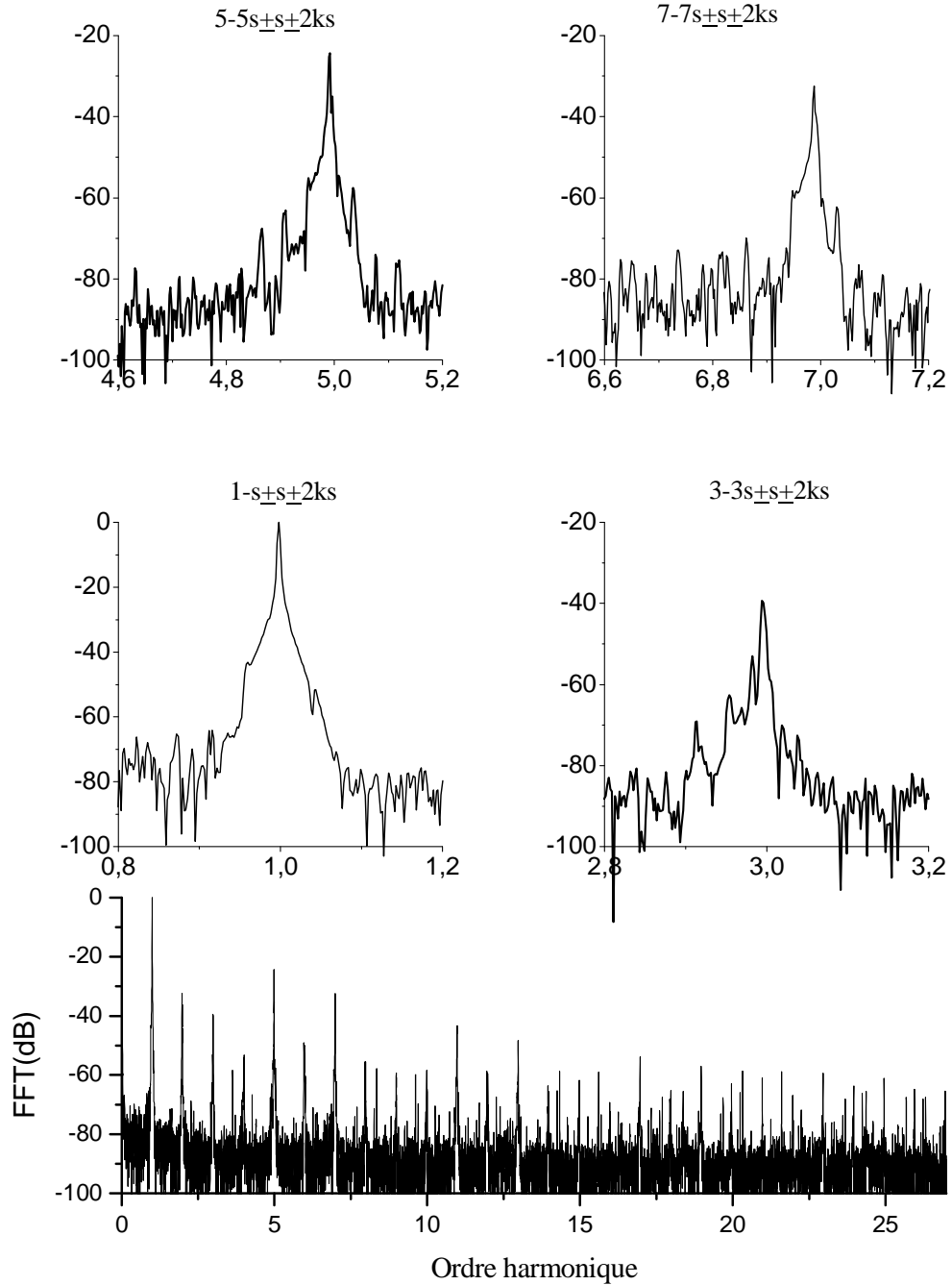
Dans la figure II.12, on remarque également l'apparition des RSH dans le cas du défaut avec  $s = 0,247$  nous aurons les fréquences  $[28(1-s)+1-2s]f_s = 28,26.f_s$  (Hz) et  $[28(1-s)+1+2s]f_s = 28,36.f_s$  (Hz)



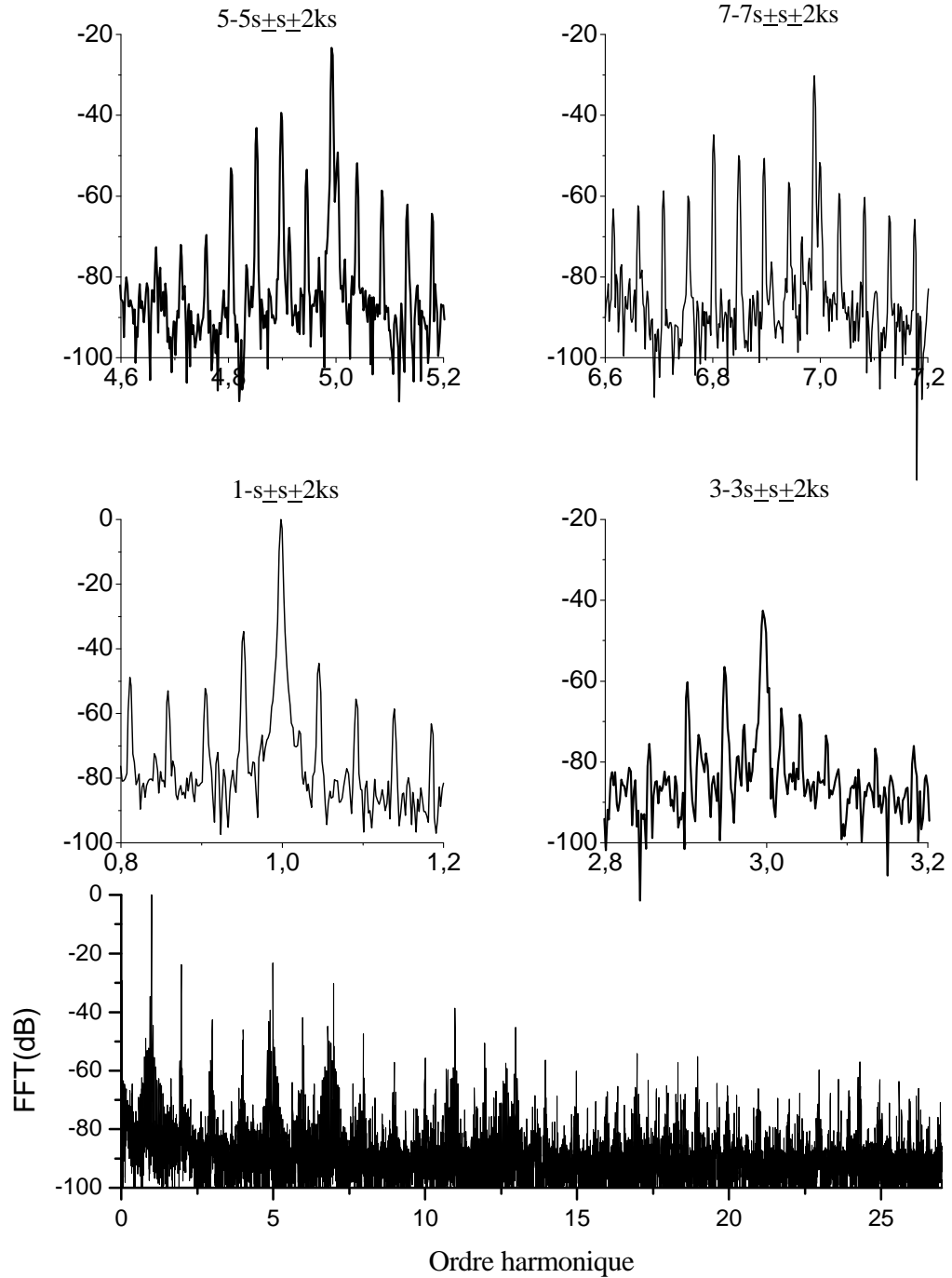
**Fig. II.7 :** spectres du courant statorique autour des RSH, machine saine (a). MAS<sub>3</sub> alimentée par réseau à 25% de charge



**Fig. II.8 :** spectres du courant statorique autour des RSH, machine avec une barre cassée (b). MAS<sub>3</sub> alimentée par réseau à 25% de charge

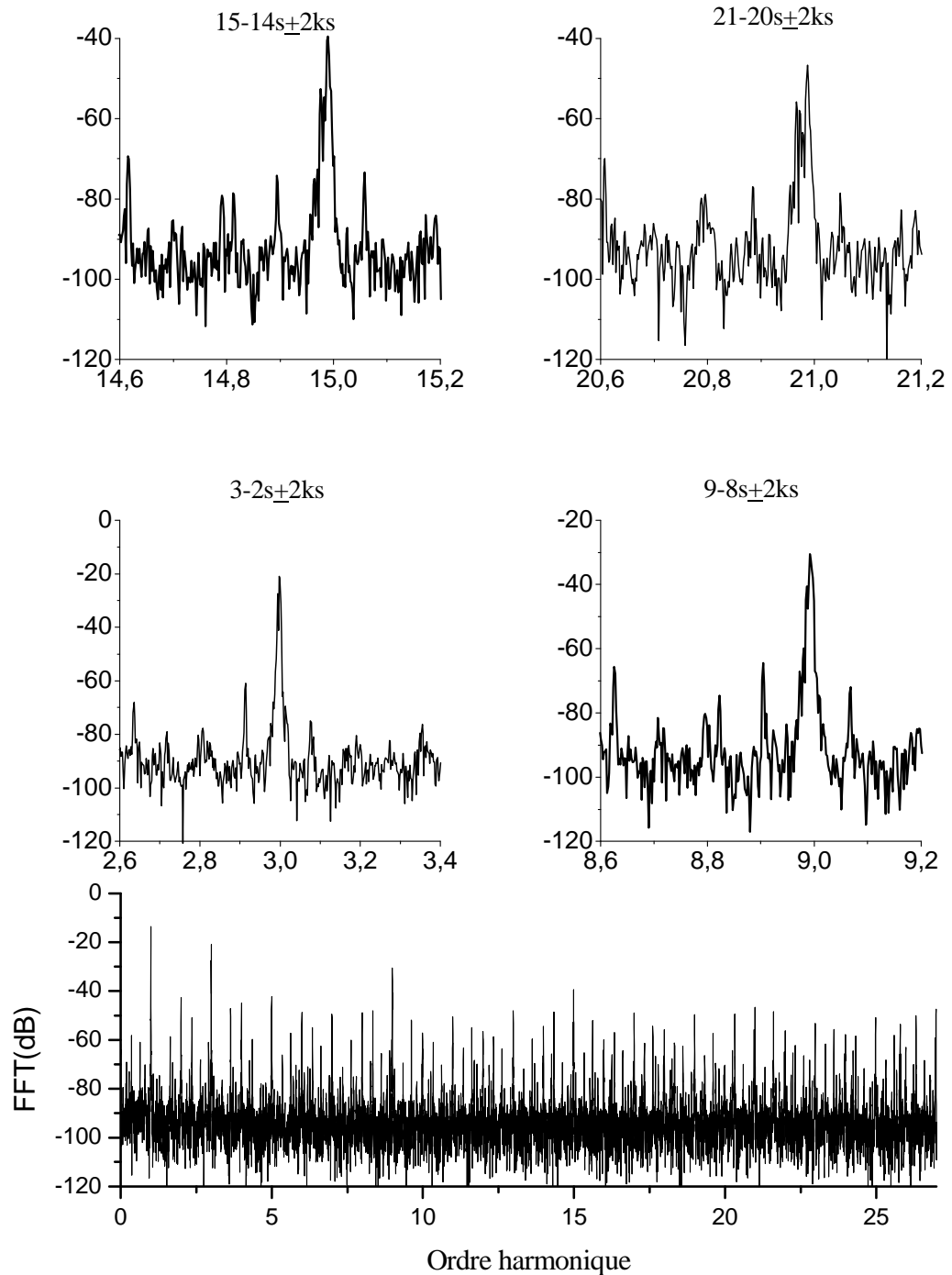


**Fig. II.9a** : spectres du courant statorique, machine saine. MAS<sub>1</sub> alimentée par onduleur de tension à 25% de charge

