

Outil de prédiction et d'identification des "ordres et fréquences" de la force radiale pour des machines synchrones à aimants permanents (MSAP) à bobinage dentaire.

Patricio La Delfa, Mathias Fakam, Michel Hecquet, Frederic Gillon

▶ **To cite this version:**

Patricio La Delfa, Mathias Fakam, Michel Hecquet, Frederic Gillon. Outil de prédiction et d'identification des "ordres et fréquences" de la force radiale pour des machines synchrones à aimants permanents (MSAP) à bobinage dentaire.. Symposium de Génie Électrique 2014, Jul 2014, Cachan, France. hal-01065190

HAL Id: hal-01065190
https://hal.science/hal-01065190

Submitted on 18 Sep 2014

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

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

Outil de prédiction et d'identification des « ordres et fréquences » de la force radiale pour des machines synchrones à aimants permanents (MSAP) à bobinage dentaire.

Patricio LA DELFA, Mathias FAKAM, Michel HECQUET, Frédéric GILLON

L2EP-Ecole Centrale de Lille – Cité scientifique – CS200 48 – Villeneuve d'Ascq Cedex – France.

E-mail : patricio.la_delfa@ec-lille.fr; mathias.fakam@ec-lille.fr; michel.hecquet@ec-lille.fr; frederic.gillon@ec-lille.fr.

RESUME - **Cette étude présente une analyse fréquentielle de la force radiale de Maxwell appliquée sur la surface interne du stator d'une machine synchrone à aimants permanents surfaciques (MSAP) à bobinage dentaire. Cette force radiale est le siège d'harmoniques spatio-temporels liés aux effets de la denture, de la saturation, de l'armature, des aimants inducteurs, et de leurs interactions. L'outil prédictif ACHFO (Analytical Calculation of Harmonics Force Orders) permet une détermination analytique de ces harmoniques spatio-temporels et plus particulièrement, l'ordre d'espace et la fréquence porteuse associée. De plus, un point important, il permet d'identifier les effets « sources » de ces harmoniques de forces à l'origine du « bruit magnétique ». Une comparaison à des simulations comportementales numériques par éléments finis (EF) mais aussi à des tests expérimentaux valideront les résultats.**

Mots-clés :Force radiale ; Harmoniques spatio-temporels ; Ordre d'espace et fréquence; Bruit magnétique ; MSAP à bobinage dentaire.

1. NOMENCLATURE

$\Lambda(\alpha^s, t)$: Perméance d'entrefer (espace, temps)
α^s : Angle mécanique (repère statorique)
F_r, F_s: Force magnétomotrice, rotor/stator
$p\ (\alpha_s, t)$: Pression magnétique par unité de surface
$B\ (\alpha_s, t)$:: induction magnétique au niveau de l'entrefer
Y_{md} Y_{ms}: déformation dynamique/statique
η_m : Coefficient lié à amortissement P.L Timar.
I : Intensité acoustique
f: Fréquence de la vibration
σ :Facteur de rayonnement Sphérique/Cylindrique
δ , k : Entier
e : épaisseur de l'entrefer

2. INTRODUCTION

Les principaux domaines d'applications industriels, liés à la traction électrique, la transformation, l'usinage, le façonnage de matières, de matériaux et plus récemment la propulsion électrique mettent en œuvre de plus en plus des MSAP. Celles-ci, associées à des modulateurs d'énergie, (convertisseurs statiques), présentent une structure plus compacte, une puissance massique élevée, une réponse dynamique supérieure en comparaison aux structures conventionnelles.

A l'image des contraintes environnementales, la réglementation sur les nuisances sonores est de plus en plus sévère. Dans le cas des moteurs alimentés via des convertisseurs statiques, le bruit d'origine magnétique principalement causé par les pressions radiales de Maxwell dans l'entrefer, est très souvent prédominant. La maîtrise du bruit magnétique s'avère donc primordiale dans le processus de prédiction de la nuisance acoustique pour des entraînements électriques équipés de MSAP.

L'usage du bobinage dentaire, simple ou double couche, dans les MSAP limite le volume de cuivre dans les têtes de bobine et le couple de détente, en augmentant le coefficient de remplissage des encoches, le coefficient de bobinage et la tolérance aux défauts de la MSAP [1], [2]. Cependant, l'usage de cette technologie enrichi le spectre spatio-temporel de l'induction dans l'entrefer et donc, des pressions radiales de Maxwell dans l'entrefer. Le risque de résonance entre les harmoniques des pressions dans l'entrefer et les modes propres de la structure vibrante de la MSAP est plus élevé. Ces machines équipées de cette technologie sont donc susceptibles de faire plus de bruit.

De nombreux travaux existent sur des études acoustiques de machines électriques associées aux convertisseurs au niveau national [3-9] et au niveau international [10-15]. Ces différentes études montrent que réduire le bruit passe par une compréhension et une maitrise totale des origines de ces bruits. Hors à l'heure actuel, il est encore difficile lors de la phase de conception de connaitre l'ensemble des effets contribuant aux pressions magnétiques.

Notre objectif dans ce papier est de prédéterminer les harmoniques spatio-temporels de la force radiale (ou pressions radiales) de Maxwell dans l'entrefer, source du bruit magnétique, *et surtout leurs origines*. On se limitera aux pressions radiales de Maxwell, la magnétostriction ne sera pas considérée.

Dans un premier temps, nous verrons comment est généré le bruit magnétique lié à ces efforts. L'étude proposée va permettre de comprendre le processus de génération du bruit magnétique.

Les différentes topologies de machines seront présentées et leurs performances soulignées et comparées par des simulations par éléments finis (EF).

Dans un second temps, l'étude de la pression de Maxwell permettra d'introduire les différentes familles d'harmoniques à l'origine de l'outil prédictif ACHFO.

A partir de résultats obtenus par E.F., par l'outil DIVA du L2EP *(DImensionnement Vibro-Acoustique : outil initié lors des thèses de [7] et [9] et complété par [16])* mais aussi à partir de résultats expérimentaux, on validera les calculs réalisés par ACHFO.

3. DETERMINATION DU BRUIT MAGNETIQUE

Les préoccupations actuelles de conception demandent à intégrer la problématique du bruit d'origine magnétique. L'objectif premier lors de cette phase de conception, est d'éviter les résonances mécaniques dans la bande audible. Il faut noter que les vibrations du mode mécanique 'm' ne rentrent en résonance que lorsque les forces d'excitation (pression de Maxwell appliquées sur la surface interne du stator), d'ordre m battent à la même pulsation ω_m.

