



HAL
open science

Etude comparative des harmoniques de forces radiales et du couple de machines synchrones et synchro-réductantes assistées d'aimants.

Thierry Tollance, Michel Hecquet, Abdelmounaïm Tounzi, Frederic Gillon

► To cite this version:

Thierry Tollance, Michel Hecquet, Abdelmounaïm Tounzi, Frederic Gillon. Etude comparative des harmoniques de forces radiales et du couple de machines synchrones et synchro-réductantes assistées d'aimants.. Symposium de Génie Electrique, Université de Lorraine [UL], Jul 2018, Nancy, France. hal-02981854

HAL Id: hal-02981854

<https://hal.science/hal-02981854v1>

Submitted on 28 Oct 2020

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.

Etude comparative des harmoniques de forces radiales et du couple de machines synchrones et synchro-réductantes assistées d'aimants.

T. Tollance¹, M. Hecquet¹, F. Gillon¹, M. Tounzi¹.

¹L2EP, Univ. Lille, Centrale Lille, Arts et Metiers ParisTech, HEI, EA 2697, F-59000 Lille.

thierry.tollance@centralelille.fr; michel.hecquet@centralelille.fr;

RESUME – L'objectif de ce papier concerne l'étude de machines synchrones de faible puissance sous contraintes de diamètre extérieur, de couple et vitesse, de courant et de bruit émis. Une machine synchrone à aimants en surface avec un bobinage sur dents est comparée à deux machines synchro-réductantes avec ou sans assistance d'aimants avec le même type de bobinage. L'objectif visé est de réduire le coût en essayant de conserver les mêmes performances sous contraintes. Des simulations éléments finis 3D permettent d'évaluer et de comparer les différentes structures proposées ainsi que des résultats expérimentaux.

Mots-clés : machine synchrone à aimants, machine synchro-réductante, harmoniques de couple, harmoniques de forces radiales.

Glossaire :

p : Nombre de paires de pôles.

E : Force électromotrice [V].

I : Courant efficace de phase [A].

Ω : Vitesse angulaire [rad/s]

Ld, Lq : d, q inductance [mH]

Ψ : Déphasage entre le courant de phase et la force électromotrice [°].

θ : Angle mécanique [rad]

$B(\theta, t)$: Induction

$\sigma(\theta, t)$: Pression radiale [N/m²]

1. INTRODUCTION

De nombreux travaux de recherche se sont focalisés ces dernières années sur les machines synchrones à aimants avec des bobinages sur dents nommés dans la littérature : « fractional slot concentrated winding » [1-4]. Ce type de bobinage peut permettre de réduire les coûts de matière, le taux de remplissage et accroître l'efficacité en fonction des applications. De nombreuses études présentent de nouvelles topologies en proposant une bonne adéquation entre le nombre de dents au stator et le nombre de pôles au rotor mais aussi en observant l'impact sur les oscillations de couple, sur les pertes et sur les courants induits dans les aimants au rotor comme par exemple dans la référence [2].

Mais, à cela s'ajoute la problématique vibratoire et acoustique des machines électriques. En effet, ces machines génèrent un contenu d'harmoniques d'induction et de sous-harmoniques très riche. L'analyse des forces radiales dite de Maxwell responsables du bruit d'origine magnétique est dans ce cas nécessaire.

L'objectif de cette étude est de comparer différentes structures pour une application « faible puissance (20W) » à diamètre fortement contraint (moins de 5cm). Dans ce cas, il est évident que les topologies stator – rotor sont limitées et nous avons choisi de présenter uniquement le cas d'une 6/4 : 6 dents au stator et 4 pôles au rotor (Tableau 1). Les contenus harmoniques spatio-temporels des pressions radiales mais aussi le contenu harmonique du couple sont comparés pour les différentes structures avec des résultats obtenus par éléments finis (E.F.) mais aussi de façon expérimentale.

Pour toutes nos machines, si la topologie stator est bien la même (fixé car déjà utilisé dans un développement), se pose alors la question du type de rotor à employer. La géométrie des rotors est issue d'une optimisation qui nous a permis de réduire le volume de l'aimant sur machine synchro-réductance assistée d'aimants en ferrite (PMA-SyncRM) ainsi que sur la SyncRM (tableau 1). Même si les machines synchrones à aimants permanents (MSAP) garantissent un couple volumique important, il est aussi important d'obtenir un bon rapport entre le coût et le couple généré. Dans ce cas, il est pertinent d'évaluer la machine synchro-réductante assistée d'aimants en ferrite (PMA-SyncRM). Cette structure peut être considérée comme un cas particulier d'une MSAP à aimants enterrés où l'effet des aimants est moindre que celui de la saillance. Dans la référence [3], une étude de sensibilité est proposée avec comme variables d'entrée, le nombre de barrières de flux, leur forme et la position de celles-ci. Pour notre cas, le diamètre extérieur de la machine étant limité, le nombre de barrières de flux est de deux [5-8].

Pour cette étude, nous avons choisi une modélisation par la méthode des éléments finis en 3D ayant des machines avec soit un rotor ou stator plus long mais aussi des shunts magnétiques à différents niveaux suivant l'axe. Bien entendu, pour une phase d'optimisation, il sera intéressant de confronter nos modèles à des modèles analytiques précis [11] ou semi-analytiques [9-10].