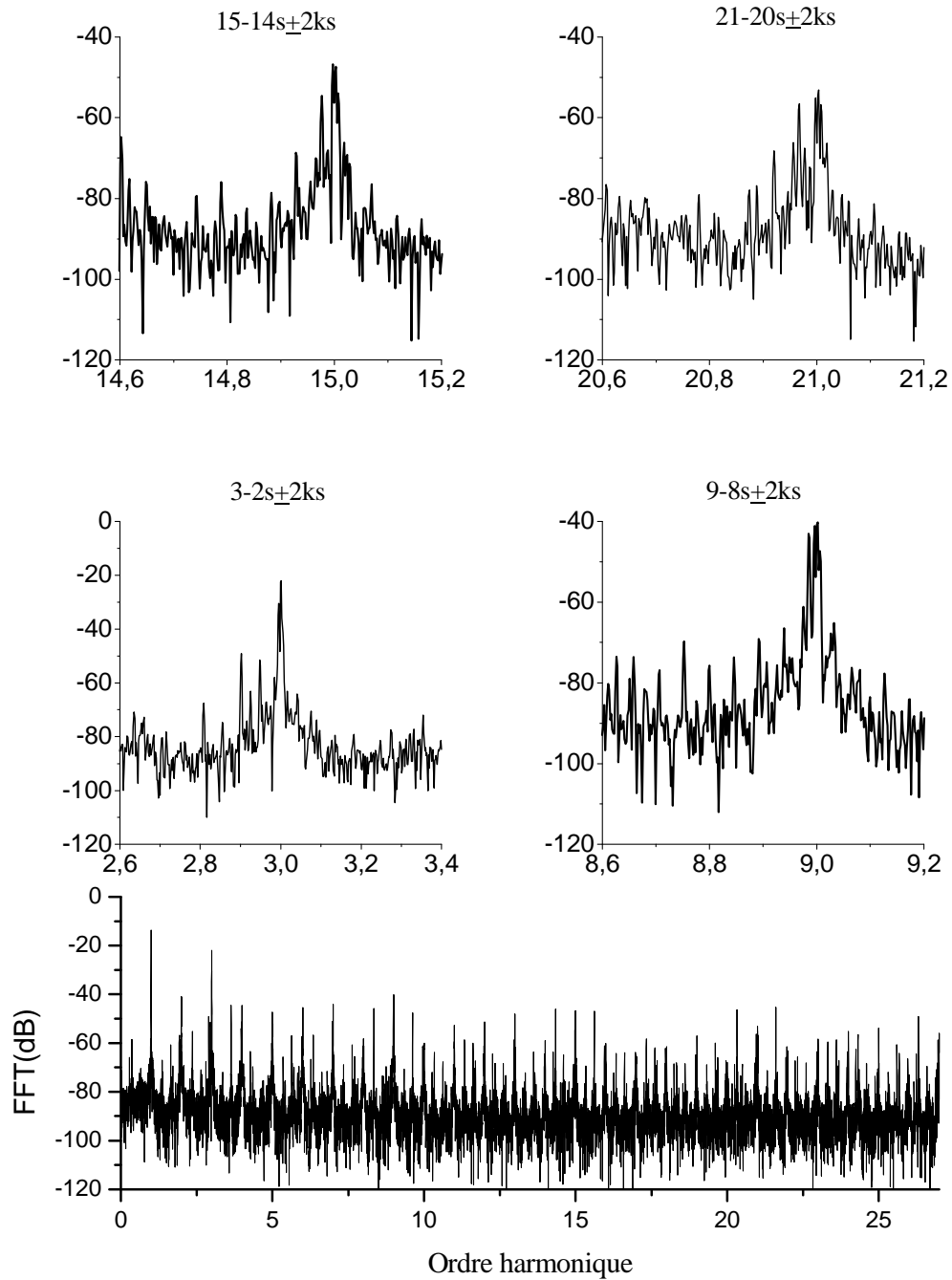


**Fig. II.9b :** spectres du courant statorique, machine avec une barre cassée. MAS<sub>1</sub> alimentée par onduleur de tension à 25% de charge

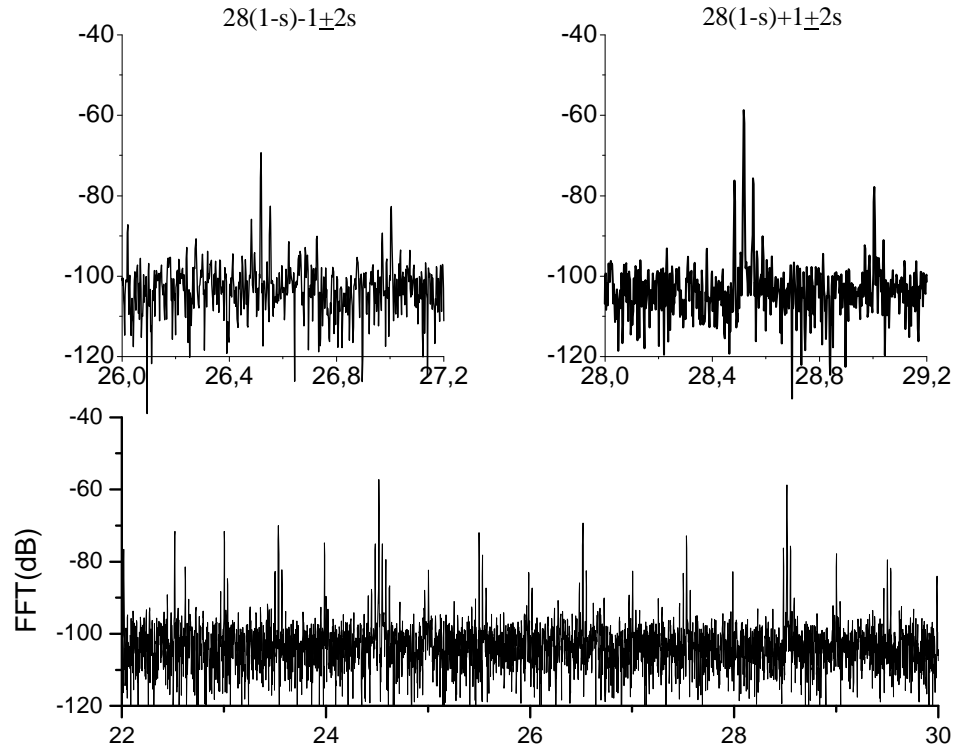




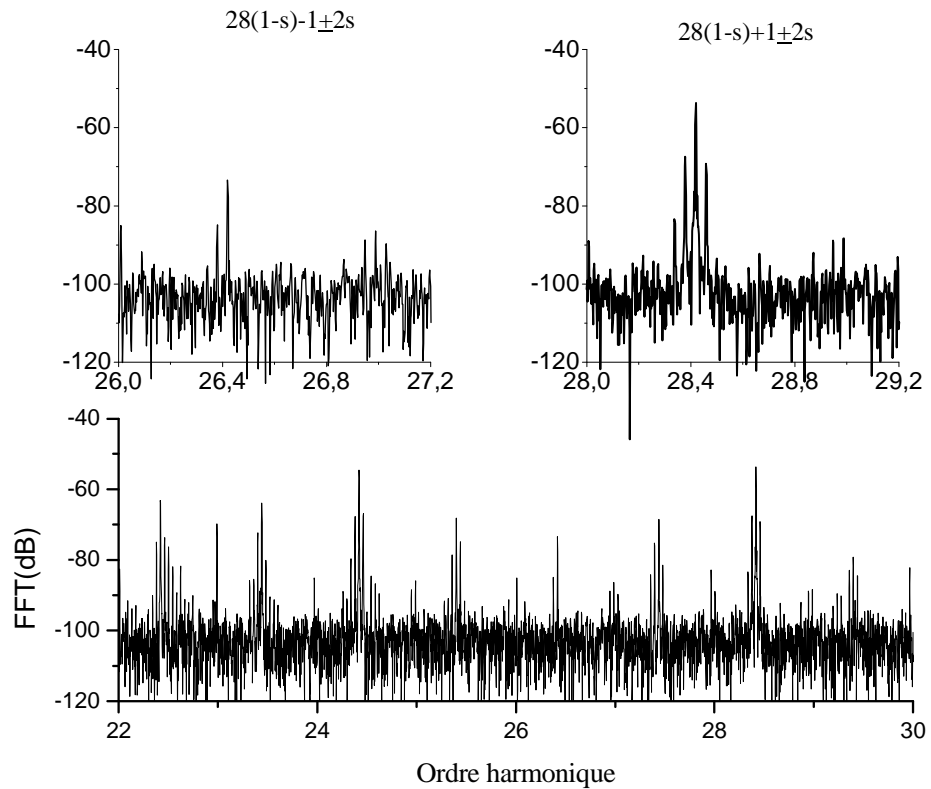
**Fig. II.10a** : spectres de la tension de neutre, machine saine. MASi alimentée par onduleur de tension à 25% de charge



**Fig. II.10b :** spectres de la tension neutre-neutre, machine avec une barre cassée. MAS<sub>1</sub> alimentée par onduleur de tension à 25% de charge



(a)



(b)

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<sub>1</sub> alimentée par réseau

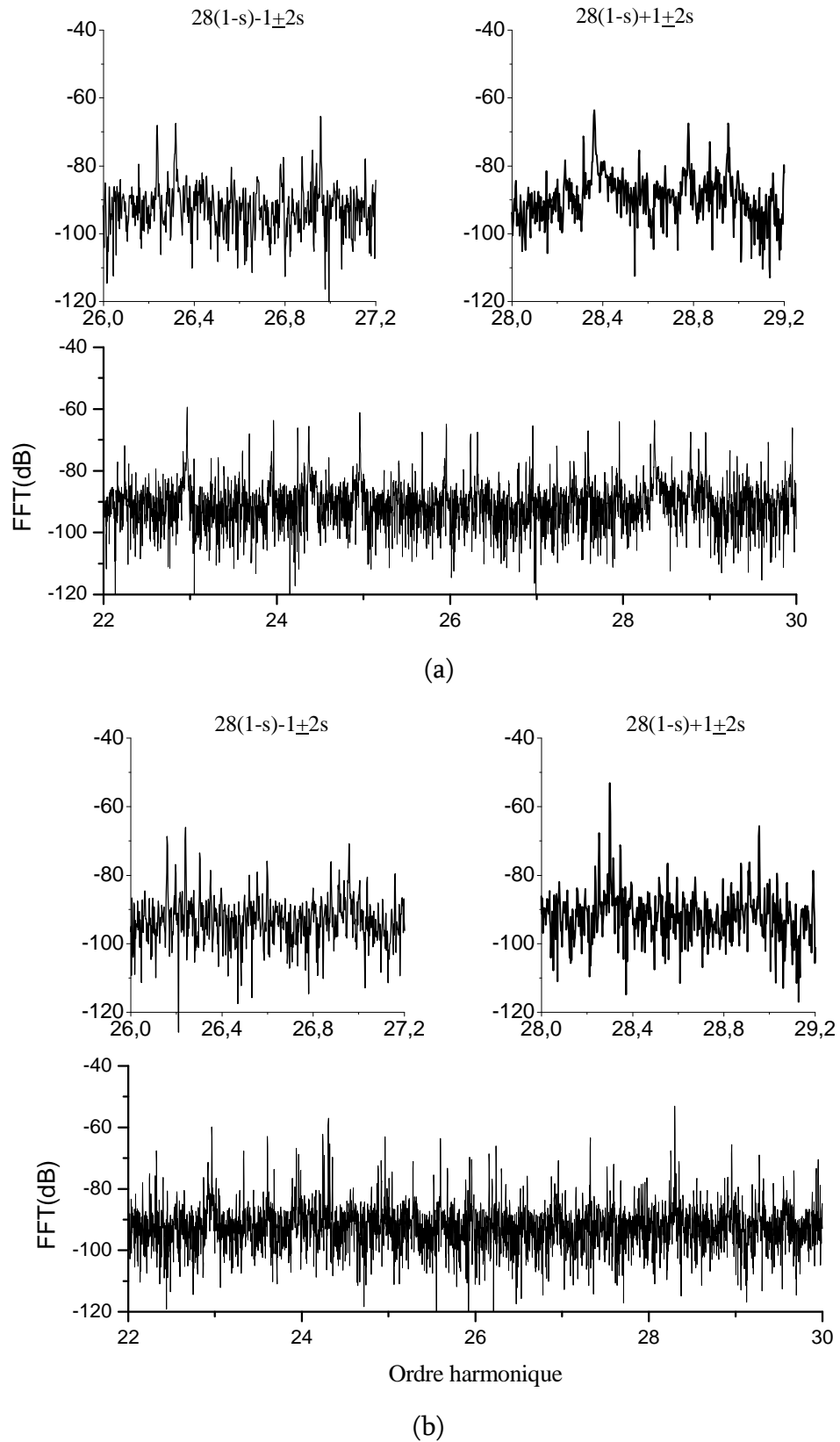


Fig. II.12 : spectres du courant statorique autour des RSH, machine saine (a) et machine avec une barre cassée (b). MAS<sub>1</sub> alimentée par onduleur à 25% de charge