Afin d'estimer et d'identifier les ordres m de ces forces d'excitation (rang des harmoniques suivant l'espace) et les fréquences f associées, nous allons tout d'abord rappeler les différentes étapes permettant de passer des courants à la pression acoustique.

A partir d'une onde de courant de type sinusoïdale ou bien alors d'une onde issue d'une stratégie de type MLI, la démarche va consister à déterminer, étape par étape, le rayonnement acoustique de la machine tournante considérée. La figure 1 illustre cette démarche du modèle multi physique associant les différents modèles électromagnétique, vibratoire et acoustique. Le modèle électromagnétique, permet de déterminer l'induction (1) et la pression magnétique par unité de surface (2) dans le temps et l'espace.

$$B(t,\alpha^s) = \Lambda(t,\alpha^s) * [F_r(t,\alpha^s) + F_s(t,\alpha^s)] \quad (1)$$

$$p(t,\alpha^s) \simeq \frac{{B_g}^2(t,\alpha^s)}{2\mu_0} \quad (2)$$

Différentes approches existent afin d'estimer ces grandeurs et seront présentées par la suite.

Pour déterminer la pression, notre calcul ne tient pas compte des effets tangentiels, aussi on se limitera à la pression radiale. Le modèle vibratoire permet de connaître le déplacement dynamique vibratoire (3) de la structure, enfin à partir du modèle acoustique on obtient l'intensité acoustique (4) [12].

$$Y_{md} = \eta_m Y_{ms} \quad (3)$$

$$I = 8200\sigma\, f^2 {Y_{md}}^2 \quad (4)$$

3.1. Topologie de machines étudiées

Les machines considérées dans cette étude sont des MSAP à aimants surfaciques, dotées d'un double bobinage dentaire et possèdent des caractéristiques mécaniques identiques. Le dimensionnement de ces machines à été défini en imposant le couple électromagnétique constant et une vitesse fixée.

Les structures choisies sont dites :

- modulaire, Fig 2-a et b, $2p=Z_s \pm k$, avec k {1,2,3,…},
- asymétrique, Fig 2-c, $Z_s = 9 + 6k$, $p= Z_s \pm 1$,

p désignant le nombre de paires de pôles et Zs le nombre d'encoches au stator.

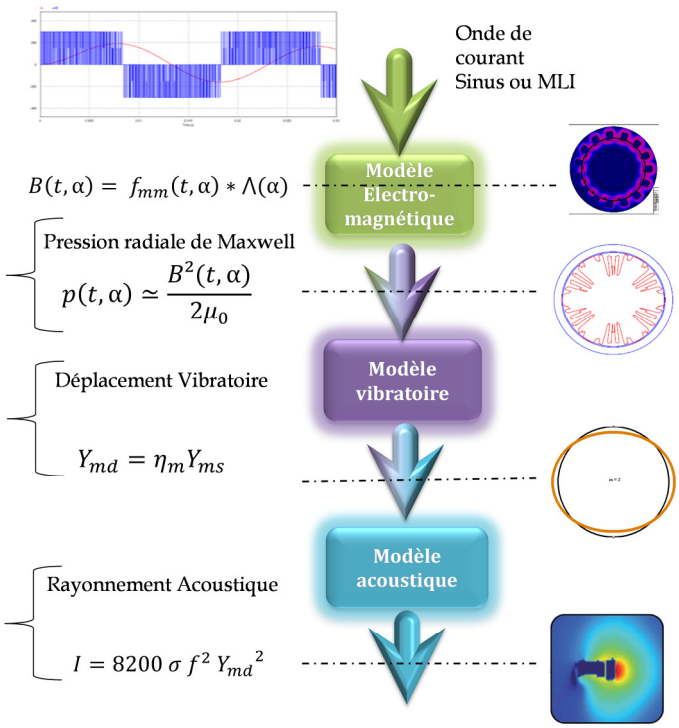
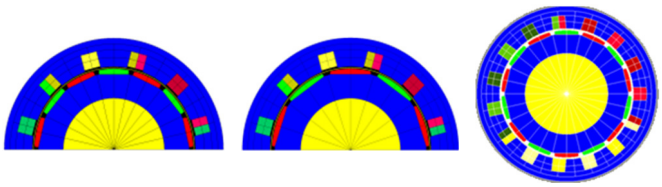


Fig.1 Modèle Multi physique: électromagnétique, vibratoire et acoustique

Ces différentes configurations sont intéressantes au sens où elles produisent une force radiale équilibrée pour les machines modulaires et déséquilibrées pour les machines asymétriques [15][17]. Dans [18], nous montrons que ces machines offrent des qualités électriques élevées et un couple reluctant faible voir quasi nul pour les machines asymétriques. Toute fois une machine peut posséder de bonnes caractéristiques électriques et être potentiellement bruyante.



MS 14p-12s — Fig.2-a

MS 10p-12s — Fig.2-b

MS 14p-15s — Fig.2-c

3.1.1. Bobinage dentaire double couche

Les auteurs [19] et [2], définissent le facteur de distribution q (5), nombre d'encoches par pôles et par phase, ainsi que le coefficient de bobinage K_w (6). On retrouve dans le tableau 1 les valeurs caractéristiques pour les machines étudiées.

$$q = \frac{Z_s}{2.p.s} \quad (5) \qquad k_w = \frac{\left|\sum_{i=1}^{2Z_s/3} \vec{E}_i\right|}{nZ_s/3} \quad (6)$$

s: nombre de phases

E: Fem

n: nombre de couches

Tableau1 : facteur de distribution et de bobinage

	q	k_w
MS 14p-12s	2/7=0.28	0.933
MS 10p-12s	2/5=0.4	0.933
MS 14p-15s	5/14=0.35	0.951

[19] et [2] décrivent la méthodologie d'implantation d'un bobinage dentaire donnant le meilleur coefficient de bobinage en fonction du nombre d'encoches et du nombre de paires de pôles. Il faut noter que le bobinage double couche permet en dehors des difficultés de mise en œuvre, de réduire les têtes de bobines, donc les pertes liées au cuivre, l'inductance de tête de bobines, par voie de conséquence l'inductance synchrone de la machine. Afin de faciliter le choix du bobinage, surtout dans le cas de structures à grand nombre d'encoches, une seconde approche, consiste à utiliser, « l'étoile des encoches » afin de de réaliser un bobinage dentaire [20] et [21]. La figure 3, pour les machines modulaires matérialise ici, le fondamental des fems élémentaires, au stator pour le bobinage implanté sur les machines étudiées. Cette représentation donne très rapidement les informations relatives à la discrétisation du bobinage, la position mécanique des encoches, le sens de circulation du courant.