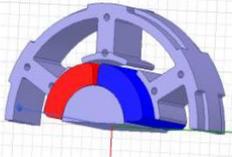
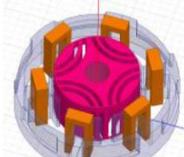
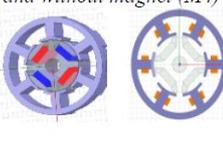
2. MACHINES SYNCHRONES ETUDIÉES

Le stator des différentes structures est fixé à 6 dents avec un bobinage dentaire. Différents rotors sont étudiés avec 4 pôles à aimants en surface (M1), synchro-réductante avec 2 barrières de flux (M2) et une synchro-réductante à une barrière de flux avec ou sans l'assistance d'aimants (M3 et M4).

Les conditions de simulation et d'essais sont les suivantes : $N = 3000$ tr/min; $V = 230$ V; $f = 100$ Hz ; C_{nom} souhaité d'environ 60 mNm ($P=20$ W); $\phi_{ext} < 5$ cm.

Le tableau suivant donne quelques caractéristiques des machines :

Tableau. 1 : Machines étudiées

	M1: PMSM 6 /4 – SPM	M2: SyncRM 6/4	M3: PMA-SyncRM 6/4 and without magnet (M4)
			
Winding Type	Concentrated Winding		
Stator Length [mm]	15	15	15
Lamination Thickness [mm]	0,65 stator / solid rotor	0,65 stator / 0,35 rotor	0,65 stator / 0,65 rotor
Airgap [mm]	0,4	0,3	0,3
Magnet Type	Ferrite	Without	Ferrite
Magnet Volume [m ³]	1932 10 ⁻⁶	0	992 10 ⁻⁶
Br [T]	0.4	NA	0,43
Nominal Current [A], phase	0.2		
Speed [rpm]	3000	3000	3000

3. MODELES E.F. ET RESULTATS

Les simulations par éléments finis (E.F.) sont effectuées sous Maxwell 3D avec la prise en compte du mouvement, en considérant la non-linéarité des matériaux magnétiques la tôle M800-65A avec une courbe qui intègre les effets de la découpe. On impose directement le courant supposé sinusoïdal à sa valeur nominale (0.2A) ce que l'on vérifiera au niveau des essais. La vitesse est imposée (pas de couplage mécanique) à 3000tr/min afin d'avoir des temps de calcul réduit.

3.1. Couple électromagnétique et oscillations de couple

Le couple électromagnétique moyen ainsi que les harmoniques de couple sont calculés en fonction de la valeur de l'angle ψ entre 0 et 90° (angle entre la fem E et le courant de phase I). Le signe de l'angle ψ est négatif mais considéré positif pour la représentation. L'objectif pour nous est de vérifier que la valeur du couple moyen obtenu correspond bien au cahier des charges à iso-pertes joule.

Sur les figure 1a et 1b, on présente pour les 4 machines le couple moyen en [mNm]:

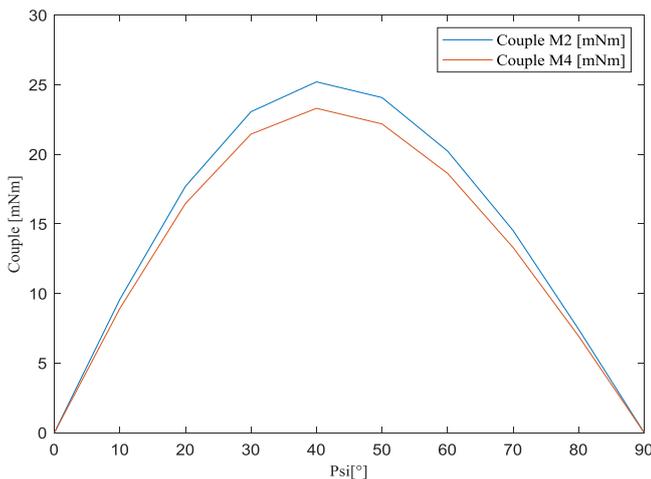


Fig.1a: Couple électromagnétique obtenu en 3D pour les machines M2 et M4.

Pour les machines M2 & M4, on peut constater que le couple fourni par ces machines est très inférieur aux machines M1 & M3. On remarque que pour le même nombre de spires sur les machines M1 & M3 le couple max est 15 % plus fort sur la machine M1.

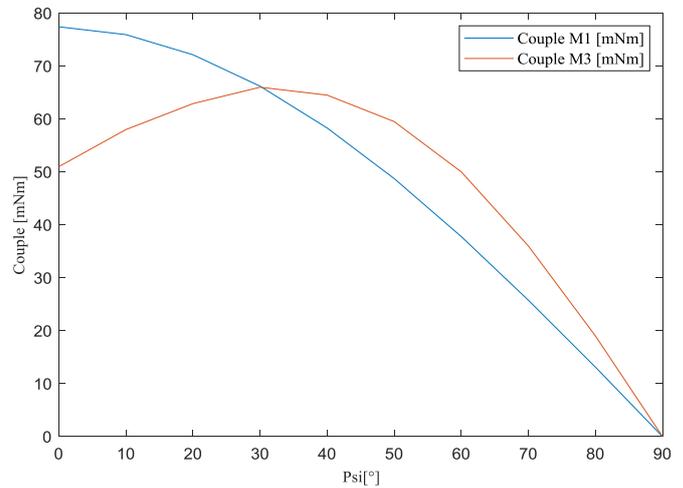


Fig.1b : Couple électromagnétique obtenu en 3D pour les machines M1-M3

On remarque que pour le même nombre de spires sur les machines M1 & M3 le couple max est 15 % plus fort sur la machine M1.