### II.3- Analyse des phases des courant et tension de neutre 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.

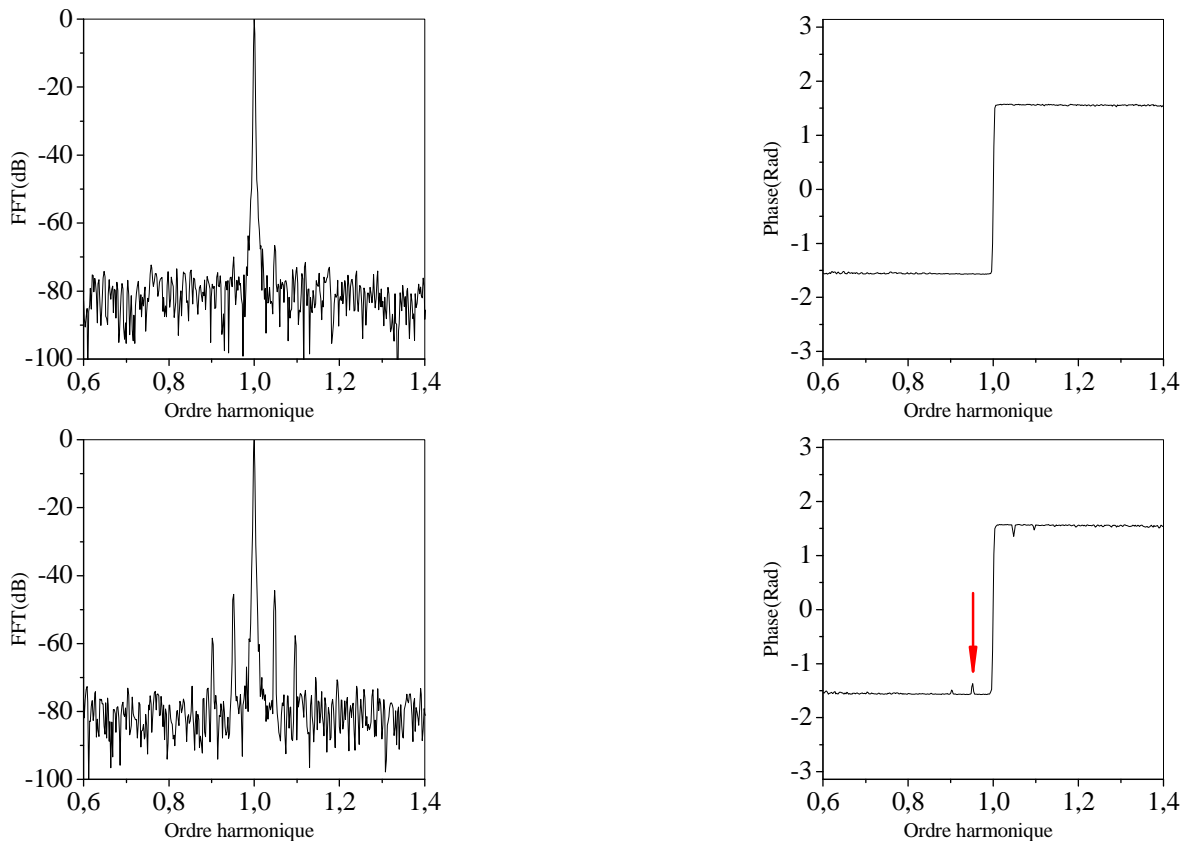
- Pour le rotor sain, nous pouvons noter que les composantes harmoniques recherchées  $(1-2s)fs$  pour le courant et  $(3-2s)fs$  pour la tension de neutre n'apparaissent pas.
- Lorsque l'on considère le rotor défectueux, la phase du courant de ligne révèle les composantes harmoniques  $(1 \pm 2s)fs$  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 MAS<sub>1</sub> alimentée par le réseau avec 25% de charge

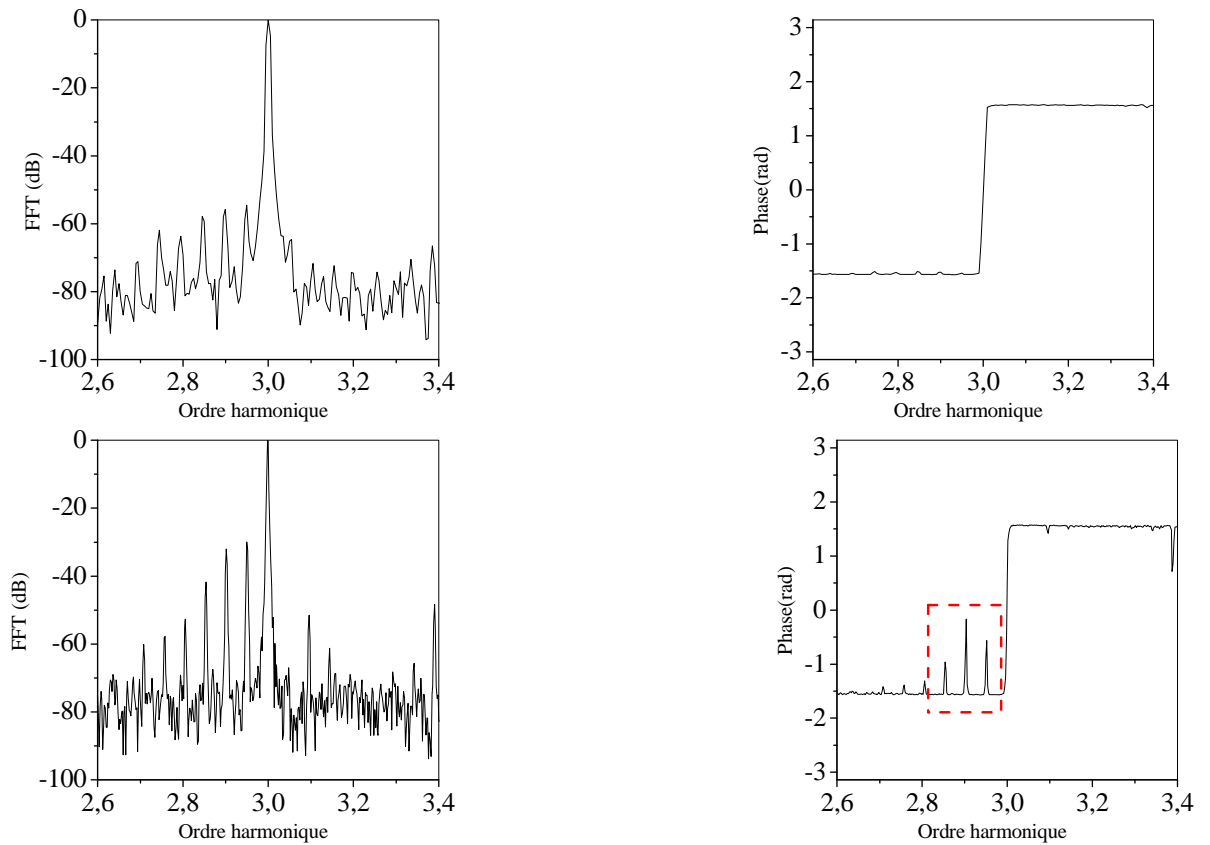
- Pour le rotor sain, nous pouvons constater qu'aucun harmonique n'apparaît sur les phases de Hilbert, mis à parts les harmoniques fondamentaux 1 et 3.
- Lorsque l'on considère le rotor défectueux, la phase du courant de ligne révèle les composantes harmoniques  $(1 \pm 2s)fs$  avec des amplitudes insignifiantes.

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

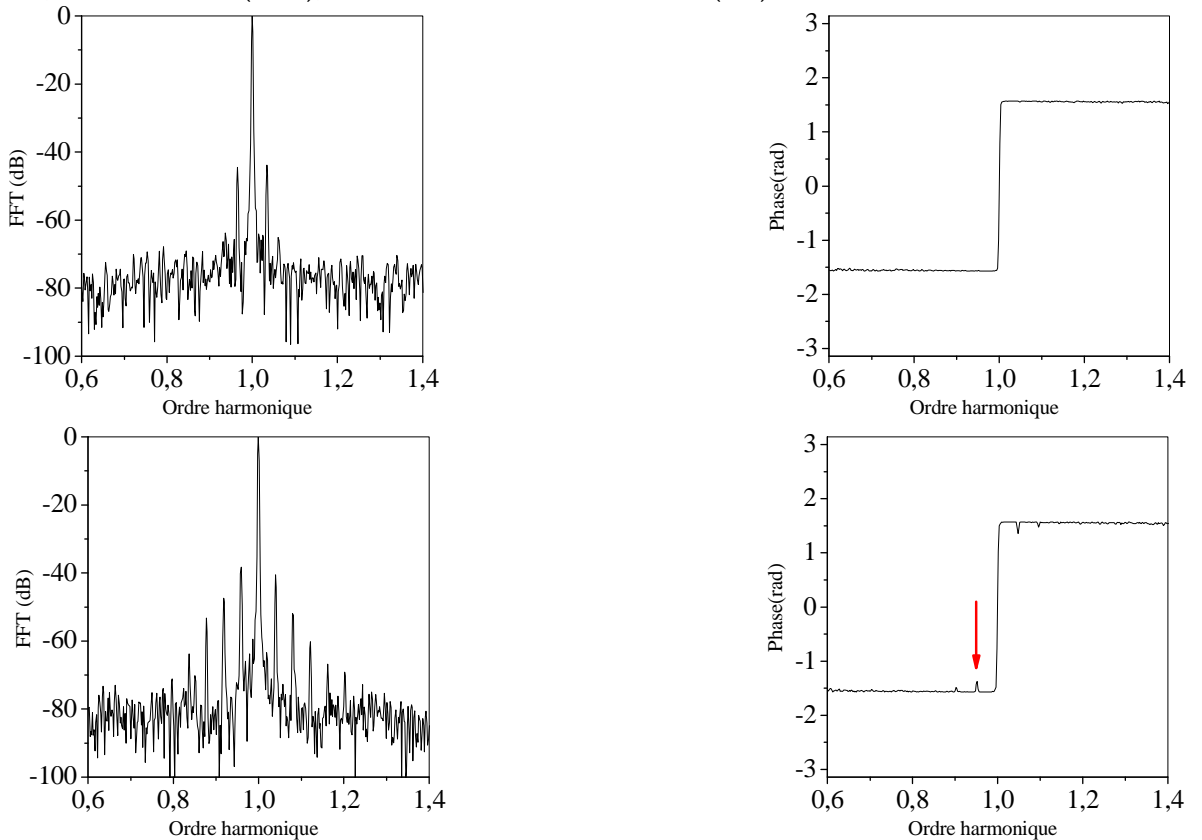
Les résultats obtenus pour différentes charges de la machine à induction  $MAS_1$  sont résumés dans le tableau II.3. On peut remarquer que le spectre de la phase de la tension entre neutres est plus sensible aux défauts de rotor en particulier pour les faibles charges par rapport au spectre de la phase 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.



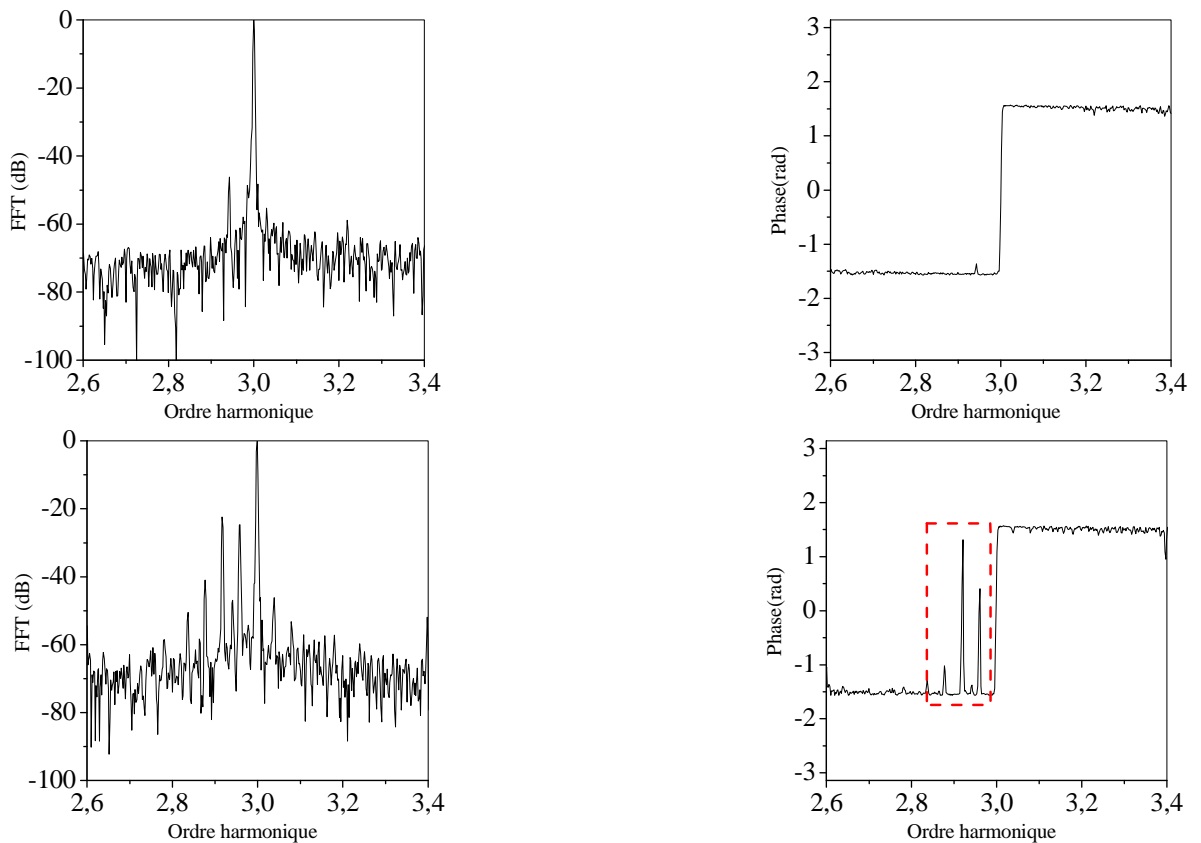
**Fig. II.13 :** les spectres et phases du courant statorique de la  $MAS_3$  alimentée par réseau, chargée à 25%, machine saine (haut), machine avec une barre cassée (bas).