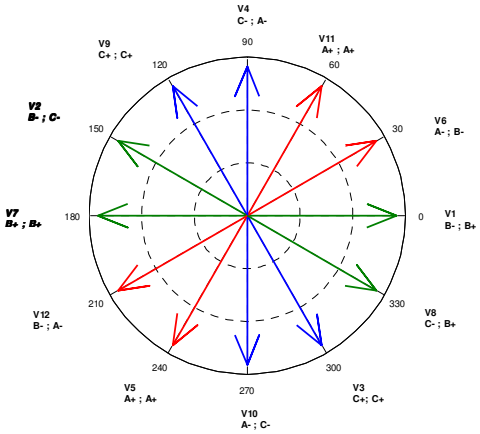


Fig.3 Etoile des encoches

La relation (7) permet d'obtenir les fems totales relatives aux phases A, B, C des machines, à partir des fems issues des bobines élémentaires. La figure 4, illustre le fondamental de ces forces électromotrices, nous pouvons observer un parfait équilibre et la bonne répartition dans l'espace des fems pour les trois phases ainsi constituées.

$$\overline{E}_{A,B,C} = \sum_{\delta=1}^{\delta=Z_s}(-1)^{k+1}.\overline{V}_\delta = \sum_{\delta=1}^{\delta=Z_s}(-1)^{k+1}.R_\delta\, e^{i\alpha^s} \quad (7)$$

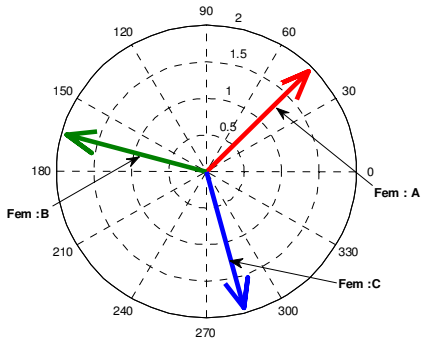


Fig 4 : Fondamental des FEMs totales

3.1.2. *Perfomances électriques*

Les simulations EF montrent également que les fems de ces machines possèdent une allure sinusoïdale. La figure 5 permet d'apprécier les résultats obtenus pour une charge nominale.

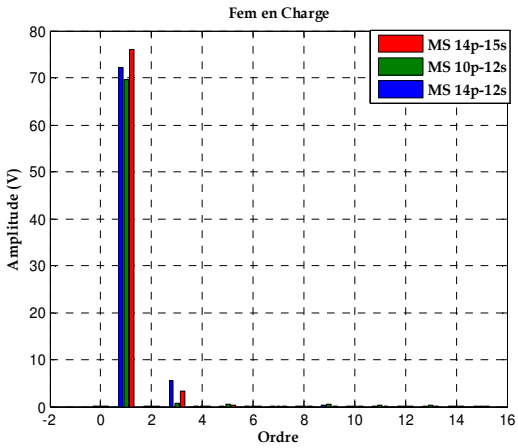


Fig 5 : Force électromotrice MS à double bobinage concentré

Les simulations conduites ont également permis de déterminer le couple de détente pour chacune des machines. Le tableau 2 résume les valeurs du couple de détente relatif $\Delta C_{\%}$ (8) et du couple de détente C_d, ce dernier est exprimé en % du couple nominal.

Tableau 2 : Couple relatif et de détente

	$\Delta C_{\%}$	C_d (%)
MS14p-12s	0.992	0.13
MS 14p-15s	0.994	6.63^e-5
MS10p-12s	0.965	0.54

Avec : $\Delta C_{\%} = \frac{C_{moy}-(C_M-C_m)}{C_{moy}}$ (8)

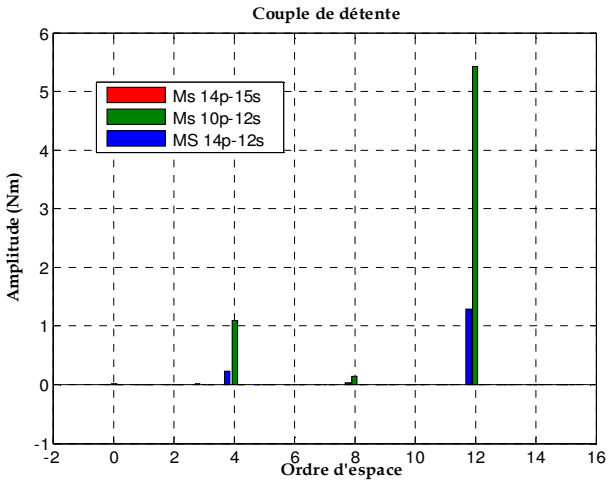


Fig 6 : Couple de détente des machines étudiées

La figure 6, montre les résultats de simulations menées afin d'estimer le couple de détente pour les machines considérées. La comparaison des structures possédant un même nombre de pôles, (14p-12s et 14p-15s), montre que la machine dont le nombre d'encoches est plus élevé présente un couple de détente plus faible. En revanche pour les structures possédant un même nombre d'encoches, (10p-12s et 14p-12s), la machine dont le nombre de pôles est le plus faible présente un couple de détente plus important.

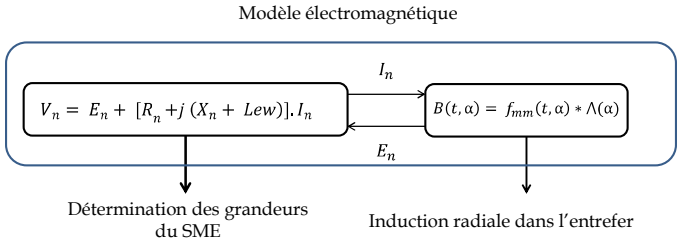
Globalement la machine asymétrique possède le couple de détente le plus faible pour les trois structures considérées. Pour les structures modulaires, il faut un nombre de pôles supérieur au nombre d'encoches pour garantir un faible couple de détente. Enfin pour conclure sur cette partie, le résultat des simulations révèle, pour ces machines à bobinage dentaire, de bonnes performances électriques.

