

DETECTION DES DEFAUTS D'EXCENTRICITE DANS LES MOTEURS ASYNCHRONE PAR L'ANALYSE SPECTRALE DU COURANT STATORIQUE : MODELE TENANT COMPTE DES HARMONIQUES D'ESPACE

A. Ghoggal¹, M. Sahraoui, A. Aboubou, S. E. Zouzou.

Laboratoire de Génie Electrique - Département d'Electrotechnique
Université Mohamed Khider
B P.145, Biskra - Algérie.
E-mail:¹ ghoetudes@yahoo.fr

Résumé – Ce travail traite la modélisation et le diagnostic de la machine asynchrone avec prise en compte de tous les harmoniques d'espace, et avec introduction de l'inclinaison des barres et de l'effet l'ouverture des encoches dans le calcul de l'évolution linéaire de la FMM entre les extrémités de l'encoche. Le model est établi d'abord dans le cas d'un entrefer constant, puis dans l'autre cas où la machine peut présenter une excentricité du rotor, statique, dynamique ou bien mixte. Cet objectif serait atteint en exploitant une extension en 2D de la fonction d'enroulement modifiée (MWFA). Les résultats de simulation prouvent l'efficacité du modèle et l'erreur susceptible d'être commise si on néglige l'inclinaison des barres.

Mots clés : Moteur asynchrone – Harmoniques d'encoches rotoriques - Excentricité-Inclinaison des barres - Analyse spectrale - FFT-

I. INTRODUCTION

Vue leur robustesse et leur adaptation à des applications de faibles, de moyennes jusqu'aux fortes puissances, les moteurs asynchrones, et notamment ceux à cage, ont eu une bonne réputation. Malgré ces qualités, il est bien possible que ces moteurs présentent des défaillances causées par un vieillissement prématuré dû à des contraintes de différentes origines. D'où l'importance du diagnostic de la machine asynchrone, et pour se faire, la modélisation de la machine dédiée à la détection des défauts s'impose. Le modèle multi enroulements, qui tien compte de la cage rotorique, suppose que celle-ci regroupe un nombre de mailles formant un enroulement polyphasé [1]. Une telle structure a été utilisée avec profit dans le diagnostic de la machine à induction. Les travaux menés dans cet axe ont montré qu'un défaut se traduit par l'apparition des rais de fréquences supérieurs ou inférieurs à la fréquence statorique dans l'analyse spectrale des courants, couple, vitesse et puissance [2]. Quelques uns supposent une parfaite répartition de la FMM dans l'entrefer, d'autres adoptent des modèles tenant compte de la distribution réelle des différents enroulements [3], notamment avec l'implication de l'approche de fonction d'enroulement, puis, la fonction d'enroulement modifiée [4], où il est possible de déceler les phénomènes accompagnant une probable excentricité.

Dans ce travail, nous étudions le problème d'excentricité du rotor partant de la modélisation de la machine à induction avec prise en compte de tous les harmoniques d'espaces, et en s'appuyant sur une extension en 2D de la MWFA fonction d'enroulement modifiée. Des résultats de simulations et une conclusion y' seront introduits.

II. SYSTEME D'EQUATIONS

Examinant le cas d'une machine asynchrone à m phases statoriques et N_b barres rotoriques. Rappelons ici qu'une maille rotorique est considérée comme étant une bobine à une spire, et que la cage peut être assimilée à N_b mailles rotoriques identiques. Ainsi, il est possible de parvenir aux équations régissant le fonctionnement de la machine [1].

$$[U_s] = [R_s][I_s] + \frac{d[\psi_s]}{dt} \quad (1)$$

$$[0] = [R_r][I_r] + \frac{d[\psi_r]}{dt}. \quad (2)$$

Ajoutons à ces équations l'équation du couple électromagnétique et l'équation mécanique.

$$C_e - C_r = J_r \frac{d\omega_r}{dt}, \quad C_e = \left(\frac{dW_{co}}{d\theta_r} \right) \Big|_{I_s, I_r = const}. \quad (3)$$

Avec pour expression de la coénergie:

$$W_{co} = \frac{1}{2} ([I_s]^T [L_{ss}] [I_s] + [I_s]^T [L_{sr}] [I_r] + [I_r]^T [L_{rr}] [I_r] + [I_r]^T [L_{rs}] [I_s]) \quad (4)$$