**Fig. II.14 :** les spectres et phases de la tension de neutre de la MAS<sub>3</sub> 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 MAS<sub>1</sub> 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 de neutre de la MAS<sub>i</sub> 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 de neutre du moteur à induction MAS<sub>i</sub> alimentée par réseau et 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		
		$V_{nn}$	$(3-2s)f_s$	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		
		$V_{nn}$	$(3-2s)f_s$	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
		$V_{nn}$	$(3-2s)f_s$	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
		$V_{nn}$	$(3-2s)f_s$	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 barres cassées au rotor dans la machine à induction fonctionnant avec différentes sources. 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 : Modélisation de la machine à induction 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 [TOL95, TOL96, KHE08].

## 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 III.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. III.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 :

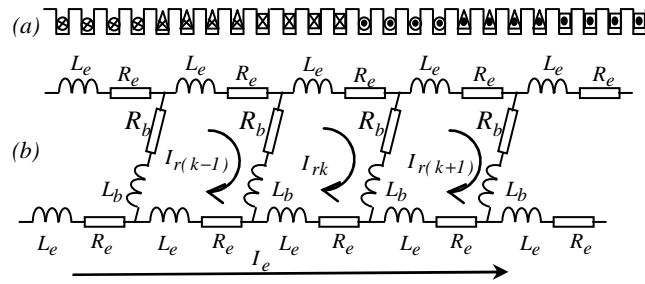


Fig. III.1 : Structure du stator (a) et du rotor (b).

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

Les tensions rotoriques sont données par :

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

Le flux statorique :

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

Le flux rotorique :

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

avec :

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

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

$[i_s] = [i_{sa} \quad i_{sb} \quad i_{sc}]^t$  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.

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

$[R_r]$  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

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

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

$$[L_s] = \begin{bmatrix} L_{sa} & L_{sa sb} & L_{sa sc} \\ L_{sb sa} & L_{sb} & L_{sb sc} \\ L_{sc sa} & L_{sc sb} & L_{sc} \end{bmatrix} \quad (\text{III.6})$$

$[L_r]$  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  $L_{rij}$  entre la maille  $i$  et la maille  $j$ .

$$[L_r] = \begin{bmatrix} L_{mr} + 2(L_b + L_e) & L_{r1r2} - L_b & L_{r1r3} & \cdots & L_{r1 r n_b} - L_b \\ L_{r2r1} - L_b & L_{mr} + 2(L_b + L_e) & L_{r2r3} - L_b & \cdots & L_{r2 r n_b} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ L_{r n_b r1} - L_b & L_{r n_b r2} & L_{r n_b r3} & \cdots & L_{mr} + 2(L_b + L_e) \end{bmatrix} \quad (\text{III.7})$$

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.

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

où

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

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

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

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

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

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

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 :

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

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 :

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

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

où  $\Gamma_e$  est le couple électromagnétique produit par la machine,  $\Gamma_r$  le couple de charge et  $\omega$  est la vitesse électrique de rotor,  $p$  est le nombre de poteaux de paire, et  $J$  est le moment d'inertie.

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

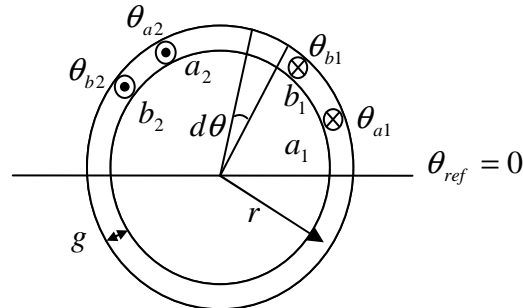
$$\Gamma_e = [i_s]^t \cdot \frac{\partial}{\partial \theta_r} [L_{sr}] \cdot [i_r] \quad (\text{III.15})$$

## 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 de [LUO95]

À partir d'une machine élémentaire (Figure III.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. III.2 :** Représentation schématique d'une machine élémentaire.

$\theta$  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 :

$$F_a(\theta) = N_a(\theta) \cdot i_a \quad (\text{III.16})$$

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

$$\Phi = F \cdot P \quad (\text{III.17})$$

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

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

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 :



$$d\phi = F_a(\theta)\mu_0rl \frac{d\theta}{g} \quad (\text{III.19})$$

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 ( $a$ ) :

$$d\phi_{ba} = \frac{\mu_0rl}{g} i_a n_b(\theta) N_a(\theta) d\theta \quad (\text{III.20})$$

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

$$\phi_{ba} = \frac{\mu_0rl}{g} i_a \int_0^{2\pi} n_b(\theta) N_a(\theta) d\theta \quad (\text{III.21})$$

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 ( $a$ ) :

$$L_{ba} = \frac{\phi_{ba}}{i_a} = \frac{\mu_0rl}{g} \int_0^{2\pi} n_b(\theta) N_a(\theta) d\theta \quad (\text{III.22})$$

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) :

$$L_{ij}(\theta) = \frac{\mu_0rl}{g} \int_0^{2\pi} n_i(\theta, \theta_r) N_j(\theta, \theta_r) d\theta \quad (\text{III.23})$$

où  $\theta_r$  est la position angulaire du rotor par rapport à l'axe de référence statorique,  $\theta$  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 :

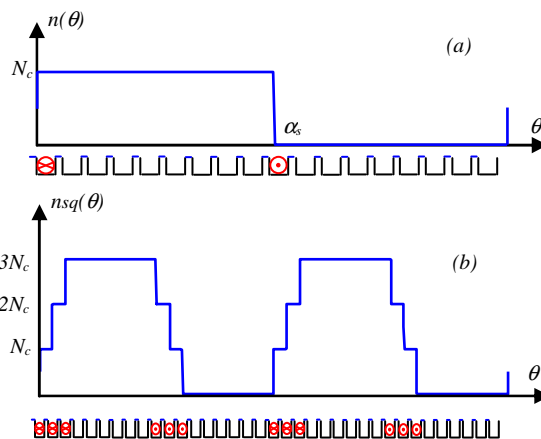
La figure III.3 représente une fonction de distribution d'un enroulement élémentaire dans le stator, composé par les conducteurs  $N_c$  et son expression est donnée par [KHE08]:

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

avec:

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

du stator.



**Fig. III.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  $N_c$  enroulements élémentaires décalés consécutivement de  $\frac{2\pi}{N_s}$  et ceci est répété pour  $p$  pôles.

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

Son développement en série de Fourier nous donne:

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

où

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

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:

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

puis

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

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:

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

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 :

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

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

$$L_{msq} = \frac{4\mu_0 rl}{g} \frac{N_t^2}{p^2 \pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{K_{bh}^2}{h^2} \quad (\text{III.32})$$

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

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

Après développement on trouve :

$$\begin{aligned} M_s &= L_{s1s2} = L_{s2s1} = L_{s2s3} = L_{s3s2} = L_{s1s3} = \\ &= L_{s3s1} = \frac{4\mu_0 rL}{g} \frac{N_t^2}{p^2 \pi} \sum_{h=1}^{\infty} \frac{K_{wh}^2}{h^2} \cos\left(h \frac{2\pi}{3}\right) \end{aligned} \quad (\text{III.34})$$

### 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  $\alpha_r$ . Chaque maille du rotor peut être considérée comme un enroulement à une spire (Figure III.4).

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

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

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

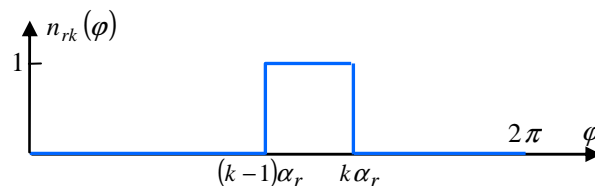


Fig. III.4 : fonction de distribution de la  $k^{ieme}$  maille rotorique.

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

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

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.

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

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

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

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

En substituant la somme par:

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

on aura:

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

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

$$L_{jrk} = \frac{\mu_0 rl}{g} \int_0^{2\pi} n_{rj}(\phi) N_{rk}(\phi) d\phi \quad (\text{III.43})$$

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

En substituant la somme par:

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

on aura :

$$L_{jrk} = -\frac{\mu_0 rl \alpha_r^2}{g 2\pi} \quad (\text{III.45})$$

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

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

### 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  $\theta$  et de l'axe de référence du stator  $\theta_0$ .

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

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

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

avec:

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

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

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

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

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

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

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 concordance 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 [KER84, RAZ07].

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.

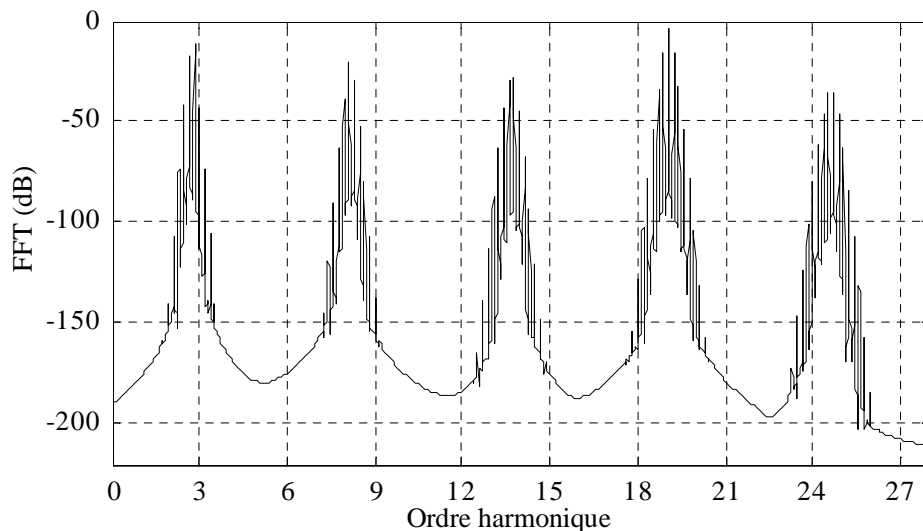


#### IV.1.1- Alimentation par réseau

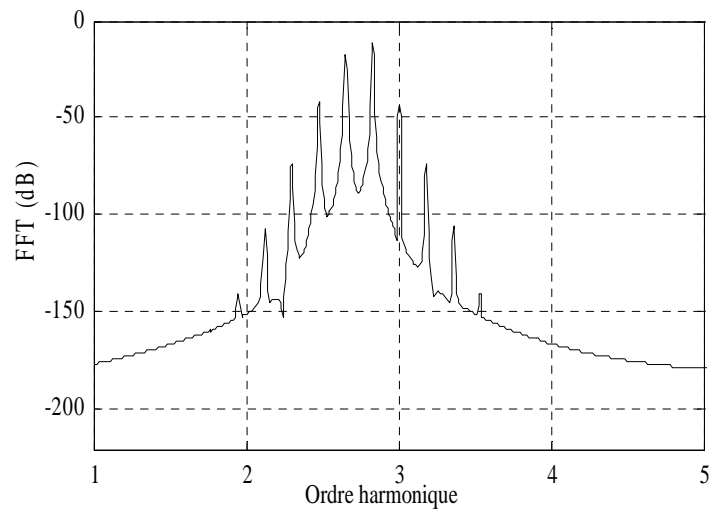
La figure III.5 représente le spectre fréquentiel de la tension de neutre de la machine à induction dans le cas du rotor défectueux avec 1 barre cassée, on a obtenu les résultats escomptés, les fréquences autour des harmoniques  $h = 3, 9, 15, 21...$  sont évidentes, et nous allons faire un zoom de l'harmonique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

La figure III.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 III.8), montrent des similitudes avec ceux de la simulation.