3.2. Estimation de l'induction dans l'entrefer

Il existe différentes méthodes afin d'estimer l'induction dans l'entrefer. On peut exploiter la méthode de EF et obtenir ainsi une évaluation précise de cette grandeur, de prendre en compte la saturation, l'excentricité, l'alimentation modulée ou à découpage…

Afin de bien comprendre les différents phénomènes intervenants dans le calcul de la force et ainsi pouvoir correctement interpréter l'origine de chaque harmonique de force, nous allons dans cette partie décrire un modèle analytique électrique associé à un modèle magnétique simplifié.

Les équations du modèle électrique repose sur le schéma équivalent qui peut être étendu aux harmoniques d'espace. Le modèle magnétique repose quant à lui sur l'estimation des forces magnétomotrices (Fmm) et de la perméance d'entrefer globale (Λ) [3].



3.2.1. Estimation des paramètres du SME

Afin d'estimer les grandeurs du schéma monophasé équivalent (SME) des simulations ont été menées. Le tableau 3 résume les valeurs obtenues pour les topologies de machines étudiées.

Tableau 3 : Grandeurs et éléments du SME

		Ms 14p-12s	Ms 14p-15s	Ms 10p-12s
Force électromotrice à vide (V)	E_0	51.13	53.09	49.33
Courant de court-circuit (A)	I_{cc}	32.72	39.57	38.59
Inductance directe ou synchrone (mH)	L_s	0.96	0.82	1.09
Inductance de tête de bobine (mH)	L_{ew}	1.93e-04	3.35e-04	2.01^{e}-07
Résistance par phase (mΩ)	R_n	2.86e-01	1.50e-01	3.12e-02
Fréquence (Hz)	fs	260	260	185

3.2.2. Estimation de l'induction

L'objectif est de connaitre l'évolution de l'induction (1) en fonction du temps (prise en compte de la rotation lié à l'évolution du champ) et de l'espace (angle mécanique référencé au stator α^s).

- *Permeance d'entrefer*

Afin de déterminer la perméance d'entrefer sous sa forme analytique, il convient d'émettre les hypothèses suivantes, à savoir que l'entrefer soit parfaitement uniforme sur toute sa longueur, que le rotor soit considéré comme lisse compte tenu du montage en surface des aimants. [13] et [22] expriment l'expression (9) analytique de la perméance relative d'entrefer pour le stator de la machine possédant un nombre Z_s d'encoches. Cette formulation sous forme d'une série de fourrier tient compte du coefficient de Carter k_c et de l'effet lié à l'ouverture d'encoche.

$$\Lambda_g(\alpha) = \frac{A_0}{2} + \frac{\mu_0}{e k_c} \sum_{k=1}^{\infty} A_k \cos(k Z_s \alpha^s) \quad (9)$$

$$= \Lambda_{e0} \left[1 + \sum_{k=1}^{\infty} A_k \cos(k Z_s \alpha^s) \right] = \Lambda_{e0} \xi_e(\alpha^s) \quad (10)$$

$$\Lambda_{e0} = \frac{A_0}{2} = \frac{\mu_0}{e k_c} \quad (11)$$

$$\xi_e(\alpha) = \left[1 + \sum_{k=1}^{\infty} A_k \cos(k Z_s \alpha^s) \right] \quad (12)$$

Les expressions (11) et (12) donnent respectivement la composante continue et la composante relative spécifique aux variations de la perméance tout au long du chemin relatif à l'angle mécanique α^s du stator doté d'encoches.

- *Les forces magnétomotrices (Fmm)*

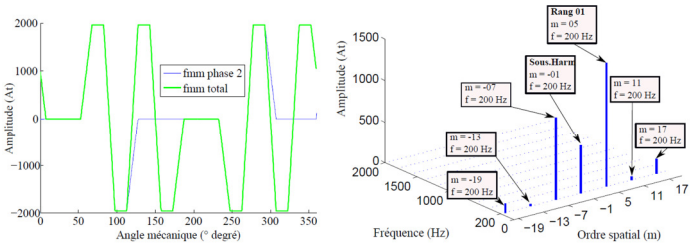
En considérant l'expression de l'induction (1), on définit les forces magnétomotrices (Fmm) relatives au stator et au rotor (13) et (14).

$$Fs = \sum_{\upsilon=1}^{\infty} f_{m\upsilon} \cos(\upsilon p\alpha^s \mp \omega t) \qquad (13)$$

$$Fr = \sum_{\mu=1}^{\infty} f_{m\mu} \cos(\mu p\alpha^s \mp \omega_\mu t + \phi_\mu) \qquad (14)$$

ϕ_μ , représente l'angle entre le rotor et le stator pour un même harmonique, μ et υ sont les harmoniques d'espace respectifs au stator et au rotor, $\omega = 2\pi f_s$ est la pulsation relative aux courants imposés au stator à la fréquence de synchronisme. $f_{m\upsilon}$, $f_{m\mu}$, représentent quant à eux les valeurs maximales des Fmms.

Ci-dessous, Figure 7, un exemple d'allure de la force magnétomotrice du stator de la machine 10 pôles – 12 dents obtenu à partir de la fonction de distribution du bobinage $N_s(\alpha)$ sur chaque dent [10]. La FFT nous donne les harmoniques de Fs.



(a) $f^s_{mm}(\alpha, t = 0)$, allure spatiale. (b) TFD 2D $\{f^s_{mm}(\alpha, t)\}$.

Figure 7 : Allure de la fmm statorique pour la MS 10p-12s

Les ordres (ou rang spatial) des forces magnétomotrices au stator et au rotor sont synthétisés dans le tableau 4 et 5.