III. CALCUL DES INDUCTANCE

3.1 Cas Général

L'expression donnant la fonction d'enroulement modifiée est donnée par [6],[9].

$$N(\varphi, z, \theta_r) = n(\varphi, z, \theta_r) - \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \int_0^l n(\varphi, z, \theta_r) g^{-1}(\varphi, z, \theta_r) dz d\varphi. \quad (5)$$

Remarquons que cette nouvelle forme ne tien aucune restriction quant à l'uniformité axiale notamment en terme d'inclinaison des encoches ou excentricité axiale. Sachant que N est la FMM par unité de courant, l'expression donnant le flux vu par toutes les spires d'une bobine B_j de l'enroulement B dû au courant i_{A_i} traversant la bobine A_i se réduit à:

$$\phi_{B_j A_i} = \frac{\mu_0}{g} \int_{x_{1j}}^{x_{2j}} \int_{z_{1j}(x)}^{z_{2j}(x)} N_{A_i}(x, z, x_r) n_{B_j}(x, z, x_r) i_{A_i} dz dx. \quad (6)$$

L'inclinaison est traduite par la définition de $z(x)$ dans (6) qui sera une combinaison d'une fonction d'un segment de droite et d'une fonction constante dans le cas des encoches uniformément inclinées, et d'une fonction décrivant la forme de l'inclinaison, notamment

dans le cas des inclinaisons spiralées (spirally skewed slots). $n_{Bj}(x, z, x_r)$ est, en effet, définie dans le plan délimité par les axes X et Z de la manière suivante.

$$n_{Bj}(x, z, x_r) = \begin{cases} w_{Bj} & x_{1j} \langle x \langle x_{2j} , z_{1j}(x) \langle z(x) \langle z_{2j}(x). \\ 0 & \text{à l'intervalle restant} \end{cases} \quad (7)$$

ψ_{BA} est le flux vu par toutes les spires de l'enroulement B dû au courant i_A traversant l'enroulement A. L_{BA} étant le flux ψ_{BA} par unité de courant, par conséquent, l'inductance mutuelle aura pour expression :

$$L_{BA}(x_r) = \frac{\mu_0}{g} \int_0^{2\pi} \int_0^l N_A(x, z, x_r) n_B(x, z, x_r) dz dx. \quad (8)$$

D'une manière semblable à [1], cette inductance est aussi fonction des inductances entre bobines des enroulements A et B tel que :

$$L_{BA}(x_r) = \sum_{i=1}^q \sum_{j=1}^p \pm L_{B_j A_i}(x_r). \quad (9)$$

Il est possible de déduire une expression pouvant être plus facile à traduire en algorithme. Pour cela, posons $P = g^{-1}(x, z, x_r)$ dit perméance de l'entrefer. Dans ce cas, l'équation (5) prendra la forme:

$$N_A(x, z, x_r) = n_A(x, z, x_r) - \frac{\langle P \cdot n_A \rangle}{\langle P \rangle} \quad (10)$$

Par substitution dans (8) de la fonction d'enroulement par son expression donnée par (10), on parvient à :

$$L_{BA}(x, z, x_r) = \mu_0 \int_0^{2\pi} \int_0^l P \cdot \left(n_A(x, z, x_r) - \frac{\langle P \cdot n_A \rangle}{\langle P \rangle} \right) \cdot n_B(x, z, x_r) dz dx \quad (11)$$

Et finalement on abouti à l'expression (12) qui sera la base des algorithmes adoptés [9].

$$L_{BA}(x, z, x_r) = 2\pi r l \mu_0 \left(\left(\sum_{i=1}^q \sum_{j=1}^p \langle P n_{A_i} n_{B_j} \rangle \right) - \frac{\langle P n_A \rangle \cdot \langle P n_B \rangle}{\langle P \rangle} \right) \quad (12)$$

3.2 Machine avec rotor excentrique

L'excentricité est purement radiale si l'épaisseur de l'entrefer pour une ouverture angulaire φ donnée, et une position θ_r du rotor, est la même le long de l'axe Z de la machine. Autrement dit, la fonction de l'entrefer peut être fonction seulement de φ et θ_r . La fig. 1 met en évidence une vue de face d'un rotor statiquement excentrique par rapport à l'axe

de la machine, où O et O' désignent les centres du stator et du rotor respectivement. La distance OO' est le décalage entre les deux centres, et reflète le degré de déplacement du rotor. Elle est égale à la variation maximale qui peut survenir sur l'épaisseur de l'entrefer en faisant varier l'ouverture angulaire φ de 0 jusqu'à 2π (angle mécanique). Avec l'utilisation de (12), il est possible de calculer toutes les inductances de la machine dans le cas d'excentricité radiale ou bien axiale.