Sur le couple moyen, l'effet de réluctance lié à la différence entre L_d et L_q accroît le couple moyen pour une valeur de l'angle ψ (angle entre la fem et le courant) proche de 45° en lien avec la relation ci-dessous:

$$C_{moy} = 3 * p \left(\frac{E * I}{\Omega} * \cos\psi + \frac{I^2}{2} (L_d - L_q) \sin 2\psi \right) \quad (1)$$

Les amplitudes des oscillations de couple pour toutes les machines sont fournies figure 2a et 2b :

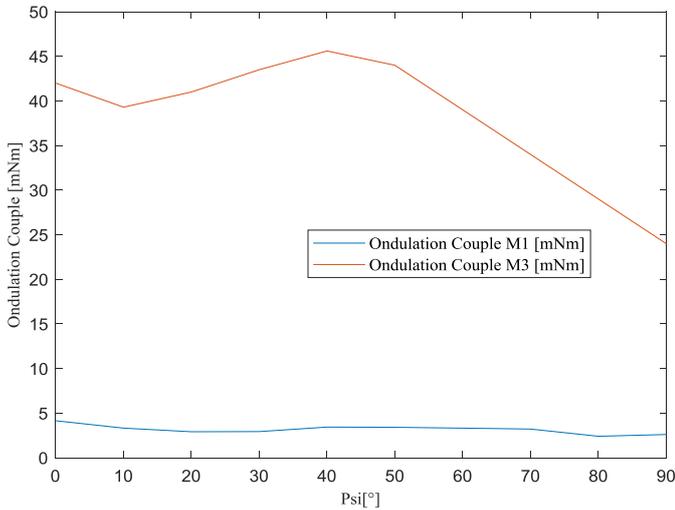


Fig.2a : Amplitude des oscillations de couple pour les machines M1 et M4

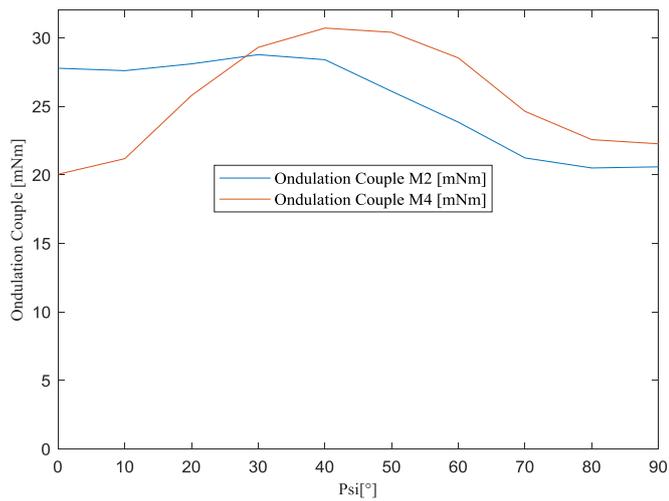


Fig.2b: Amplitude des oscillations de couple pour les machines M3 et M4

Sur ces premiers résultats, les machines M1 et M3 atteignent le couple souhaité même si la machine M3 (machine synchro-réductante assistée d'aimants en ferrite) développe de fortes oscillations de couple.

3.2. Harmoniques de forces radiales à couple nominal

Pour cette partie, on se limitera à la comparaison des 2 machines M1 et M3. Afin d'estimer la pression radiale (N/m^2) appliquée sur les dents statoriques par le tenseur de Maxwell (2), notre modèle par éléments finis doit calculer l'induction dans l'entrefer en fonction du temps et de l'espace $B(t,\theta)$ (figure 3):

$$\sigma_{rad}(t, \theta) = \frac{B_r^2(t, \theta) - B_t^2(t, \theta)}{2\mu_0} [N.m^{-2}] \quad (2)$$

Nous pouvons donc en déduire les ordres spatiaux et fréquentiels avec une transformée de Fourier 2D (exemple figure 4) :

$$\sigma_{rad}(t, \theta) = \sum_{f,r} P_{fr} e^{j(2\pi ft - r\theta + \varphi_{fr})} \quad (3)$$

Où (r,f) représentent l'ordre spatial circonférentiel (r) et l'ordre fréquentiel multiple de la fréquence (f), P_{fr} l'amplitude de l'harmonique and φ_{fr} la phase.