Tableau 4 : Harmonique de la force magnétomotrice statorique

Harmonique	Ordre spatial (m)	Fréquence (f) en Hz
$\mathbf{F}_\mathbf{s}^{m,f}$	νp	f_s

Avec $\upsilon = (6k_s - 1)/p$ (en triphasé et $k_s = 0, \pm1, \pm2, \ldots$)

Tableau 5 : Harmonique de la force magnétomotrice rotorique

Harmonique	Ordre spatial (m)	Fréquence (f) en Hz
$\mathbf{F}_\mathbf{r}^{m,f}$	μp	μf_s

Avec $\mu = (2k_r + 1)$ $(k_r = 0, 1, 2, \ldots)$

4. La force Radiale dans l'Entrefer

4.1. Pression magnétique dans l'entrefer

La pression magnétique radiale de Maxwell (15) dans l'entrefer est établie à partir de deux composantes, radiale et tangentielle de l'induction magnétique [23].

$$p_{rad}(t, \alpha^s) = \frac{1}{2\mu_0} \{ B^2_{rad}(t, \alpha^s) - B^2_{tan}(t, \alpha^s) \} \qquad (15)$$

Dans l'affirmative où la perméabilité du noyau ferromagnétique est très importante comparée à celle de l'air, les lignes de flux magnétique sont pratiquement perpendiculaires dans l'entrefer séparant le rotor et le stator. La figure 8, montre dans le repère $\{P, \overrightarrow{x_t}, \overrightarrow{y_r}\}$ de l'entrefer, l'induction résultante $\overrightarrow{B_g}$ des composantes vectorielles de l'induction, des aimants $\overrightarrow{B_{pm}}$ et du bobinage $\overrightarrow{B_{ar}}$.

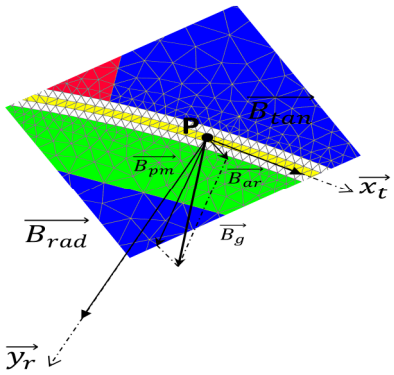


Fig.8 Construction vectorielle dans le repère $\{P, \overrightarrow{x_t}, \overrightarrow{y_r}\}$

La figure 9 montre le résultat de simulation par EF menées, on y retrouve ici séparément l'induction $B_g(\alpha^s)$ dans l'entrefer et ses composantes propres, produites par les aimants $B_{pm}(\alpha^s)$ et du bobinage statorique $B_{ar}(\alpha^s)$ implanté au stator.

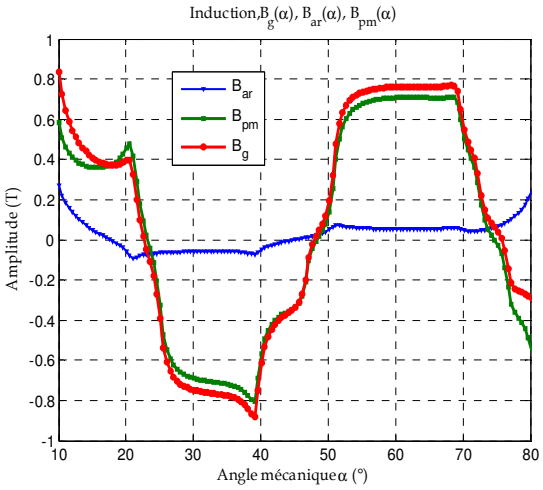
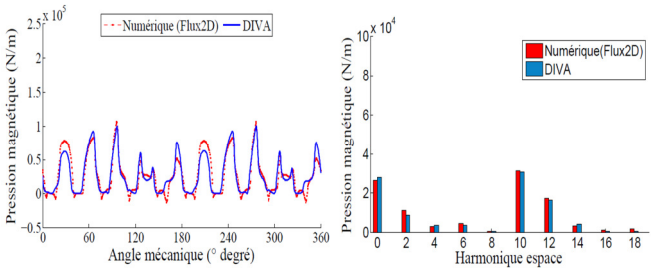


Fig.9 Inductions résultante B_g et ses composantes B_{ar} ; B_{pm} dans l'entrefer

Dans l'affirmative et compte tenu de la relation (15), nous adopterons pour la pression magnétique par unité de surface dans l'entrefer l'expression (2).

Nous présentons, figure 10 une allure de la pression de Maxwell obtenue par la démarche analytique [10] et implémentée dans l'outil DIVA, comparée aux E.F.



(a) Allure spatiale, $\sigma_r(\alpha, t=0)$. (b) TFD $\{\sigma_r(\alpha, t=0)\}$.

Fig.10 : Comparaison méthode analytique (DIVA) et méthode E.F. sur une machine 10p -12s.

La démarche analytique peut nous permettre d'évaluer correctement les harmoniques de force avec une certaine erreur sur les amplitudes mais les ordres et fréquences sont corrects.

Il est important d'évaluer les ordres et fréquences à partir de la représentation en 3d de la pression fonction du temps et de l'espace, figure 11.

A partir de ce spectre, il nous faut connaitre les origines de ces raies ou ordre d'espace de forces sachant qu'une *raie combine différents effets.* Les effets combinés sont nombreux, aussi il n'est pas aisé d'identifier les ordres et de donner leur fréquence porteuse.

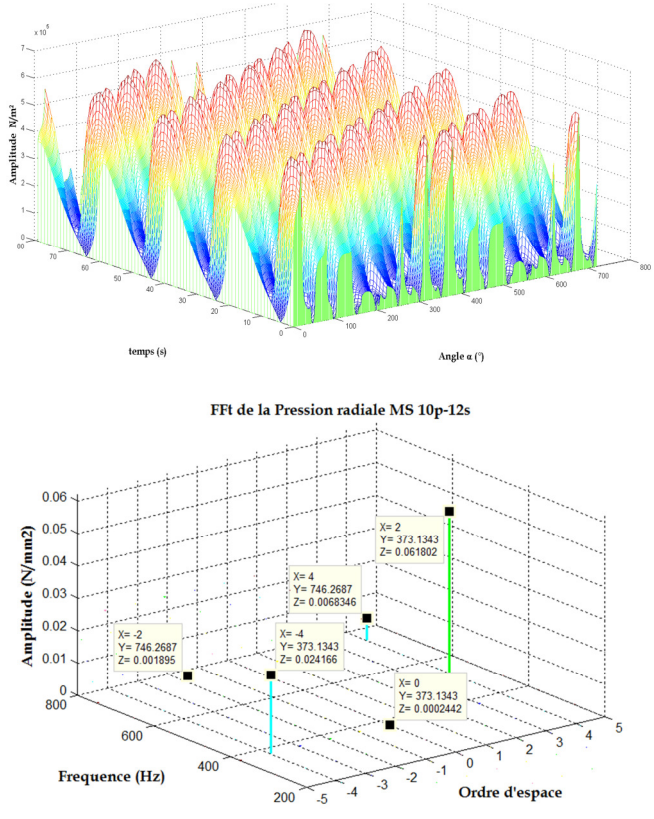


Fig.11 : Evolution de la pression de Maxwell (méthode E.F.) et sa FFT 2D.