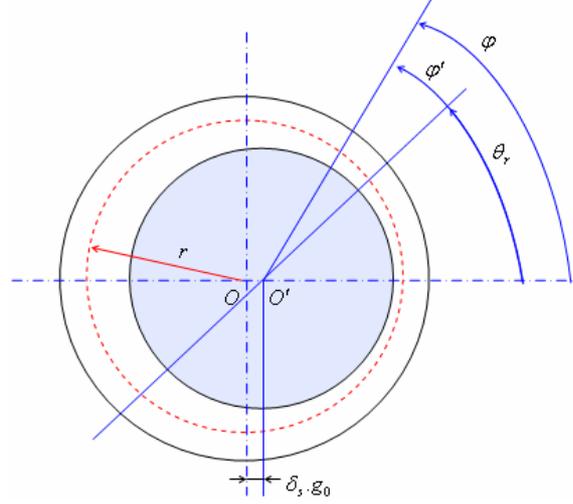


Fig.1. Représentation schématique de l'excentricité statique.

La fonction d'entrefer inverse prendra la forme:

$$g^{-1}(x, z, x_r) = \frac{1}{g_0(1 - \delta_s(z) \cos(x/r) - \delta_d(z) \cos((x - x_r)/r))}, \quad (13)$$

où δ_s et δ_d sont les degrés d'excentricité statique et dynamique qui sont fonctions de z . Une intégration numérique permet dans tout les cas de parvenir au résultat, cependant, une expression analytique de g^{-1} peut être obtenue par l'adoption d'un développement en série de fourier. Un bon résultat est atteint en s'arrêtant au troisième terme tel que:

$$g^{-1}(x, z, x_r) \approx P_0(z) + P_1(z) \cos(x/r - \rho) + P_2(z) \cos(2(x/r - \rho)). \quad (14)$$

ρ et les coefficient P_0 , P_1 et P_2 sont calculés à partir de g_0 , $\delta_s(z)$, $\delta_d(z)$ et θ_r qui sont décrits dans [7] et [8]. Il est à remarquer que pour n'importe quel enroulement A et B , l'égalité $L_{AB} = L_{BA}$ est toujours vérifiée [7], et que tous les calculs ont été effectués par rapport à un rayon moyen r de l'entrefer, tout en admettant que les variations dans le rayon de l'entrefer \mathcal{R} dues à une variation de son épaisseur g , sont négligeables devant le rayon lui-même, ce qui n'est pas le cas pour g . Cela peut être traduit comme suit :

$$\frac{R(x, z, x_r)}{g(x, z, x_r)} = \frac{r \pm \Delta R(x, z, x_r)}{g_0 \pm \Delta g(x, z, x_r)} \approx \frac{r}{g_0 \pm \Delta g(x, z, x_r)} \quad (15)$$

IV. RESULTATS ET COMMENTAIRES

4.1 Moteur sain

Ci-dessous les résultats de simulation du démarrage d'un moteur asynchrone triphasé à cage de 11 Kw , $p=2$, $N_b=40$ nombre de barres rotoriques, et $N_e=48$ le nombre d'encoches statoriques [10].

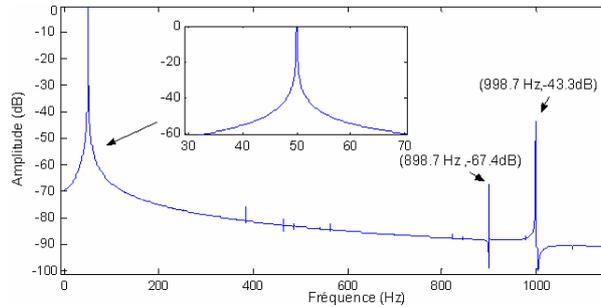


Fig. 2. Spectre correspondant du courant de la première phase statorique avec inclinaison et ouverture d'encoches - Moteur sain, $Cr=60Nm$, $g=5.13\%$.