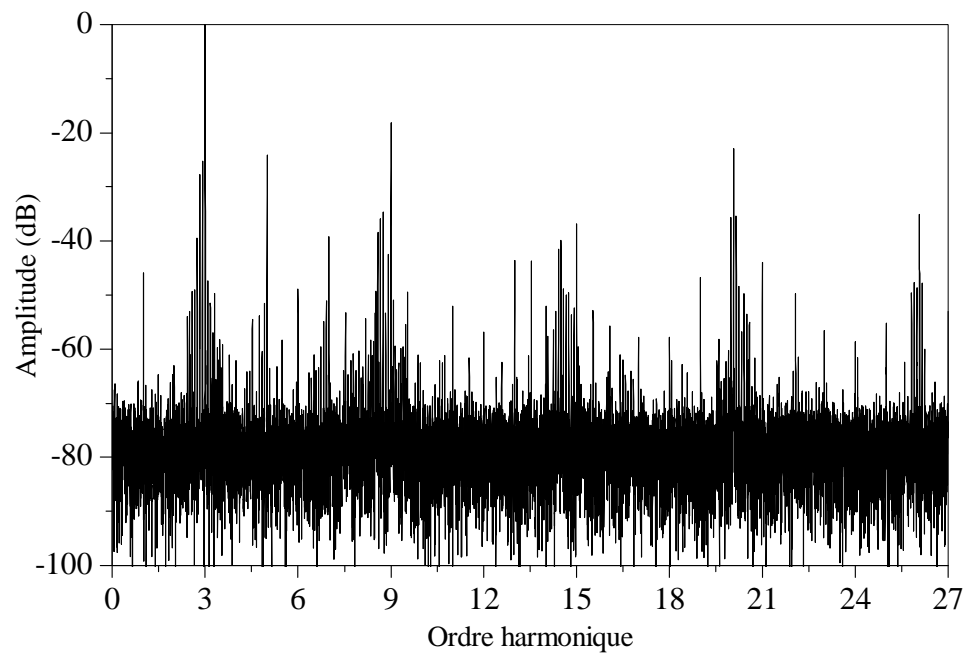
On peut dire que les résultats issus de la simulation sont conformes aux résultats de l'expérimentation.



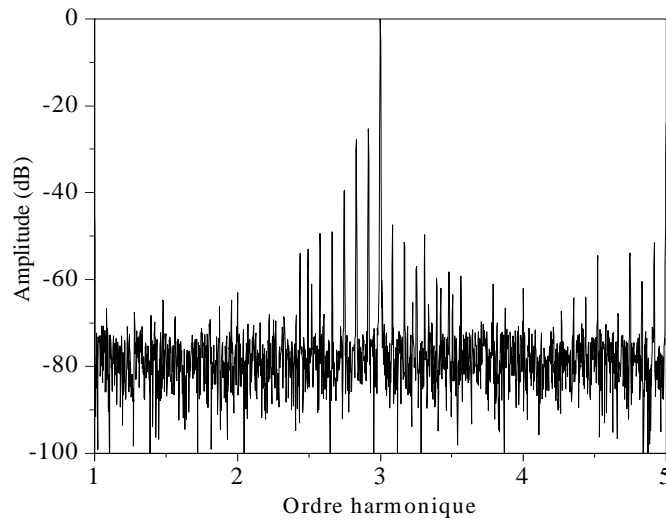
**Fig. III.5.** Simulation : Spectre de la FFT de la tension neutre-neutre de la machine à induction alimentée par réseau, rotor avec 1 barre cassée



**Fig. III.6.** Simulation : Zoom de l'harmonique 3



**Fig. III.7.** Expérimental : Spectre de la FFT de la tension neutre de la machine à induction alimentée par réseau, rotor avec 1 barre cassée.



**Fig. III.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 au réseau électrique, nous diversifions les sources d'alimentation et de se mettre dans le contexte du diagnostic des défauts rotoriques dans l'ensemble convertisseur machine à induction, qui 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 [SCHA99, DID04] 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).

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

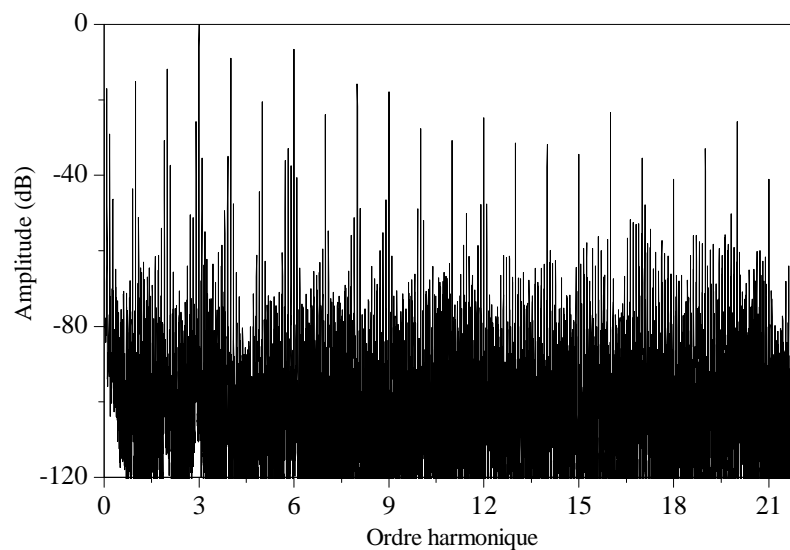
avec:

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

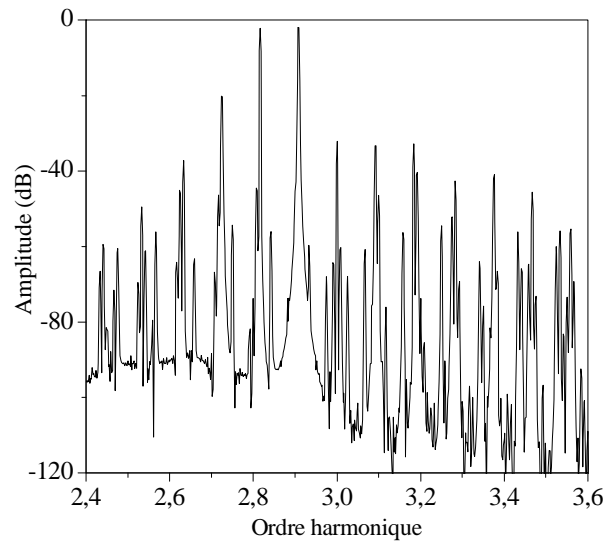
Les figures III.9 et III.10 montrent les spectres fréquentiels de la tension de neutre. C'est un spectre trop bruité où on voit difficilement les harmoniques  $h = 3, 9, 15, 21 \dots$ , ceci est dû à la commande de l'onduleur par MLI. Néanmoins, le zoom de l'harmonique 3 nous indique clairement les fréquences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

De la figure III.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 III.12), montre des similitudes avec celui de la simulation.

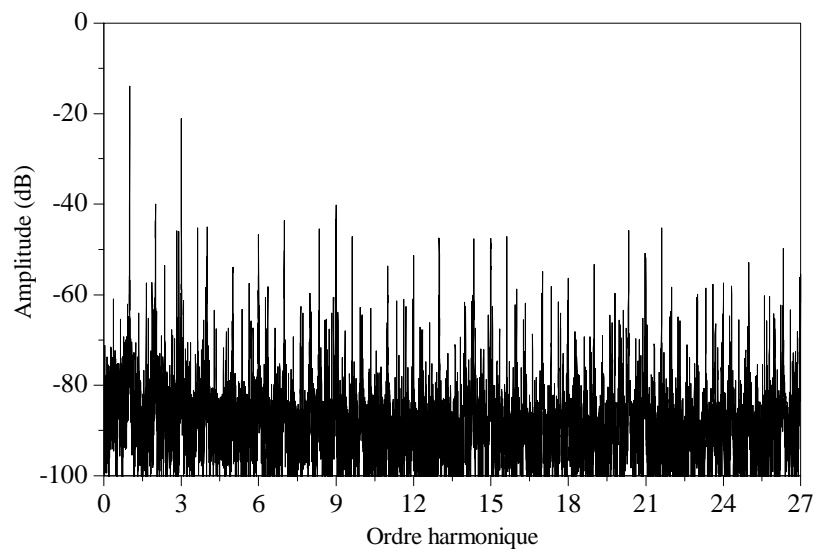
On peut dire que les résultats de simulation avec alimentation par onduleur, sont conformes aux résultats de l'expérimentation.



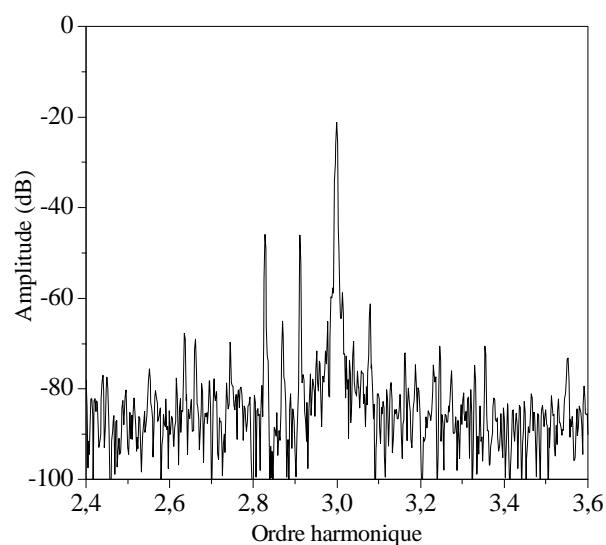
**Fig. III.9.** Simulation : Spectre de la FFT de la tension entre neutres de la machine à induction alimentée par onduleur, rotor avec 1 barre cassée



**Fig. III.10.** Simulation : Zoom de l'harmonique 3 du spectre de la FFT de la tension entre neutres



**Fig. III.11.** Expérimental : Spectre de la FFT de la tension entre neutres de la machine à induction  $MAS_1$  alimentée par onduleur, rotor avec 1 barre cassée



**Fig. III.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 à induction 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 de neutre-neutre. 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 de tension neutre-neutre 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 IV : Diagnostic de la machine à induction par  
l'analyse de la tension entre neutres avec alimentation  
équilibrée et déséquilibrée**

## I. Introduction:

Nous avons exposé les formules permettant de localiser les signatures de la tension neutre-neutre. Cependant, un développement analytique des mécanismes de génération des différents harmoniques semble nécessaire, desquels on peut analyser d'une manière plus efficace l'information liée à la détection des défauts de la machine à induction [KHE09]. Ainsi, nous proposons d'expliquer l'influence de la répartition spatiale des barres rotoriques sur la génération des RSH de 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 :

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

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

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

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

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



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

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

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

## II.1- Composantes fréquentielles de la tension neutre pour une machine à induction saine avec une alimentation équilibrée

Si un enroulement triphasé symétrique de stator d'un moteur à induction à cage d'écureuil est alimenté par un système de tension équilibré, un champ tournant vers "l'avant" est induit dans son entrefer, et les courants rotoriques induits sont sous la forme suivante :

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

où  $s$  est le glissement,  $\gamma_p$  est l'angle de phase initial,  $I_{rpk}$  est la valeur max k<sup>ième</sup> courant rotorique.

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

$$v_n = v_{np} + v_{so} \quad (IV.6)$$

avec:

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

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

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

avec  $\lambda$  un entier positif.