Une solution serait à partir du spectre de la l'induction d'exploiter le produit de convolution [24]. Cette solution permet de connaitre l'origine des forces dans le cas d'un nombre limité d'harmoniques. Il faut ainsi estimer la pression radiale par le produit de convolution de la FFT de l'induction.

Cette démarche permet de connaitre l'origine de chaque raie de force, son amplitude et sa phase. Cette approche est très intéressante mais ne peut se limiter qu'à un nombre réduit d'harmoniques car le temps de calcul devient très important dans notre cas une dizaine de minutes.

Nous allons introduire une autre possibilité ne nécessitant pas l'évolution de l'induction dans l'entrefer. Elle se base sur l'analyse par série de Fourier de chaque grandeur intervenant dans le calcul de la pression de Maxwell. Elle présente l'avantage de ne pas nécessiter de simulation.

4.2. Détermination des harmoniques de la force radiale

4.2.1. Production de la pression radiale

Si l'on considère les relations (1) et (2), la pression magnétique (16) par unité de surface est le résultat du produit de la perméance d'entrefer et de la somme des forces magnétomotrices liées respectivement au rotor et au stator [10].

$$p\,(t,\alpha^s) \simeq \frac{\{\Lambda_g(t,\alpha^s) * [f^r_{mm}(t,\alpha^s) + f^s_{mm}(t,\alpha^s)]\}^2}{2\mu_0} \qquad (16)$$

L'analyse de l'expression (16) laisse apparaître trois familles principales d'harmoniques, détaillées ci-dessous. Ces derniers intègrent les harmoniques issus de la perméance d'entrefer de denture et les FMMs au stator et au rotor.

$$\mathbf{P}^{m,f} = \frac{1}{2\mu_0}\left[\mathbf{\Lambda}^{m_\Lambda,f_\Lambda}\left(\mathbf{F_r}^{m_r,f_r} + \mathbf{F_s}^{m_s,f_s}\right)\right]^2$$

$$= \overbrace{\frac{1}{2\mu_0}\left(\mathbf{\Lambda}^{m_\Lambda,f_\Lambda}\right)^2 \times \left(\mathbf{F_r}^{m_r,f_r}\right)^2}^{\text{Famille 1 : Entrefer + APs}} + \overbrace{\frac{1}{2\mu_0}\left(\mathbf{\Lambda}^{m_\Lambda,f_\Lambda}\right)^2 \times \left(\mathbf{F_s}^{m_s,f_s}\right)^2}^{\text{Famille 2 : Entrefer + bobinage}}$$

$$+ \overbrace{\frac{1}{\mu_0}\left(\mathbf{\Lambda}^{m_\Lambda,f_\Lambda}\right)^2 \times \mathbf{F_r}^{m_r,f_r} \times \mathbf{F_s}^{m_s,f_s}}^{\text{Famille 3 : Entrefer + APs + bobinage}}$$

Avec :

$$\mathbf{F_s}^{m_s,f_s} = \mathbf{F_s}^{\nu p, f^s_n};$$

$$\mathbf{F_r}^{m_r,f_r} = \mathbf{F_r}^{\mu p, \mu f_s};$$

$$\mathbf{\Lambda}^{m_\Lambda,f_\Lambda} = \mathbf{\Lambda}_0 + \mathbf{\Lambda_{k_s}}^{kZ_s,0}$$

- Famille 1 : harmoniques d'interaction entre la perméance d'entrefer et la force magnétomotrice des aimants.
- Famille 2 : harmoniques d'interaction entre la perméance d'entrefer et la force magnétomotrice du bobinage statorique.
- Famille 3 : harmoniques d'interaction entre la perméance d'entrefer et la force magnétomotrice des aimants et le bobinage.

Ce développement est limité au cas de nos machines : pôles considérés comme lisse, pas d'effet de saturation considéré et d'excentricité.

5. OUTIL DE PREDETERMINATION DES ORDRES ACHFO

5.1. Description de l'outil

L'outil développé ACHFO est basé sur le calcul des ordres d'espace et de la fréquence porteuse de ces ordres générés par la force radiale de Maxwell dans l'entrefer. Il apparait au travers de la littérature et des nombreux travaux déjà réalisés, que le bruit magnétique est lié aux ordres faibles $m = 0,1,2,3 \ldots$ de la force radiale. La problématique va donc consister dans un premier temps à déterminer ces ordres faibles et leur fréquence porteuse et dans un second temps les identifier, c'est-à-dire donner l'origine de ces raies de force susceptible de générer une nuisance sonore.

Comme nous l'avons évoqué précédemment, les sources qui génèrent les harmoniques de force sont nombreuses. L'analyse précédente de la relation (16), a montré que trois grandes familles existent et sont liées au stator, au rotor et la perméance de l'entrefer.

Pour le concepteur connaître l'origine de raies d'ordre faibles et leurs fréquences se révèle être une information capitale. En effet elle pourrait alors le conduire à modifier un ou plusieurs paramètres comme par exemple la hauteur de culasse, la largeur de la denture, la forme de la denture, le type de bobinage, la forme des aimants…

Le tableau 6 donne un résumé des principales formulations analytiques des ordres et fréquences porteuses liés aux principaux effets de la pression radiale.

Tableau 6 : Formulation analytique.

Effets	**Ordre de la force radiale: ξ**	**Fréquence Porteuse:**
Effets des aimants :	$2\,\mu_{th}\,p$ avec $\mu_{th}=\{1,3,5,7..\}$ $(\mu_1\pm\mu_{th})p$; $\mu_1=1$	$2fs\ (1+2k)$; $k=\{0,1,2,$ $(\mu_1\pm\mu_{th}).fs$
Effet du bobinage statorique:	$2\upsilon_{th}$; $\upsilon_{th}=6k\pm1$; $k=\{0,1,2,..\}$ $(\upsilon_1\pm\upsilon_{th})$	$2fs$ $2fs$
Interactions		**Fréquence:**
Bobinage-Aimants-Perméance entrefer:	$(p.\mu_{th})\pm(k.Z_s)\pm\upsilon_{th}$; $k=\{1,2,3\ldots\}$	$(\mu_{th}\pm1).f_s$
Aimants- Perméance entrefer:	$(\mu_{th}\pm\mu_{th}).p\pm k.Z_s$ $2(\mu_{th}\,p\pm\mu_{th}\,Z_s)$, $\mu_{th}=\{1,3,5,7..\}$ $(\mu_{th1}\pm\mu_{th})\,p\pm(k_2\pm k_1)\,Z_s$	$(\mu_{th}\pm\mu_{th}).f_s$ $2\mu_{th}\,fs$ $2fs(\mu_{th1}\pm\mu_{th})$
Bobinage-Aimants:	$(\mu_{th}.p)\pm\upsilon_{th}$	$(\upsilon_{th}\pm1).f_s$

5.2. Comparaison des résultats

Le tableau 7 résume les résultats de calculs menés par ACHFO. Les zones grisées indiquent que les harmoniques existent, aussi pour des raisons de clarté nous n'avons placé que quelques résultats.