Nous pouvons vérifier sur les spectres de la fig. 2 la fréquence de la fondamentale et des deux premiers harmoniques d'encoches dits « PSH » (harmoniques principaux d'encoches) de fréquences obéissant à la loi [11] :

$$f_{he} = f_s \left(k \frac{N_b}{p} (1 - g) \pm n_{os} \right). \quad (16)$$

Tel que k est un entier positif, f_s la fréquence d'alimentation et n_{os} l'ordre des harmoniques d'espace. En posant $k=1$ on obtient les fréquences 898.7Hz et 998.7Hz relatives aux PSH.

4.2 Excentricité statique

La simulation du fonctionnement du moteur sous conditions d'excentricité statique en utilisant la forme étendue de la fonction d'enroulement modifiée se fait en substituant le degré d'excentricité dynamique δ_d par zéro dans (14), et en faisant varier le degré d'excentricité statique δ_s . La fig. 3 illustrant le spectre relatif au courant de la première phase statorique. La figure montre bien qu'aucune fréquence additionnelle ne peut surgir suite à ce défaut, cependant, on constate une modulation des fréquences des harmoniques d'encoches rotoriques. Le tableau. 1 regroupe les valeurs des fréquences correspondant aux harmoniques principales d'encoches rotoriques pour un fonctionnement sous une charge de 40Nm, et pour différentes valeurs d'excentricités statiques. Nous pouvons remarquer l'évolution des PSHs, et c'est bien ce qui fait que cette évolution suit l'évolution de la sévérité du défaut.

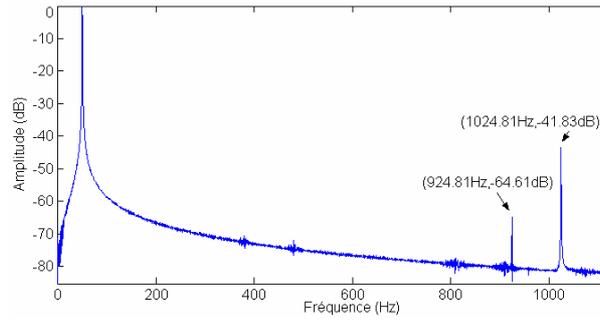


Fig. 3. Spectre du courant de la phase statorique A : $\delta_s = 60\%$,Cr=40Nm .

	Etat sain	$\delta_s = 20\%$	$\delta_s = 40\%$	$\delta_s = 60\%$
Amplitude de PSH1 (dB)	-66.86	-66.25	-65.08	-64.61
Amplitude de PSH2 (dB)	-43.38	-43.35	-41.96	-41.83

Tableau 1. Evolution des harmoniques d'encoches principales en fonction du degré d'excentricité statique.

Mais la question qui se pose est si on peut ou non utiliser ces fréquences pour inspecter la présence d'une excentricité statique ? En fait, la contrainte qui constitue l'handicap de cette méthode est qu'elle requiert au préalable la connaissance du spectre du courant du moteur sain afin d'établir la comparaison.

4,3 Excentricité dynamique

Il est possible de simuler un défaut d'excentricité dynamique, en faisant tendre δ_s vers zéro, et varier δ_d . La fig. 4 présente le spectre du courant statorique pour un cas d'excentricité purement dynamique, ça se traduit dans le domaine fréquentiel par l'apparition d'une série d'harmoniques obéissant à l'équation [12](Fig. 4 gauche):

$$f_{mix} = |f_s \pm kf_r| \quad (17)$$

Avec f_r la fréquence rotorique. La fig. 4 montre les fréquences additionnelles obéissant à l'équation générale donnée par [11]:

$$f_{ecc} = \left[\left(\frac{kN_b \pm n_d}{p} \right) (1-g) \pm n_{os} \right] \cdot f_s \quad (18)$$

n_d étant l'ordre de l'excentricité, $n_d = 1$ pour l'excentricité dynamique, et 0 pour l'excentricité statique. En pratique, il existe toujours un certain degré d'excentricité statique résiduelle combinée à l'excentricité dynamique [15]. Seule cette combinaison peut générer les harmoniques obtenus en faisant affecter à k la valeur 1 dans (17).