Avec les inductions radiale et tangentielle, on en déduit la pression radiale et une FFT-2D permet d'évaluer les amplitudes des différentes raies. Les inductions radiales et tangentielle en fonction du temps et de l'espace sont calculées par éléments finis, et ensuite avec l'aide d'un outil sous Matlab, nous pouvons en déduire la FFT2D pour trouver les harmoniques de pressions.[12-14]

L'évaluation des pressions radiales ne se fera que sur les moteurs M1 et M3 qui donnent les meilleures performances.

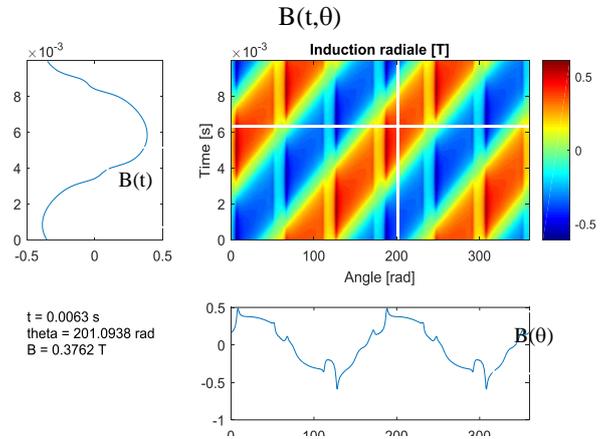


Fig.3 : Induction radiale en charge (couple max) [M1]

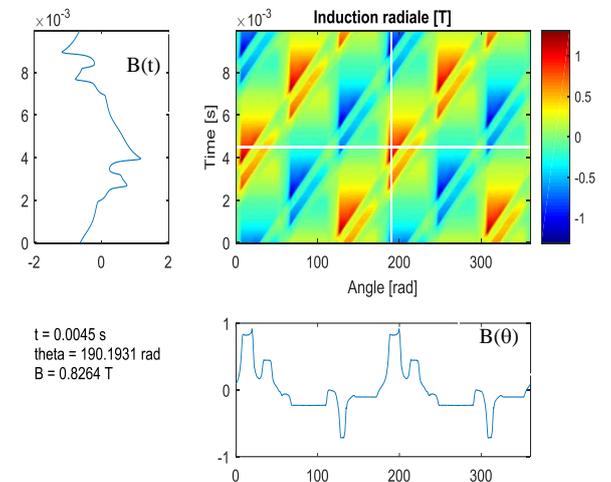


Fig.4 : Induction radiale en charge (couple max) [M3]

Les FFT 2D des pressions radiales sont présentées sur les figures 5 et 6.

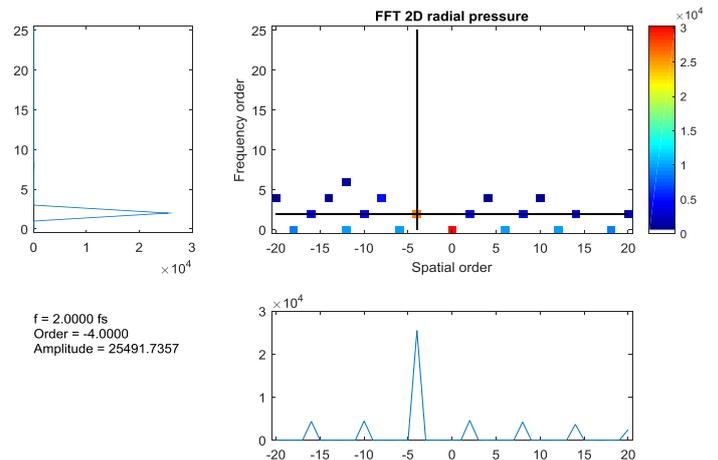


Fig 5 : FFT 2D Pression Radiale $[N/m^2]$ - [M1]

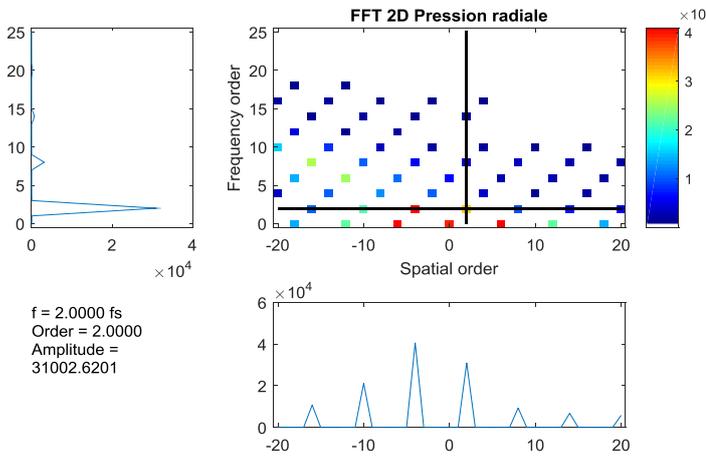


Fig 6: FFT 2D Pression radiale [N/m²] [M3]

La première conclusion sur ces 2 relevés concerne les ordres spatiaux et fréquentiels qui sont identiques :

- r : 0 ou $\pm k$ (k étant pair : 2, 4, 6..),
- f : 0 ou $\pm kf$

On peut aussi noter que pour ces 2 machines, pour l'ordre fréquentiel 0 (f=0), on retrouve des ordres spatiaux multiple de Z_s :

$$- r_{(f=0)} = \pm k * Z_s$$

En lien avec la littérature, ces machines à bobinage dentaire présentent des raies d'ordre 2 en lien avec le PGCD ($Z_s, 2p$) [13] [14], hormis l'ordre spatial 0. Ces résultats montrent que ces 2 machines sont très riches au niveau harmonique avec un désavantage pour la machine synchro-réductante ayant des amplitudes nettement plus importantes.