Tableau 7 : Résultats de calcul des ordres et fréquences

	MS 14p-12s			MS 10p-12s			MS 14p-15s				
Orders	0	±2	±4	0	±2	±4	0	±1	±2	±3	±4
	Harmonics due to										
Aimants											
$2\,\mu_a\,p$											
$(\mu_1\pm\mu_a)p$	■			■			■				
Freq:	*{2,4,6…}*fs*										
Bobinage											
$2\upsilon_a$		■			■				■		
$(\upsilon_1\pm\upsilon_a)$		■	■		5/2	■			■		■
Freq:	*2fs*										
Bob-AP-Per	*Interactions*										
$2(\mu_a\,p\pm\mu_a\,Z_s)$											
$(\mu_{a1}\pm\mu_{a2})\,p\pm(k_2\pm k_1)\,Z_s$	■		■	■		■	■		■		
Freq:	*{1,3,5,7…}*fs*										
AP/ Per		■			1/1			■			
Freq:	*2fs*										
Bob / Per		■		■	13/9	■		5/3	7/5	7/5	5/3
Freq: k.fs		*2,4*		*6 8*		*2 4*		*2 4*	*2 4 6*	*6*	*2 4*
AP / Bob	■	■	■	■	■	■	7/5, 35/23 …		5/3 19/ 13		11/7 17/1 1_{11}
Freq: k.fs	2 4 6	2 4 6	2 4 6	2 4 6	2 4 6	2 4 6	2 4 6		2 4 6		2 4 6

Pour la machine modulaire MS 10p-12s *l'ordre deux* est dû essentiellement aux harmoniques d'interactions m= 5 et m=2 du bobinage à 2 fs, de l'interaction des harmoniques m= 1 et m= 1 liés aux aimants et de la perméance de denture à 2fs, enfin à l'interaction des harmoniques m= 13 et m= 9 du bobinage et de la perméance de denture à 10fs.

On peut également remarquer que la machine asymétrique MS 14p-15s présente un *ordre un,* pour m= 5 et m=3 liés à l'interaction du bobinage et de la perméance. Cet ordre souvent présent dans les machines asymétriques, est la conséquence de la force radiale déséquilibré dans l'entrefer et provoque une excentricité du rotor.

6. RESULTATS EXPERIMENTAUX DE LA MS 10 P -12S

6.1. Description du prototype

La figure 12 illustre la machine test réalisée, d'une puissance de 1KW, elle est dotée d'un bobinage dentaire double couche. Les aimants placés au rotor sont enduits d'une résine qui les protège de l'oxydation.

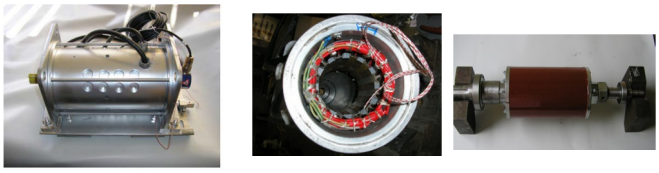
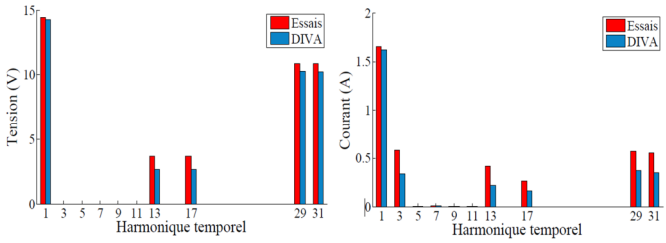


Fig.12 : Machine Synchrone MS 10p-12s

6.2. Quelques résultats d'essais à vitesse variable:

La figure 13 montre la comparaison expérimentale des grandeurs électriques à partir d'une alimentation modulée suivant une stratégie de type MLI.



(a) Tension d'alimentation, U^n. (b) Courant de phase, I^n.

Fig.13 : Résultats expérimentaux

La figure 14 présente un sonagramme, (mesure du bruit en dbA : dégradé de couleur en fonction de la vitesse et de la fréquence), à partir des essais réalisés à fréquence et vitesse de rotation variable. Pour la fréquence 1000hz, on peut observer différentes intersections entre les lignes correspondant aux forces d'excitation (proportionnel à la vitesse) et la fréquence naturelle.

Les points d'intersection 1, 2 et 3 ont été respectivement identifiés par l'analyse des raies de force et par ACHFO comme la conséquence, des harmoniques d'interaction entre les aimants et la denture statoriques, le bobinage et la denture statorique, les aimants et le bobinage et la denture statorique. On retrouve ceux-ci à partir du tableau 6 et détaillé dans le tableau 7.

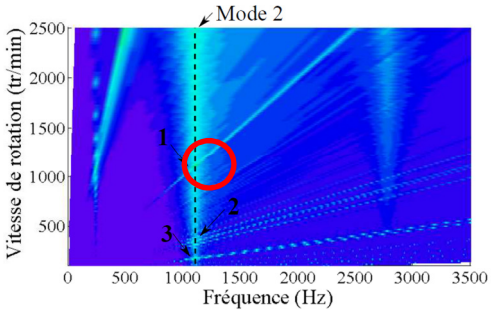


Figure 14: Sonagramme

7. CONCLUSION

Dans cet article, nous avons présenté une analyse des harmoniques de forces (ordre et fréquence) de machines synchrones de topologies différentes. Un bobinage dentaire double couche a été implanté limitant le volume de cuivre dans les têtes de bobine et le couple de détente. Les essais et tests réalisés ont montré que ces machines présentent de bonnes des performances électriques. Cependant les simulations ont aussi montré que le spectre spatio-temporel de la force ou pression dans l'entrefer est riche en ordres faibles, ordres susceptibles d'exciter les modes naturels « m » de la structure et par voie de conséquence de générer du bruit. L'outil de prédiction ACHFO a permis d'identifier les effets liés au bobinage, aux aimants, à la denture et leurs interactions. Sur le prototype, nous avons analysé les raies des forces d'excitations (lignes 1 à 3) qui viennent exciter la structure. Ces différentes lignes sont d'ordre 2 et on a retrouvé leurs origines : par exemple la ligne 1 de forces est essentiellement due à l'interaction entre l'effet des aimants et la denture.