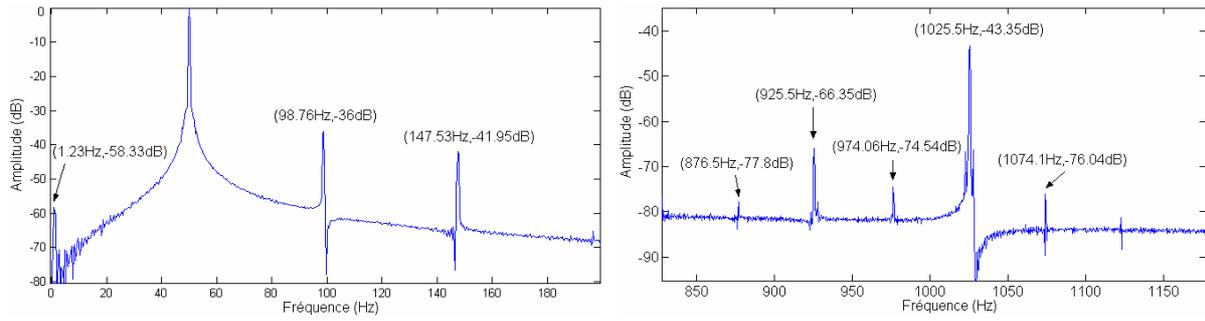


Fig. 4. Spectre basses fréquences du courant de la phase statorique A : $\delta_d = 60\%$, $C_r=40Nm$, $g=2.47\%$.
Fréquences au voisinage de 50Hz (gauche). Fréquences au voisinage des PSH (droite).

La figure. 5 représente le spectre du courant statorique pour un fonctionnement sous 40Nm ($g=0.0245$), et avec une excentricité dynamique de 60% combinée avec un faible degré d'excentricité statique, soit $\delta_s = 10\%$, ce qui peut constituer une simulation d'un cas fréquent d'excentricité dynamique ou qu'on appel généralement excentricité mixte.

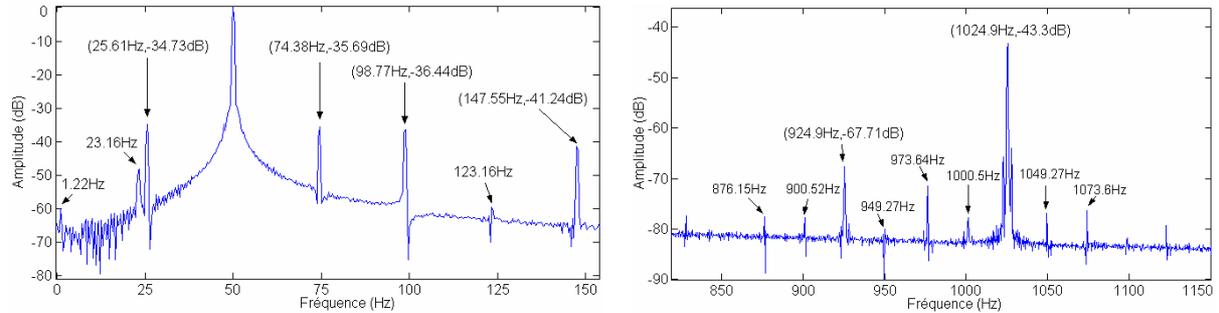


Fig. 5. Spectre basses fréquences du courant de la phase statorique A : $\delta_d = 60\%$, $\delta_s = 10\%$, $C_r=40Nm$.
Fréquences au voisinage de 50Hz (gauche), fréquences supérieurs au voisinage des PSH (droite).

L'introduction de l'excentricité statique engendre des raies caractéristiques de l'excentricité mixte obéissant à l'équation (17). Pour $k=1$, on obtient [12]: $f_{mix1}^- = 25.61Hz$ et $f_{mix1}^+ = 74.38Hz$.

V. CONCLUSION

Dans ce travail, nous avons présenté les fondements de base de la notion de fonction d'enroulement modifiée avec introduction de la dimension axiale. Nous l'avons appliqué dans la modélisation de la machine à induction avec, en premier lieu, prise en compte de tous les harmoniques d'espace dus à la distribution non sinusoïdale de la FMM dans l'entrefer. Et en second lieu, la prise en compte des défauts d'excentricité radiale qui peuvent survenir pendant le fonctionnement de la machine. Nous avons comparé nos résultats avec ceux de Joximovic [5],[10], une parfaite concordance a été constatée. Le modèle ainsi obtenu a montré son efficacité dans la prédiction de toutes les fréquences caractéristiques des défauts d'excentricité avec une grande précision. Il convient aussi d'intégrer l'effet de la saturation jusqu'à maintenant négligée. C'est bien ce qui constitue les perspectives de notre travail.