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

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

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 (RSH):

$$f_{rpsh}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) \pm 1 \right]. \tag{IV.10}$$

Il convient de mentionner que :

$$f_{rpsh1}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) - 1 \right] \tag{IV.11}$$

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

$$f_{rps2}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) + 1 \right] \quad (\text{IV.12})$$

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 neutre de la machine à l'état sain (alimentation équilibrée). Les calculs ont été effectués pour une machine (MAS<sub>3</sub>) 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 (IV.9) et (IV.11) seulement un harmonique d'encoches rotoriques peut être vu sur le spectre de tension de

neutre à  $f_{rps1}(2, 22, 2) = 20,06 f_s$  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  $f_{rps2}(2, 22, 2) = 22,06 f_s$ ) n'a pas été révélé

parce que  $h = \frac{1}{3} \left( \lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right) = \frac{23}{3} \notin G$  n'appartient pas à  $G$ , où  $G$  tel que décrit par

l'équation (IV.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 RSH parce que le  $h$  correspondant n'appartient pas à  $G$

( $h \notin G$ ). le prochain RSH apparait à la fréquence  $f_{rps2}(2, 22, 4) = 43,12 f_s$  pour  $\lambda = 4$  et

l'ordre harmonique  $3h = \left( \lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right) = 45$

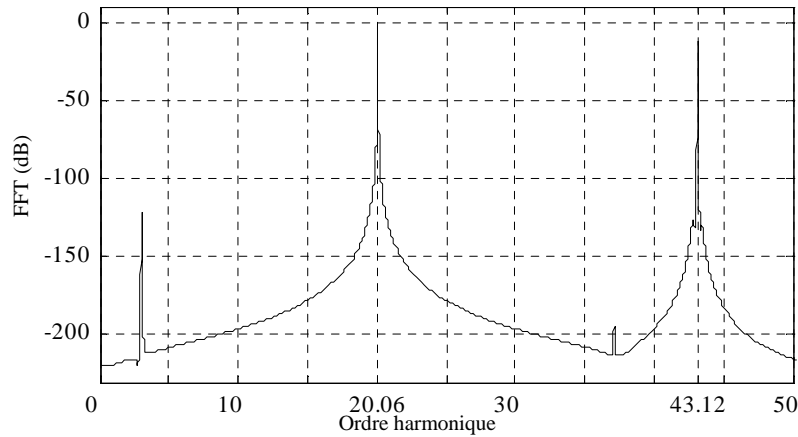


Fig. IV.1. Simulation: spectre de la tension de neutre machine à induction saine

## II.2- Composantes fréquentielles de la tension de neutre pour une machine à induction saine avec une alimentation déséquilibrée

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

Comme expliqué dans [KAI06], le déséquilibre de la tension d'alimentation triphasée engendre des courants d'ordre négatif (c'est-à-dire un champ inverse) dans les enroulements du stator.

Dans ce cas-ci, les courants rotoriques qui entrent dans les mailles rotoriques dus aux courants d'ordres négatif et positif sont de la forme :

$$\begin{bmatrix} i_{rk} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{rp k} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{rm k} \end{bmatrix} \quad (\text{IV.13})$$

où

$$\begin{bmatrix} i_{mk} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \vdots \\ I_{mk} \cos((2-s)\omega_s t + ka - \gamma_n) \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (\text{IV.14})$$

Dans ce cas la tension neutre est donnée par:

$$v_n = v_{np} + v_{mn} + v_{so} \quad (\text{IV.15})$$

De la même manière est décrite ci-dessous la tension neutre relative au courant d'ordre négatif qui peut être écrite comme suit:

$$\begin{aligned}
v_{nn} = & \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \frac{(2-s)\omega_s}{2} M_{3h}^{sr} I_{r_{mk}} \times \left\{ \sin\left(\left(3h+2-(3h+1)s\right)\omega_s t + (3h+1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_n\right) - \right. \\
& \left. - \sin\left(\left(3h-2-(3h-1)s\right)\omega_s t + (3h-1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_n\right) \right\} \\
& + \frac{d\theta}{dt} \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \frac{3h}{2} M_{3h}^{sr} I_{r_{mk}} \times \left\{ \sin\left(\left(3h+2-(3h+1)s\right)\omega_s t + (3h+1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_n\right) + \right. \\
& \left. + \sin\left(\left(3h-2-(3h-1)s\right)\omega_s t + (3h-1)ka + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_n\right) \right\}
\end{aligned} \tag{IV.16}$$

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

$$f_{r_{msh1}}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) - 1 \right] \tag{IV.17}$$

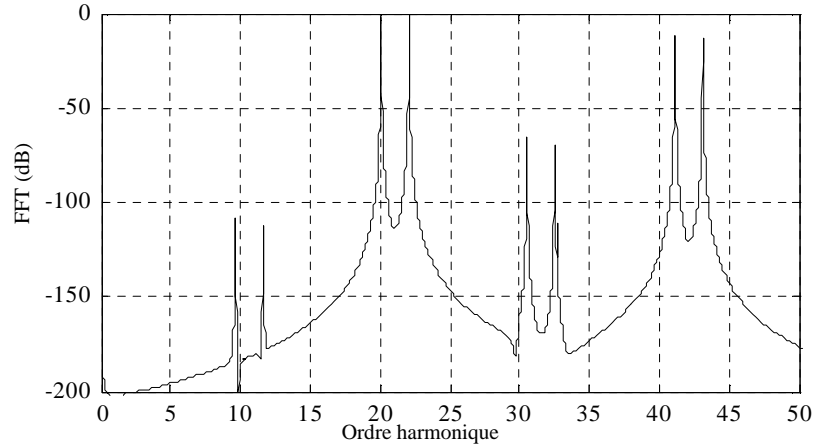
Les fréquences harmoniques relatives à l'ordre harmonique  $3h = \left( \lambda \frac{n_b}{p} + 1 \right)$ .

$$f_{r_{msh2}}(p, n_b, \lambda) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) + 1 \right] \tag{IV.18}$$

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

La figure IV.2 montre l'effet du déséquilibre de tension d'alimentation sur le spectre de FFT de la tension neutre-neutre. La machine à induction a été simulée avec 20% de déséquilibre sur une phase d'alimentation et sans tenir compte des ondulations de vitesse (c'est-à-dire avec une valeur d'inertie infinie). En plus des harmoniques de RSH donnés par l'ordre positif, 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'encoches rotoriques aux fréquences

$f_{rps2}(2,22,2) = 22,06f_s$  et  $f_{rps2}(2,22,4) = 41,12f_s$  tel que décrit par les équations (IV.9) et (IV.18) respectivement.



**Fig. IV.2** : Simulation, spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine à induction avec un déséquilibre d'alimentation à 20% et en négligeant l'ondulation de vitesse

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

L'interaction du courant d'ordre négatif 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 :

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

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

$$v_n = v_{np} + v_{m} + v_{np\tilde{w}} + v_{m\tilde{w}} + v_{so} \quad (\text{IV.20})$$

où:

$$v_{np\tilde{w}} = \sum_{\eta=1}^{\infty} \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \Delta\omega_{r\eta} \frac{3h}{2} M_{3h}^{sr} I_{rk} \times$$

$$\left\{ \begin{aligned} & \sin\left((3h - (3h-1)s + 2\eta)\omega_s t + (3h-1)ka + v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_p\right) \\ & - \sin\left((3h - (3h-1)s - 2\eta)\omega_s t + (3h-1)ka - v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_p\right) \\ & + \sin\left((3h - (3h+1)s + 2\eta)\omega_s t + (3h+1)ka + v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_p\right) \\ & - \sin\left((3h - (3h+1)s - 2\eta)\omega_s t + (3h+1)ka - v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_p\right) \end{aligned} \right\} \quad (\text{IV.21})$$

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

$$f_{rps1}(p, n_b, \lambda, \pm\eta) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) - 1 + 2\eta \right] \quad (\text{IV.22})$$

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

$$f_{rps2}(p, n_b, \lambda, \pm 2\eta) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) + 1 \pm 2\eta \right] \quad (\text{IV.23})$$

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

et

$$v_{nm\tilde{w}} = \sum_{\eta=1}^{\infty} \sum_{h=1}^{\infty} \sum_{k=0}^{n_b-1} \Delta\omega_{r\eta} \frac{3h}{2} M_{3h}^{sr} I_{rk}$$

$$\times \left\{ \begin{aligned} & \sin\left((3h + 2 + 2\eta - (3h+1)s)\omega_s t + (3h+1)ka + v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_n\right) \\ & - \sin\left((3h + 2 - 2\eta - (3h+1)s)\omega_s t + (3h+1)ka - v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) - \gamma_n\right) \\ & + \sin\left((3h - 2 + 2\eta - (3h-1)s)\omega_s t + (3h-1)ka + v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_n\right) \\ & + \sin\left((3h - 2 - 2\eta - (3h-1)s)\omega_s t + (3h-1)ka - v_\eta + 3h(\varphi_{3h} + \theta_0) + \gamma_n\right) \end{aligned} \right\} \quad (\text{IV.24})$$

En plus, les harmoniques additionnels relatifs aux courants d'ordre négatif avec les fréquences suivantes sont alors :

$$f_{msh1}(p, n_b, \lambda, \pm\eta) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) - 1 + 2\eta \right] \quad (\text{IV.25})$$

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

$$f_{msh2}(p, n_b, \lambda, \pm\eta) = f_s \left[ \lambda \frac{n_b}{p} (1-s) + 1 + 2\eta \right] \quad (\text{IV.26})$$

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:

$$[i_{rpk}] = \begin{bmatrix} \vdots \\ \tilde{I}_{rpk} \cos((2\eta + s)\omega_s t - ka - \gamma_p) \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (\text{IV.27})$$

$$[i_{mk}] = \begin{bmatrix} \vdots \\ \tilde{I}_{mk} \cos((2(\eta + 1) - s)\omega_s t + ka - \gamma_n) \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (\text{IV.28})$$

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

La figure IV.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:  $3h = \left( \lambda \frac{n_b}{p} - 1 \right) = 21 \& 45$ .



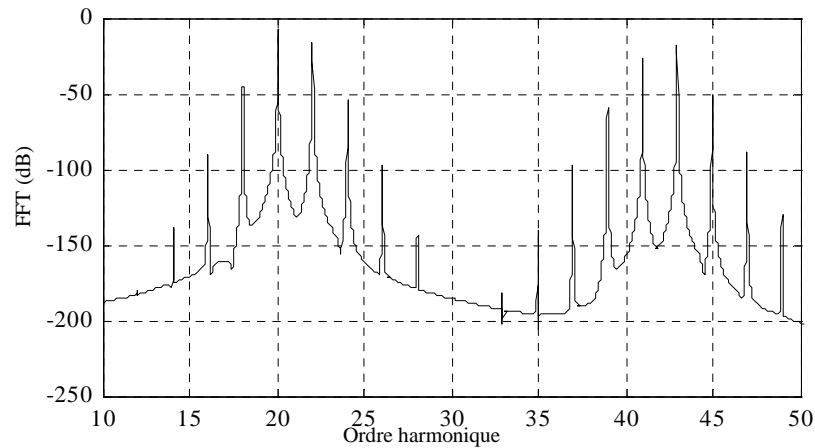


Fig. IV.3. Spectre simulé de la FFT de la tension neutre d'une machine à induction avec un déséquilibre d'alimentation de 20% et prise en compte de l'ondulation de vitesse

### III. Fréquences de la tension neutre relatives aux dissymétries du rotor

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

$$f_{rpdh}(3h) = (3h - (3h \pm 1)s)f_s \quad (IV.29)$$

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

$$f_{rmdh}(3h) = (3h - (3h \pm 1)s \pm 2)f_s \quad (IV.30)$$

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:

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

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

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 (IV.31) clarifie les fréquences des harmoniques additionnels,  $f_{rpdh}(3h, 0, \pm k)$ , où  $\eta = 0$   $3h = 3, 9, 15, 21, 27$   $\eta = 0$  et  $k = 0, \pm 1, \pm 2, \pm 3, \pm 4 \dots$

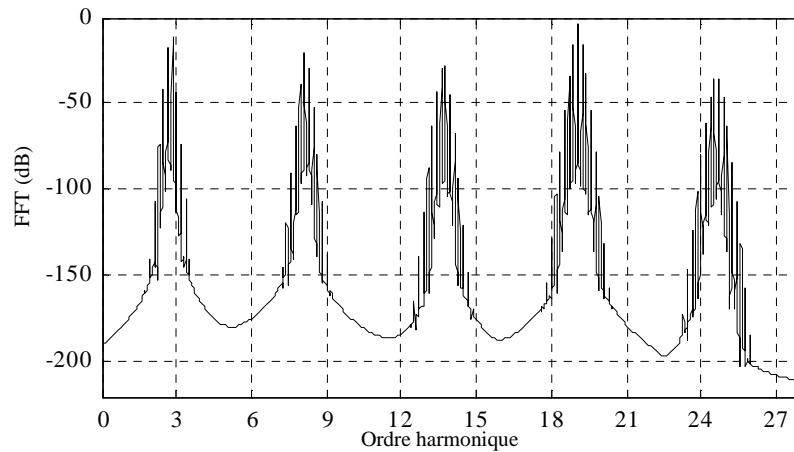
La figure IV.5 montre un zoom autour du premier harmonique d'ordre  $3h$ , ce qui donne  $f_{rpdh}(3, 0, \pm k) = 3 - (3h \pm 1)s + 2ks$

La figure IV.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 (IV.29),  $f_{rpdh}(3h, 0, 0) = 3h - (3h \pm 1)s$  peut apparaître.