Une attention particulière doit être faite sur les raies considérées d'ordre spatial 0, appelé effet de respiration, qui sont les plus pénalisantes au niveau acoustique. Dans notre étude, ces raies sont des multiples de 6f. L'auteur [15] montre dans le cas des applications « véhicules électriques » la spécificité de ce mode pour des machines à bobinage distribué.

Dans notre cas, sans oublier l'ordre 0 et en appliquant la règle du PGCD ($Z_s, 2p$), les ordres faibles (2, 4 pour ces machines) seront comparés à l'analyse modale. En effet, il est essentiel de coupler ces calculs à une analyse modale de notre moteur. Nous pouvons ainsi regarder si nous n'avons pas des fréquences communes qui peuvent engendrer une résonance et donc un bruit important de notre moteur.

L'ordre spatial 0 (0f_6f and 12f) existent et correspondent au mode de respiration pour les machines électriques [15]. Pour analyser chaque harmonique, les amplitudes des faibles ordres spatiaux (0,-2 and 2) et les fréquences harmoniques sont données dans le tableau 2 (ordre fréquentiel '6' = 6f):

Tableau 2: Harmoniques principaux de pressions radiales (N/mm²)

(Ordre spatial, ordre fréquentiel)	(0,0)	(0,6)	(0,12)	(0,18)	(2,2)	(-4,2)
M1 - PMSM (N/m²)	26380	122	28,8	-	4611	25492
M3 - PMA-SynRM (N/m²)	39050	5835	692	469	31002	40618

Les amplitudes vibratoires sont nettement plus importantes pour la machine PMA-SynRM-M3. Les principales harmoniques de ces moteurs sont importantes et multiples de 2fs (ordres de fréquentiels : 2, 4, 6, 8, 10 ... avec les ordres spatiaux 0, 2 et -2).

Nous pourrions constater une bonne adéquation avec les mesures présentées dans le paragraphe suivant sur les comparaisons expérimentales.

Enfin, si nous souhaitons vérifier que la structure n'est pas excitée par ces efforts électromagnétiques, une analyse modale est nécessaire.

3.3 Analyse Modale

Nous souhaitons vérifier que la structure n'est pas excitée par les efforts électromagnétiques, une analyse modale est effectuée pour connaître les modes naturels de la structure associés aux fréquences de résonance du stator en négligeant le bobinage et l'anisotropie des matériaux.

La figure 7 présente les modes naturels de la structure et les fréquences associées avec par exemple, la fréquence du mode 2 à 2,8 kHz. On peut noter que la fréquence de résonance obtenue pour le mode naturel 0 est supérieure à 12 kHz.

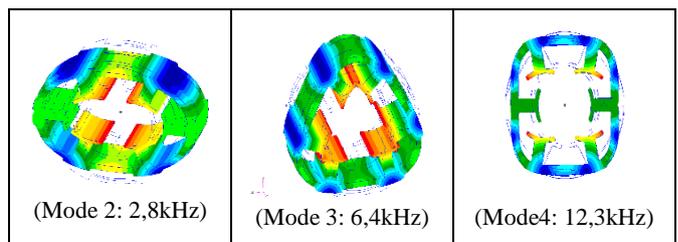


Fig. 7: Analyse Modale et Fréquence du stator

Dans notre cas, à priori, seuls les harmoniques de forces radiales d'ordre spatial 2 pourraient exciter la structure mécanique indépendamment du mode forcé qui si celui-ci est important (amplitude de forces importante pour les basses fréquences) fera vibrer la structure. Pour ces 2 machines, le mode forcé doit être considéré et ceci est lié à la faible valeur de l'induction qui limite l'amplitude des harmoniques de rang élevé et par conséquent la valeur des amplitudes de la force radiale à fréquence élevée comme 2,8kHz.

4. COMPARAISONS EXPERIMENTALES

Les moteurs PMSM-M1 et PMA_SynRM-M3 ont été réalisés et testés. Le banc de test (figure 8), associé à un moteur brushless comme charge nous permet de mesurer les performances des moteurs : rendement, couple, vitesse, puissance, courant et force contre électromotrice (FEM) et les pertes fers et mécaniques à vide.