L'outil ACHFO basé sur le calcul des harmoniques de la force radiale a permis de prédéterminer ces ordres faibles et leurs fréquences porteuses validés par des simulations. Ainsi, avec un temps de calcul très faible, on peut connaître l'origine de ces ordres, c'est-à-dire identifier les effets sources, liés au bobinage, aux aimants ou à la denture. Lors de la conception, le concepteur fort de son expérience et de son expertise, pourra donc agir en conséquence et cibler certains paramètres afin d'annuler ou repousser les fréquences porteuses hors de la sensibilité audible humaine.

8. REFERENCES

[1] Ayman M El-Refaie et Thomas M Jahns, "Impact of winding layer number and magnet type on synchronous surface PM machines designed for wide constant-power speed range operation" In Industry Applications Conference, 2006. 41st IAS Annual Meeting.Conference Record of the 2006 IEEE, volume 3, pages 14861493. IEEE, 2006.

[2] J.Soulard, F Libert, « Investigation on Pole-Slot Combination for Permanent Magnet Machines with Concentrated Windings » , (ICEM 04), 5-8 sep2004, Cracow, Poland

[3] JF Brudny. Modélisation de la denture des machines asynchrones. Phénomène de résonance. Journal de Physique III, vol. 7, no. 5, pages 1009_1023, 1997.

[4] J.Ph Lecointe, Thèse de doctorat « Etude et réduction active du bruit d'origine magnétique des machines à reluctance variable à double saillance » . Université d'Artois, Béthune, France, Jul.2007.

[5] Xavier Mininger, « Réduction des vibrations des machines à réluctance variable à l'aide d'actionneurs piézoélectriques » Thèse de doctorat, SATIE - ENS Cachan, 2005.

[6] M. Gabsi, F. Camus, T. Loyau, JL Barbry, "Noise reduction of switched reluctance machine", Electric Machines and drives, IEMDC, 1999

[7] A. Ait-Hammouda, « Pré-dimensionnement et étude de sensibilité vibro-acoustique de machines à courant alternatif et à vitesse variable, Thèse de doctorat, 2005.

[8] A. Hubert, « Contribution à l'étude des bruits acoustiques générés lors de l'association machines électriques - convertisseurs statiques de puissance. Application à la machine asynchrone », Thèse de doctorat, UTC, 2000.

[9] J. Le Besnerais, « Réduction du bruit audible d'origine magnétique dans les machines asynchrones alimentées par MLI, règles de conception silencieuse et optimisation multi-objectif », Thèse de doctorat, 2008

[10] M. Fakam, M. Hecquet, V. Lanfranchi, "Design and magnetic noise reduction of the SurfacePermanent Magnet Synchronous Machine », EVER 2014, Monaco, Mars 2014. Papier accepté IEEE Trans On Magnetics

[11] R. Belmans, K. Hameyer, « Impact of inverter supply and numerical calculation techniques in audible noise problems", Proceedings of International seminar on Vibrations and acoustic noise of electric machinery. May 1998.

[12] P.L. TIMAR, A. FAZEKAS, J. KISS, A. MIKLOS, S.J. YANG, « Noise and vibration of electical machine. », Elsevier, 1989.

[13] J. F.Gieras, C. Wang, J. Cho Lai, "Noise of Polyphase Electric Motor", CRC Press,Taylor& Francis Group, 2005.

[14] T.A.Lipo, M.Aydin, S.Huang, « Electromagnetic vibration and noise assessment for surface mounted PM machines » 0-7803-7173 IEEE (2001).

[15] Zhu, Z.Q. Xia, Z.P.; Wu, L.J.; Jewell, G.W. “Influence of slot and pole number combination on radial force and vibration modes in fractional slot PM brushless machines having single- and double-layer windings”, Energy Conversion Congress and Exposition, 2009, ECCE 2009, IEEE

[16] M. Fakam, M. Hecquet, V. Lanfranchi, A. Randria. 'Interaction between numerical analysis and analytical approach in order to reduce the magnetic noise produced by a permanent magnet motor'. Conférence international, ISEF'2013, Septembre 2013, Macédoine.

[17] R.Islam,I.Hussain, « Analytical model for predicting noise and vibration in Permanent magnet synchronous motors » IEEE TRANSACTION ON INDUSTRY APPLICTION.VOL46.N°6 NOVEMBER /ECEMBER 2010

[18] P. La Delfa, M.Hecquet, F.Gillon, « Harmonics analyse tools of radial force for permanent magnet Synchronous Machine ». ISEF 2013-XVI International Symposium on electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering- September 2013-Macédonia.

[19] P Viarouge, J Cros, «Synthesis of high performance PM Motors with concentrated windings», NO.IEE transaction on energy conversion, Vol 2 June 2002.

[20] M.Bianchi, N; Dai Pré, “USE of the star of slots in designing fractional-slot single layer synchronous motors,” IEE Proc.- Electric Power Appl., Vol 153, No. 3 May 2006.

[21] Husseïn Dogan, « Méthodologie de conception des Machines synchrones à aimants permanents- Application aux véhicules électrique avec chargeur embarqué », Thèse de Doctorat Juin 2013- Université de Grenoble-France

[22] Z. Q. Zhu and D. Howe, “Instantaneous magnetic field distribution in brushless permanent magnet DC motors. III. Effect of stator slotting,” *IEEE Trans. Magn.*, vol. 29, no. 1, pp. 143–151, 1993.

[23] M. Rakibul Islam, « Cogging torque, torque ripple and radial force analysis of permanent magnet synchronous machines », Thesis (May 2009).

[24] M. Van Der Giet, K. Hameyer & al, « a novel approach to estimate harmonics forces excitation for noise diagnosis of electrical machine” letter International Compumag Society, Volume 16 N°1 ISSN 1026-0854- 1 March 2009.