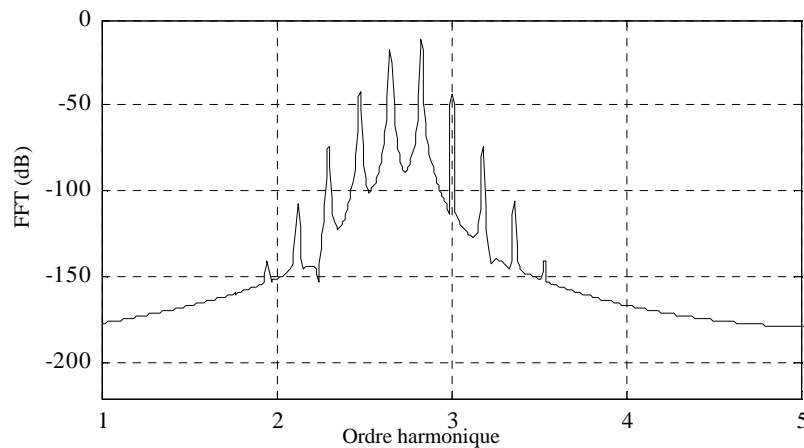
La figure IV.7 montre le spectre de la tension neutre quand le rotor est dissymétrique avec un déséquilibre de 20% de la tension d'alimentation. En plus des harmoniques relatifs aux fréquences  $f_{rpdh}(3h, 0, \pm k)$  apparaît l'harmonique lié principalement à l'ordre négatif  $f_{rndh}(3h, 0, \pm k)$ , et en plus de l'harmonique de fréquence  $f_{rpdh}(3h, \pm 1, \pm k)$  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 IV.8 récapitule les fréquences harmoniques dans la tension de neutre.

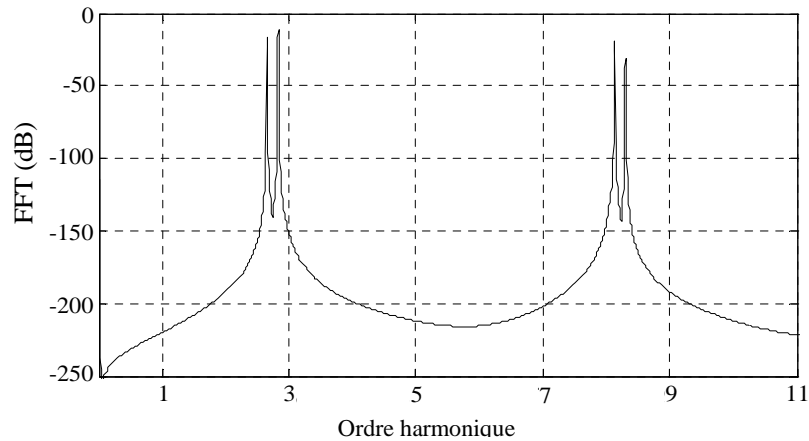
On peut noter que les harmoniques multiples du fondamental  $f_s : 2f_s, 3f_s, 4f_s, \dots$ , décrits par l'équation (IV.2), sont le résultats direct de la composante homopolaire de la tension.



**Fig. IV. 4.** Simulation : Spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine à induction avec rotor dissymétrique

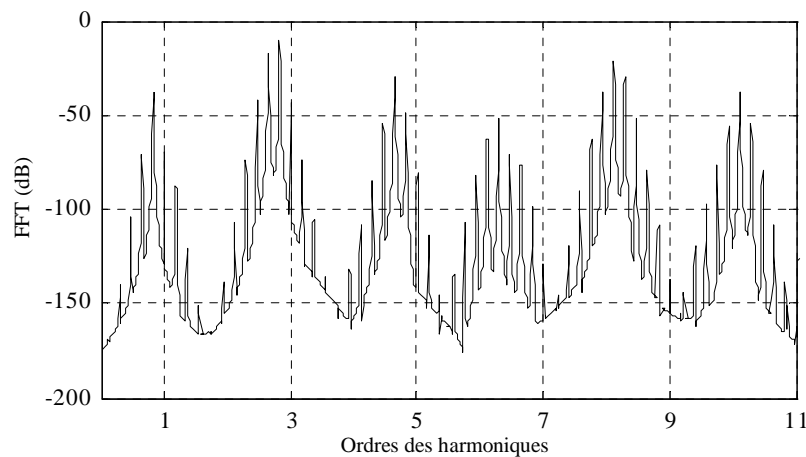


**Fig. IV.5.** Simulation : Zoom du spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine à induction avec rotor dissymétrique



**Fig. IV.6.** Simulation : Spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine à induction 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 (IV.31) et(IV.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 IV.7)



**Fig. IV.7.** Simulation : Spectre de la FFT de la tension neutre d'une machine à induction avec rotor dissymétrique et 20% de déséquilibre de la tension d'alimentation en tenant compte de l'ondulation de vitesse

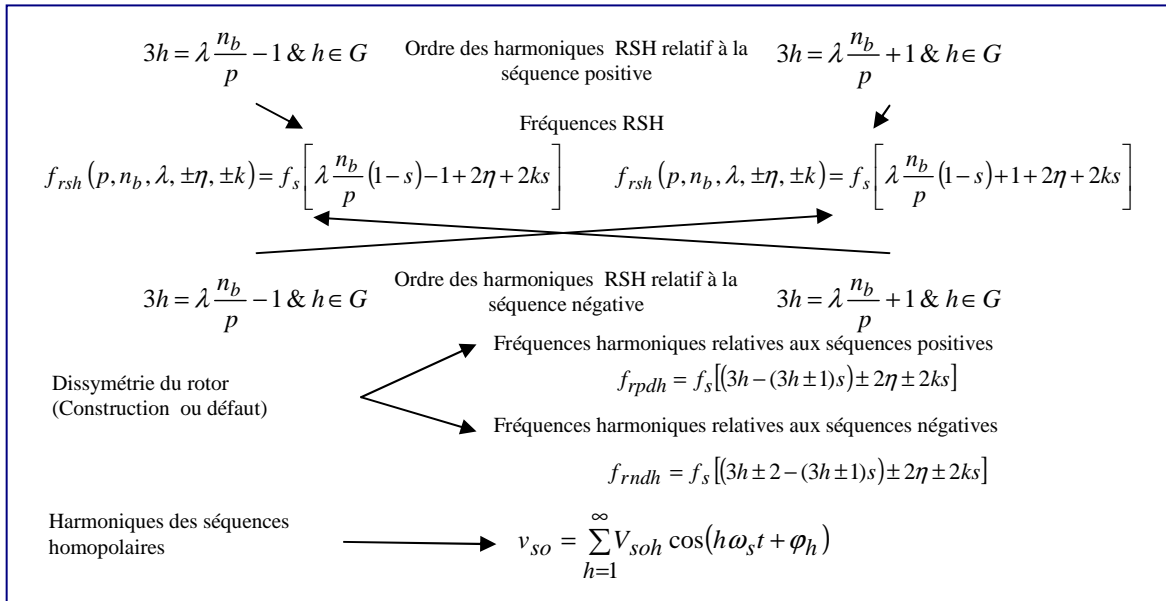


Fig. IV.8. Résumé des harmoniques induits dans la tension de neutre.

## IV- Validation expérimentale

La figure IV.9 représente le spectre de la tension neutre-neutre de la machine MAS<sub>3</sub> fonctionnant avec un glissement  $s = 0,0427$  avec tension équilibrée et déséquilibrée (diminution de 20% de l'amplitude d'une phase d'alimentation).

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 (IV.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

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

Ces harmoniques ont des amplitudes importantes pour  $3h = 3, 9, 15, 21$  et correspondent avec les résultats de la simulation (Figure IV.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 (IV.31) et

(IV.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 IV.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).

Les derniers ensembles d'harmoniques identifiés sont les harmoniques d'encoches rotoriques récapitulés dans les tableaux IV.2 et IV.3. Ces harmoniques sont en concordance totale avec les équations (IV.23), (IV.24), (IV.25) et (IV.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 à l'ordre paire ( $h = 2k, k = 1, 2, \dots$ ) dans l'inductance mutuelle décrite par l'équation (III.48). Les valeurs des composants harmoniques paires des inductances mutuelles sont plus petites que les impaires, ce qui explique pourquoi l'amplitude des harmoniques liés  $\lambda = 2$  donnée dans le tableau IV.3 sont beaucoup plus importantes que celle donnée dans le tableau IV.2 avec  $\lambda = 1$ .

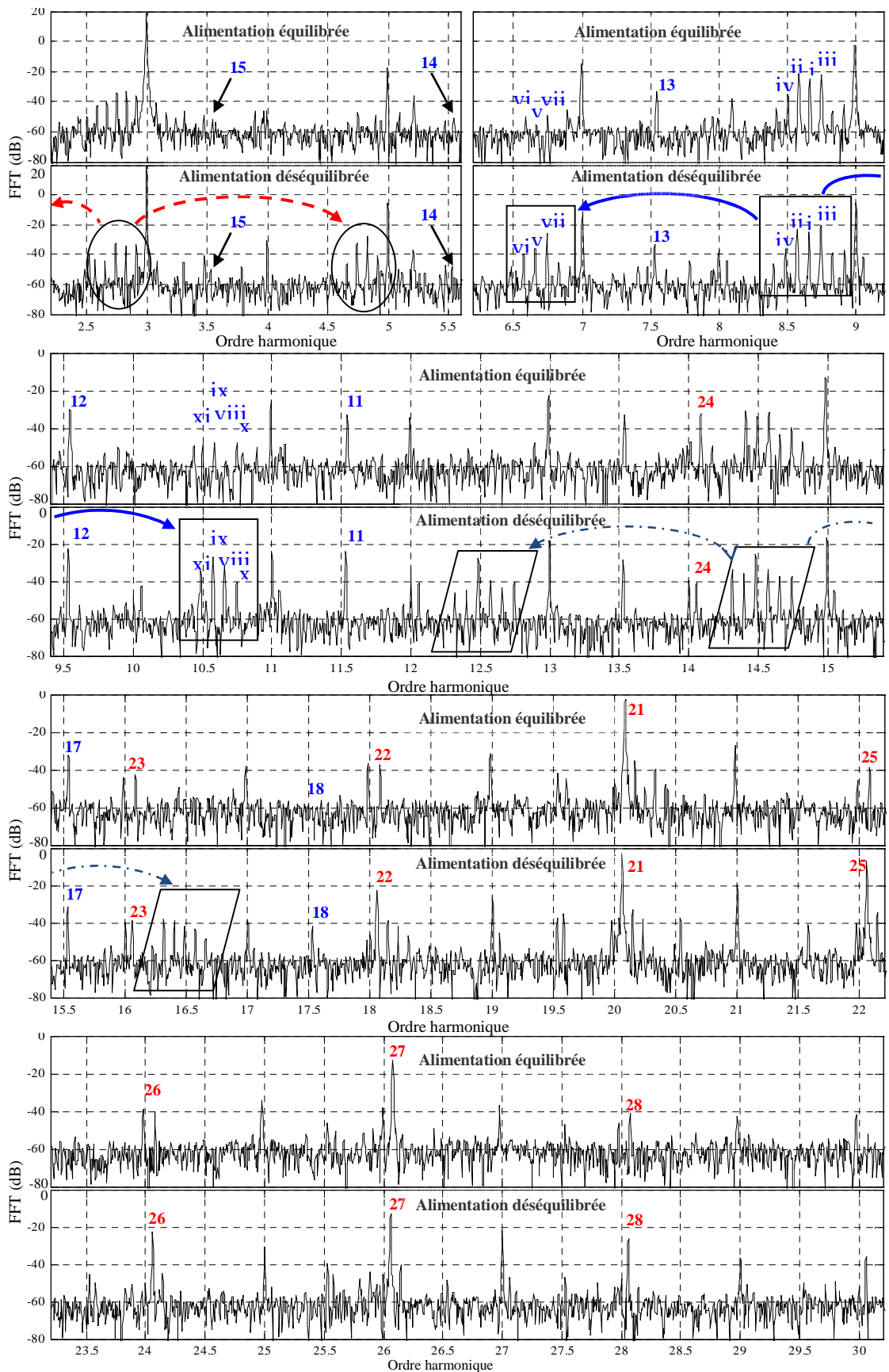


Fig. IV.9. Expérimental : Spectre de la FFT de la tension neutre dans le cas d'une tension d'alimentation équilibrée (haut) et à 20% de déséquilibre de tension (en bas).