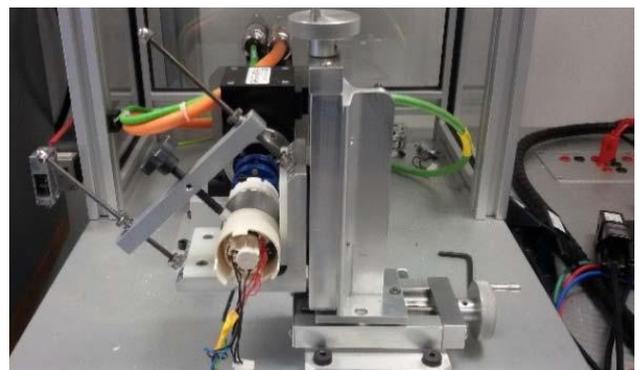


Fig 8: Banc de Test

4.1 Performances électriques

a) Fem à vide en générateur

En mode générateur à vide la force électromotrice est mesurée, les moteurs étant entraînés par le moteur brushless de notre banc. Les figures 9 et 10 nous montrent ces fem :

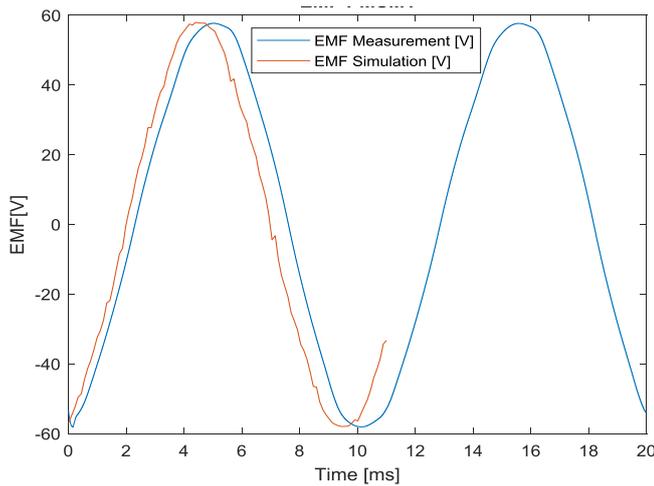


Fig.9: Fem à vide – PMSM (M1)

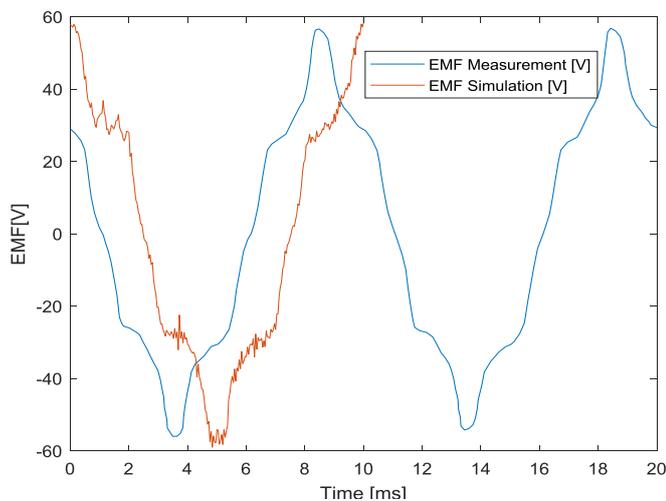


Fig.10: Fem à vide– PMSM (M3)

On peut observer la bonne adéquation entre la simulation 3D et les mesures (adéquation en lien avec le recalage de la courbe b(h)).

b) Couple et Rendement en moteur

Le moteur brushless de notre banc est maintenant la charge de nos moteurs, nous pouvons donc observer les performances en fonction de cette charge.

Pour le moteur M1, nous avons mesuré la caractéristique du moteur avec une vitesse réglée à 3000 tr/min (figure 11). Le déphasage Ψ entre le courant et la fem est fixé à 0° .

Le couple avec un courant de phase efficace de 0.2A courant de phase est 70mNm, avec un couple de perte de 6 mNm.

Le couple électromagnétique est donné par (4):

$$C_{electromag} = C_{shaft} + C_{losses} \quad (4)$$

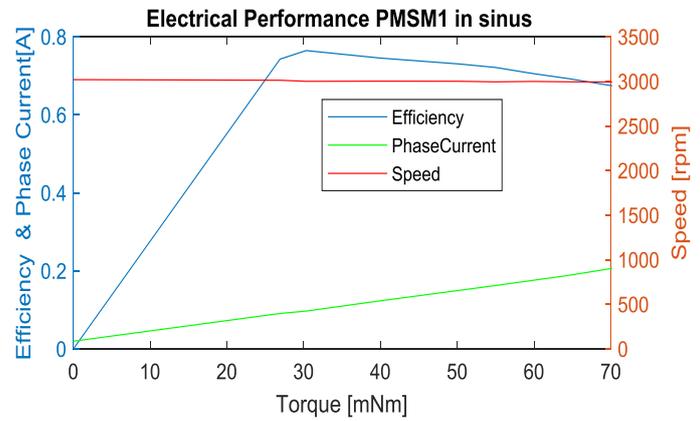


Fig11: Vitesse, Courant de ligne, Rendement = f(Couple)

Ce qui donne:

$$C_{electromag} = 76 \text{ mNm}$$

Par simulation 3D (figure 1), nous obtenons un couple électromagnétique de 78 [mNm] ce qui nous donne un couple sur l'arbre de 72 mNm, l'erreur est de 2.5% pour le moteur M1.

Pour le **second moteur M3**, nous avons obtenus d'autres courbes en fonction de l'angle ψ liés aux possibilités de l'électronique. Le couple et le rendement sont comparés avec la simulation (figure 1 – M3) pour une variation de l'angle de 45° à 60° . La vitesse du moteur est réglée à 3000 tr/min.