ANNEXE

Paramètres du moteur utilisée: $g_0 = 0.0008m$, $r = 0.082m$, $l = 0.11m$, $w = 28$, $N_b = 40$, $N_e = 48$,
 $L_b = 95nH$, $L_e = 18nH$, $R_s = 1.75\Omega$, $R_b = 31\mu\Omega$, $R_e = 2.2\mu\Omega$, $J_r = 0.0754kgm^2$, $\gamma = \pi/20rad$, $\beta = \pi/86rad$.

REFERENCES

- [1] X. Luo, Y. Liao, H.A. Toliyat, A. El-Antably, and T.A. Lipo, "Multiple Coupled Circuit Modeling of Induction Machines," *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 31, N°2, March/April 1995, pp.311-318.
- [2] M.E.H. Benbouzid, "A review of induction motors signature analysis as a medium for faults detection" *IEEE Trans. Ind. Electron.*, Vol. 47, Oct, 2000, N° 5, pp. 984-993.
- [3] H. A Toliyat, T.A Lipo, "Transient analyse of induction machines under stator, rotor bar and end ring faults," *IEEE Trans. Energy Conv*, vol. 10, no. 2, pp. 241-247, June 1995.
- [4] N.A. Al-Nuaim and H.A. Toliyat, "A novel method for modeling dynamic air-gap eccentricity in synchronous machines based on modified winding function theory," *IEEE Trans. Energy Conv*, vol. 13, no. 2, pp. 156-162, June 1998.
- [5] M. G. Joksimovic, D. M. Durovic and A. B. Obradovic, "Skew and linear rise of MMF across slot modeling-Winding function approach," *IEEE Trans. Energy Conversion*, Vol. 14, no. 3, pp. 315-320, Sept. 1999.
- [6] G.Bossio, C.D. Angelo, J.Solsona, G. García and MI. Valla, "A 2-D Model of the induction machine: Extension of the modified winding function approach," *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 19, no. 1, pp. 144-150, Mar. 2004.
- [7] J. Faiz and I. Tabatabaei, "Extension of winding function theory for nonuniform air gap in electric machinery," *IEEE Trans. Magnetics*, vol. 38, no. 6, pp. 3654-3657, Nov. 2002.
- [8] S. Nandi, R.M. Bharadwaj and H.A. Toliyat, "Performance analyse of three-phase induction motor under mixed eccentricity condition," *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 17, no. 3, pp. 392-399, Sept. 2002.
- [9] A. Ghoggal, "Diagnostic de la machine asynchrone - Modèle dédié à la détection des défauts", Mémoire de Magistère, Institut d'électrotechnique, Université de Batna, Mai 2005.
- [10] M. G. Joksimovic, D. M. Durovic, J. Penman and N. Arthur, "Dynamic simulation of dynamic eccentricity in induction machines-Winding function approach," *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 15, no. 2 , pp. 143-148, June 2000.
- [11] J.R. Cameron ,W.T. Thomson and A.B. Dow, "Vibration and current monitoring for detecting airgap eccentricity in large induction motors", *Proceeding IEE* ,Vol 133,Pt. B, N° 3, pp 155-163, May, 1986.
- [12] D.G. Dorrell, W.T. Thomson and S.Roach, "Analyse of air-gap flux, current, and vibration signals as function of combination static and dynamic air-gap eccentricity in 3-phase induction motors," *IEEE Trans. Industry Applications*, vol. 33, no. 1, January /February 1997, pp. 24-34.
- [13] W.T. Thomson, M. Fenger, "Current signature analysis to detect induction motor faults," *IEEE Industry Applications Magazine*, july/August 2001, pp. 26-34.
- [14] E. Ritchie, X. Deng, "Dunamic model of three-phase squirrel cage induction motors with rotor faults," *in Proceeding of ICEM94, B.6 Modelling and Simulation*, Paris, France, 1994, pp. 694-698.
- [15] W.T. Thomson, "On-line current monitoring to diagnose shaft misalignment in three-phase induction motor drive systems," *in Proceeding of ICEM94, D.9 Monitorage et Diagnostique*, vol. 2, Paris, France, 1994, pp. 238-243.