TABLEAU IV.1

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

$f_{r dh} (h, \pm \eta, \pm k)$ $h = 3, \eta = 0, s = 0,0427$	Tension	Tension	Symboles dans La figure 9
	équilibrée	déséquilibrée	
	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 IV.2

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

$f_{rsh}(p, n_b, \lambda, \pm\eta)$	Tension	Tension	Symbole
	équilibrée	déséquilibrée	
Amplitude des harmoniques (dB)			
$f_{rsh2}(2,22,1,0) = 11,53.f_s$	-32,86	-24,15	11
$f_{rsh1}(2,22,1,0) = 9,53.f_s$	-29,64	-22,39	12
$f_{rsh2}(2,22,1,+1) = 13,53.f_s$	-33,03	-28,71	13
$f_{rsh2}(2,22,1,-1) = 9,53.f_s$	-29,64	-22,39	12
$f_{rsh1}(2,22,1,+1) = 11,53.f_s$	-32,86	-24,15	11
$f_{rsh1}(2,22,1,-1) = 7,53.f_s$	-32,95	-33,13	14
$f_{rsh2}(2,22,1,+2) = 15,53.f_s$	-31,94	-31,61	15
$f_{rsh2}(2,22,1,-2) = 7,53.f_s$	-32,95	-33,13	14
$f_{rsh1}(2,22,1,+2) = 13,53.f_s$	-33,03	-28,71	11
$f_{rsh1}(2,22,1,-2) = 5,53.f_s$	-50,78	-47,8	16
$f_{rsh2}(2,22,1,+3) = 17,53.f_s$	x	-41,64	17
$f_{rsh2}(2,22,1,-3) = 5,53.f_s$	-50,78	-47,8	16
$f_{rsh1}(2,22,1,+3) = 15,53.f_s$	-31,94	-31,61	15
$f_{rsh1}(2,22,1,-3) = 3,53.f_s$	-51,87	-49,93	18

TABLEAU IV.3

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

$f_{rsh}(p, n_b, \lambda, \pm\eta)$	Tension	Tension	Symbole Dans la figure 10
	équilibrée	déséquilibrée	
Amplitude des harmoniques (dB)			
$f_{rsh1}(2,22,2,0) = 20,06.f_s$	-2,93	-2,75	21
$f_{rnsh2}(2,22,2,0) = 22,06.f_s$	-39,15	-6,8	22
$f_{rsh1}(2,22,2,+1) = 22,06.f_s$	-39,15	-6,8	22
$f_{rsh1}(2,22,2,-1) = 18,06.f_s$	-37,15	-22,71	23
$f_{rnsh2}(2,22,2,+1) = 24,06.f_s$	-40,29	-22,3	24
$f_{rnsh2}(2,22,2,-1) = 20,06.f_s$	-2,93	-2,75	21
$f_{rsh1}(2,22,2,+2) = 24,06.f_s$	-40,29	-22,3	24
$f_{rsh1}(2,22,2,-2) = 16,06.f_s$	-42,95	-38,59	25
$f_{rnsh2}(2,22,2,+2) = 26,06.f_s$	-12,92	-13,31	26
$f_{rnsh2}(2,22,2,-2) = 18,06.f_s$	-37,15	-22,71	23
$f_{rsh1}(2,22,2,+3) = 26,06.f_s$	-12,92	-13,31	26
$f_{rsh1}(2,22,2,-3) = 14,06.f_s$	-32,48	-41,34	27
$f_{rnsh2}(2,22,2,+3) = 28,06.f_s$	-41,37	-26,34	28
$f_{rnsh2}(2,22,2,-3) = 16,06.f_s$	-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 neutre d'une machine à induction à cage d'écureuil. D'ailleurs, on a démontré que le déséquilibre de tension et la dissymétrie du rotor (les barres de construction, de rotor ou anneaux de court-circuit) sont une source potentielle de génération des harmoniques spécifiques dans la tension de neutre. Afin de généraliser et jeter la lumière sur les rapports nécessaires exigés pour la présence de tous les composants harmoniques dans la tension neutre, on a proposé de nouvelles formulations.

Les harmoniques induits peuvent être classés en trois jeux:

- ❖ 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 se transfère accidentellement comme les barres cassées de rotor. Ces harmoniques sont liés aux fréquences suivantes:

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

- ❖ Le dernier présente les harmoniques d'encoches rotoriques 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 au niveau de la vibration dans le moteur comme le niveau du 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. Actuellement, l'utilisation des techniques présentées dans ce mémoire concerne le diagnostic des cassures de barres de la cage rotorique de la machine à induction 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 différentes approches et les hypothèses publiées dans le domaine du diagnostic avec des mises en évidence expérimentales.

Le deuxième chapitre, concernait 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 qui aura lieu entre le neutre du stator et un neutre de la source d'alimentation couplée en étoile pour le réseau et 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 neutre et le courant de ligne. Et enfin pour discerner entre les deux techniques de diagnostic, un nouvel outil de comparaison a été introduit, 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 un modèle multi-enroulements en insistant sur les contraintes propres aux objectifs de la simulation pour le diagnostic. 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 la réalité. Le 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 obtenus par le modèle développé.

Dans le quatrième chapitre. Afin de donner une interprétation aux spectres de la tension de neutre développés dans le troisième chapitre, une étude analytique a été élaborée pour dépeindre les fréquences des harmoniques induites dans cette tension. Nous avons subdivisé l'étude en deux étapes. Dans la première, on a déterminé les fréquences harmoniques de la tension de neutre pour une machine saine. Dans la deuxième étape, on a calculé les fréquences harmoniques de la tension de neutre-neutre lorsque la machine à induction était 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 cassures de barres de la machine à induction par la tension de neutre-neutre. Nous avons montré son efficacité sans pour autant ignorer les méthodes de diagnostic que chacune excelle dans son domaine (défauts électriques et défauts mécaniques).

## **Bibliographie**

### **B**

- [BEL01] 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.
- [BEL04] 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.
- [BEL06] A. Bellini, C. Concari, 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
- [BLO08] M. Blödt et al. "models for bearing damage detection in induction motors", IEEE transactions on industrial electronics, vol. 55, no. 4, April 2008
- [BRU07] 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.

### **C**

- [CAR95] A. J. M. Cardoso et al. "Rotor Cage Faults Diagnosis in Three-Phase Induction Motors by Park's Vector Approach." 30<sup>th</sup> Ind. Applicat. Society Annual Meeting, pp. 642-646, Oct, 8-12, 1995, Orlando, Florida
- [CAS98] 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.
- [CHA83] J. Chatelain " Machines électriques " Ed Dunod. Tome 1. Suisse. 1983
- [CHE98] 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.
- [CRA92] A. R. Crawford, S. Crawford, "The Simplified Handbook of Vibration Analysis Vol I: introduction to Vibration Analysis Fundamentals," 1992 Computational Systems Incorporated
- [CUP04] 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.

## D

- [DEL82] W. Deleroi “Squirrel cage motor with broken bar in the rotor - Physical phenomena and their experimental assessment” Proceedings part 3, sept 82, Budapest
- [DID04] 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.
- [DID05] G. Didier, E. Ternisien, and H. Razik, “Detection of incipient rotor cage fault and mechanical abnormalities in ind. motor using global modulation index on the line current spectrum,” in Proc. SDEMPED 2005, Vienna, Austria, 7-9 Sept. 2005.
- [DID07] 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
- [DOR97] 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.

## E

- [ELK92] N.M. Elkasabgy, 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.

## F

- [FIL92] F. Filippetti, M. Martelli, G. Franceschini, et C. Tassoni. “Developpement 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.
- [FIL95] 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
- [FIL98] 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.

## G

- [GAR04] P. García, F. Briz, M. W. Degner, A. B.Diez, “Diagnostics of Induction Machines Using the Zero Sequence Voltage” 2004 IEEE

[GUD03] H. Guldmir, "Detection of airgap eccentricity using line current spectrum of induction motors" *Electric Power Systems Research*, 64, (2003), pp. 109-117.

## H

[HAY02] S. Hayashi, T. Asakura, S. Zhang "Study of Machine Fault Diagnosis System Using Neural Networks", IEEE, IJCNN, pp. 956-961-WCCI 2002

[HEN02] 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.

## J

[JOK100] 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

[JOK200] 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

[JUN06] 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

## K

[KAI06] 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.

[KER84] Kersznbaum ; 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

[KHE04] 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.

[KHE05] 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.

[KHE06] 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



- [KHE07] 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
- [KHE08] 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
- [KHE109] A. Khezzar, M. E. K. Oumaamar, M Hadjami , M Boucherma, H Razik, " Induction Motor Diagnosis Using Line Neutral Voltage Signatures" vol-52, IEEE-Trans IES-2009
- [KHE209] A. Khezzar, M.Y. Kaikaa, M. E. K. Oumaamar, M Boucherma, H Razik, "On the Use of Slot Harmonics as a Potential Indicator of Rotor Bar Breakage in the Induction Machine" vol-52, IEEE-Trans IES-2009
- [KLI88] 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.
- [KLI96] 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.

## L

- [LI06] 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
- [LUO95] X. Luo, Yuefeng Liao, H. A. Toliyat, A. El-Antably, and T. A. Lipo, "Multiple Coupled Circuit Modeling of Induction Machines" iee transactions on industry applications, vol. 31, no. 2, march-april 1995

## M

- [MEL99] 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
- [MER92] E.F.Merrill "Dynamics of AC Electrical Machines" IEEE Transaction on Industry Applications, 39th Annual meeting, 1992, vol 30, N°2, p277
- [MIL99] 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

[MUL03] G.H. Muller and C.F. Landy. "A Novel Method to Detect Broken Rotor Bars in Squirrel Cage Induction Motors When Interbar Currents are Present," IEEE Transactions on energy conversion, vol. 18, no. 1, March. 2003. pp. 71-79.

## N

[NAN01] 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.

[NAN02] 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.

[NAN03] 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.

[NAN05] S. Nandi, "Stator Fault Detection in Induction Machines Using Triplen Harmonics At Motor terminal Voltage after Switch-off" IEEE, 2005

[NEM06] M. Nemeč, V. Ambrožič, D. Nedeljković, and R. Fiser, "Detection of Broken Bars in Induction Motor through the Analysis of Voltage Modulation," in Proc. ISIE 2006, vol. 3, 9-13 July 2006, pp. 2450-2454

[NOR81] H. Boyer; M. Norbert ; R. Philippe "Cours de construction du matériel électrique" Ed LA CAPITELLE. Tome 1. p 134, 3<sup>ième</sup> édition. 1981

## O

[OCA04] 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.

[OUM05] 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.

[OUM06] 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.

[OUM07] 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, 43<sup>rd</sup> Annual meeting, New Orleans (USA), 23-27 september. 2007

[OUM09] M. E. K. Oumaamar, H. Razik, A. Khezzer “Experimental investigation of stator current signature in defective induction motor” IECON '09. Porto, Portugal, 3-6 novembre 2009, pp. 3443-3448

## P

[PEN94] 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

[PER00] Dragica Kostic-Perovic, Muslum Arkan, Peter Unsworth “Induction Motor Fault Detection by Space Vector Angular Fluctuation” School of Engineering, University of Sussex. BRIGHTON, 2000

## R

[RAZ104] H. Razik, G. Didier, “A Novel Method of Induction Motor Diagnosis Using the Line-Neutral Voltage,” in Proc. EPE-PEMC, Riga, Latvia, Sept. 2004.

[RAZ204] 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.

[RIT94] 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.

## S

[SCH04] Cornelius Scheffer, Paresh Girdhar “Practical Machinery Vibration Analysis and Predictive Maintenance” 2004 ELSEVIER

[SCHA99] 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.

[SCHO94] R. R.Schoen; T. G. Habetler “A new method of current-based condition monitoring in induction machines operating under arbitrary load conditions” ICEM 94.

[SCHO195] 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.

[SCHO295] 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.

[STA04] 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.

## T

[TAY01] J I. Taylor, "The vibration analysis handbook," 2001 VCI

[THO83] 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.

[THO88] 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.

[TOL95] 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.

[TOL96] 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.

## V

[VAS93] P. Vas, "Parameter estimation, condition monitoring, and diagnosis of electrical machines", Clarendon Press, Oxford, 1993

## Y

[YAH96] 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

[YAZ99] 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.

## W

[WAL92] 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.

[WAL94] 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.

[WIL87] 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.

[WUL07] 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

## Z

[ZHO07] 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

## Annexe

**TABLEAU A.I**

CARACTÉRISTIQUES DES MACHINES À INDUCTION

Description	MAS <sub>1</sub>	MAS <sub>2</sub>	MAS <sub>3</sub>	MAS <sub>4</sub>
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	1380 tr/min		2860 tr/min

**TABLEAU A.II**

DIMENSIONS DU ROULEMENT

Description	6306
Marque	KG
Nombre de billes	8
Diamètre moyen	51 mm
Diamètre de la bille	12,53 mm
Angle de contact $\beta$	0°

Les paramètres de la machine à induction utilisée en simulation MAS<sub>3</sub>

$P = 2$  : 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.

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

Caractéristiques Microphone PHILIPS SBC MD150

Sensibilité : -74 dB

Impédance : 600 Ohm

Bande passante : 85-11000Hz