Pour $\psi = 45^\circ$, le couple maximum obtenu est de 64mNm sur l'arbre. Les pertes dues à la friction et aux pertes fers sont de 4.25 mNm à 3000 tr/min, ce qui donne un couple électromagnétique de :

$$C_{electromag} = 69 \text{ [mNm]}$$

Avec la simulation 3D par éléments fins nous avons un couple électromagnétique de 67 mNm, ce qui nous donne une erreur de 2 %. Nous avons mis un courant plus faible pour cet essai de façon à éviter des échauffements important du moteur, nous avons donc fixé un courant de $I_{phase} = 0.17A$. Lors de prochains essais nous fixerons le courant à 0.2A.

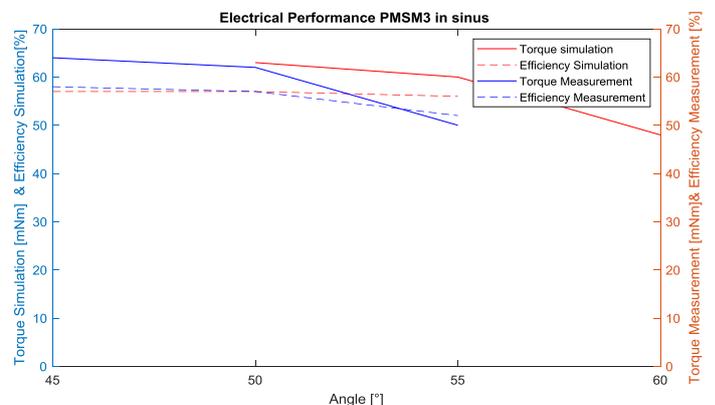


Fig12: Couple et Rendement M3 = f(ψ)

c) Analyse Vibro-acoustique

Cette partie s'est limitée à une mesure d'accélération en plaçant un accéléromètre sur la culasse du moteur. Pour rappel, les 2 stators sont identiques. La figure 13 nous donne l'accélération mesurée sur les 2 moteurs M1 et M3 avec une alimentation sinusoïdale et une vitesse réglée à 3000 tr/min.

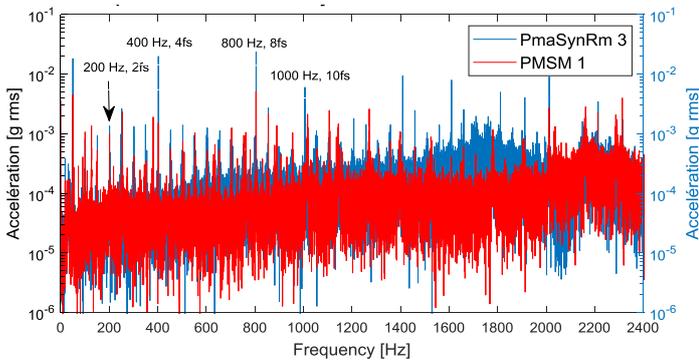


Fig.13: Accélération sur les moteurs **M1 & M3**

Les principales harmoniques (multiple de $2fs = 200$ Hz) ont été identifiées. Ces harmoniques sont liées aux ordres spatiaux de rang faible : 0,2 et -2 de $2fs$ à $20fs$ (table 2). Nous obtenons des amplitudes d'accélération supérieures pour le moteur M3 comparées à celles du moteur M1. Nous observons les mêmes tendances entre les forces radiales et les vibrations du fait que nous avons le même stator.

L'analyse modale nous montre qu'aucune résonance n'est excitée sachant que nous n'avons pas de raies importantes au-delà de 2,4 kHz. Les raies d'accélération importantes sont à des fréquences faibles. De plus, sur la figure 13 nous constatons quelques modulations à 50 Hz, ces modulations peuvent provenir de défaut d'excentricités (statique et dynamique). Ce point sera analysé dans de futurs travaux ainsi que des mesures acoustiques afin de quantifier les 2 moteurs qui paraissent à l'heure actuelle à peu près équivalents au niveau du bruit.

5. COUT DES DIFFERENTES STRUCTURES

Pour pouvoir comparer les moteurs d'un point de vue des coûts, les moteurs M2 et M4 ont été ajustés en longueur pour délivrer le même couple que le moteur M3 et M4. La Table 3 nous permet de faire cette comparaison :

Table 3 : Comparaison des coûts pour les différentes structures

	PMSM M1	SyncRM M2	PmaSync M3	PmaSync without magnet M4
Laminations Stator Cost	0,83	1	0,8	1
Rotor Cost	0,95			
Magnets	Include	No	0,24	No
Shaft		0,4	0,4	0,4
Labor cost		Include	0,1	Include
Total cost	1,78	1,4	1,54	1,4

Le résultat nous montre une différence de 21 % entre le moteur M3 et M1, et le moteur sans aimant, et de 13% entre M3 et M2. Cette étude de coût, nous montre que nous pouvons regarder l'utilisation des moteurs sans aimants en augmentant la longueur, puisque nous pouvons le faire dans notre application.

6. CONCLUSION

Ce papier présente une comparaison entre 4 machines pour une application faible puissance avec différentes topologies de rotor, le stator étant fixé pour cette comparaison. Plusieurs simulations ont été effectuées en 3D par E.F. pour analyser les performances des différents moteurs.

Pour les moteurs M2, M3 et M4, on peut constater que les ondulations de couple sont très importantes. On remarque aussi que le moteur M1 est le meilleur moteur en termes de performances pour le diamètre souhaité avec des P_j constantes

et une longueur quasi-identique. L'étude vibro-acoustique en charge montre aussi que M1 est moins vibrant que le moteur M3. Cependant l'analyse modale nous montre qu'aucune résonance n'est excitée. Cela nécessitera une étude acoustique fine car ces 2 moteurs sont à peu près équivalents au niveau du bruit.

Finalement, cette analyse nous montre que le moteur M3 est une structure intéressante même si nous avons la présence de nombreux harmoniques, avec un bon compromis couple, vitesse, bruit lié aux pressions radiales ainsi que le coût pour notre application.

Enfin des mesures complémentaires en bruit et thermiques doivent confirmer l'intérêt de cette structure pour cette application.

REFERENCES

- [1] El-Refaie A. M., 'Fractional-slot concentrated-windings synchronous permanent magnet machines: opportunities and challenges', IEEE Trans. Ind. Electron., 2010, 57, (1), pp. 107-121.
- [2] Yong Jiang and Mahesh Krishnamurthy, "Performance Evaluation of AC machines for Propulsion in a range Extended Electric Auto Rickshaw", IEEE Transp. Elect. Conf. And Expo (ITEC), 2012.
- [3] X Ma, GJ Li, ZQ Zhu, GW Jewell, J Green, "Investigation on synchronous reluctance machines with different rotor topologies and winding configurations", IET Electric - P.A, 2017 - IET.
- [4] Patel B. Reddy, Ayman M. El-Refaie, & al, "Comparison of interior and Surface PM machines Equipped with fractional Slot Concentrated Windings for hybrid Traction applications", IEEE Trans On Energy Conversion, Vol. 27, Issue: 3, Sept. 2012.
- [5] K.Wang, Z. Q. Zhu and al, "Optimal Slot/Pole and Flux-Barrier Layer Number Combinations for Synchronous Reluctance Machines", 2013 Eighth International Conference and Exhibition on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER), Monaco.
- [6] Robert Vartanian, Hamid & A. Toliyat, "Design and Comparison of an Optimized Permanent Magnet-Assisted Synchronous Reluctance Motor (PMA-SynRM) with an Induction Motor with Identical NEMA Frame Stators", IEEE Electric Ship Technologies Symposium, 2009, ESTS 2009, Date of Conference: 20-22 April 2009.
- [7] Alessandro Fasolo, Luigi Alberti, and Nicola Bianchi, "Performance Comparison Between Switching-Flux and IPM Machines With Rare-Earth and Ferrite PMs", IEEE Trans On I.A., v50, N6, Nov.2014.
- [8] Birte, L Szabó, H Van der Auweraer, and Claudia Martis, "Study of torque ripple and noise for different rotor topologies of a synchronous reluctance machine, 9th International Symposium on Advanced Topics in Electrical Engineering (ATEE), May 2015, Bucharest, Romania.
- [9] N. Bracikowski, and M. Hecquet, and P. Brochet, and S. Shirinskii, Multiphysics modeling of a permanent magnet synchronous machine by using lumped models. IEEE Trans on I.E., v.59, p 2426-2437, 2012.
- [10] Mathias Fakam, Michel Hecquet, Vincent Lanfranchi, Andry Randria, « Design and magnetic noise reduction of the surface permanent magnet synchronous machine using complex air-gap permeance », 2015/4, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 51, N°4, pp 1-9.
- [11] Emile Devillers, Jean Le Besnerais, Thierry Lubin, Michel Hecquet, Jean-Philippe Lecoite, « An Improved 2-D Subdomain Model of Squirrel-Cage Induction Machine Including Winding and Slotting Harmonics at Steady State », IEEE Transactions on Magnetics, 2018.
- [12] J. Le Besnerais, and V. Lanfranchi, and M. Hecquet, and P. Brochet, Characterization and reduction of audible magnetic noise due to PWM supply in induction machines. IEEE Transactions on Industrial Electronics, volume 57, pages 1288-1295, 2010, IEEE.
- [13] Jean Le Besnerais, "Vibroacoustic Analysis of Radial and Tangential Air-Gap Magnetic Forces in Permanent Magnet Synchronous Machines" IEEE Trans On Magnetics, Vol. 51, N. 6, June 2015.
- [14] Patricio La Delfa, F. Gillon, M. Hecquet, "Analysis of radial force harmonics in PMSM responsible for electromagnetic noise: contribution of the lowest harmonics", IEEE Trans On Magnetic, Vol. 52, N°. 11, 11/2016.
- [15] A. Hofmann, F. Qi, T. Lange, R. W. De Doncker, "The Breathing Mode-Shape 0: Is It the Main Acoustic Issue in the PMSMs of Today's Electric Vehicles?", International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), Oct. 22-25, 2014, Hangzhou, China, Germany.