

Caractérisation en vue d'une optimisation couplée magnétique vibratoire pour l'amélioration de la détection des défauts

Javier OJEDA, Noemi LANCIOTTI

Université Paris-Saclay, ENS Paris-Saclay, CNRS, Systèmes et Applications des Technologies de l'Information et de l'Energie, 94235, Cachan, France

RESUME – Les travaux présentés dans cet article traitent de l'étude de la caractérisation en vue de la co-optimisation magnétique et vibratoire d'une machine électrique et plus particulièrement d'une machine à commutation de flux à grand nombre de phases pour l'amélioration de la détection des défauts de type électrique par la mesure des vibrations de la machine. Cette étude se base sur la décomposition en modes propres des vibrations et de l'étude de certains harmoniques d'intérêt des amplitudes de ces modes propres. Certains défauts de type électrique auront une corrélation forte avec ces harmoniques d'intérêt, il est d'ailleurs possible de caractériser ces défauts via ces harmoniques. Cependant, les variations en amplitude de ces harmoniques peuvent rendre difficiles la détection et la caractérisation de ces défauts. Ainsi, nous proposons une co-optimisation de la machine électrique en y incluant un critère de détection de défauts ciblés.

Mots-clés – Machines électriques multi-phases, acoustique et vibration.

1. INTRODUCTION

La machine à commutation de flux est une machine électrique de type synchrone possédant des propriétés remarquables [1] : une densité de couple équivalente aux machines classiques à aimants permanents, une structure rotorique simple permettant un fonctionnement à haute vitesse et toutes les parties actives (aimants et bobines d'alimentation) de la machine au stator permettant une évacuation sous forme de chaleur des pertes plus aisées. Sa structure rotorique simple en fait un très bon candidat pour les applications où une robustesse aux défauts est cruciale [2]. De ce point de vue, elle est semblable à une machine à réluctance variable (rotor denté). Les machines à grand nombre de phases [3, 4], permettent d'adresser également deux problématiques différentes. D'un côté l'accroissement de la résilience aux défauts par un fractionnement de la puissance et par la possibilité de re-configuration des courants ou/et de l'électronique de puissance [5]. Et d'un autre côté, par le fractionnement de la puissance par phase, il est également possible d'obtenir une alimentation relativement basse tension des phases ou d'augmenter la plage utile de vitesse par la diminution des forces électromotrices [6]. Pour les raisons mentionnées, nous allons nous intéresser dans cet article à une machine à commutation de flux 5 phases dans le cadre de défauts d'ouvertures de phases [7, 8].

Afin de permettre une gestion adéquate des défauts, il faut dans un premier temps détecter et localiser le défaut considéré. Il existe une littérature nombreuse et variée sur les techniques de détection des défauts électriques en utilisant les courants de phase [9, 10]. Bien que très efficace dans le cas d'un défaut électrique, elle peine à détecter des défauts autres, mais également, elle impose de disposer d'un capteur de courant par phase. Parmi les autres techniques de détection de défauts, l'analyse vibratoire déjà très courante pour les machines de forte puissance et une alternative intéressante aux autres techniques de détection [11, 12]. Seule ou en complément d'une autre méthode telle que la mesure des courants, elle apporte un éclairage différent des

défauts, mais également la possibilité de détecter des défauts non électriques. Cette étude traite ainsi de la détection des défauts électriques par une technique d'analyse modale des vibrations sur une machine à commutation de flux à 5 phases. L'objectif est de réaliser une co-optimisation entre les performances magnétiques et la maximisation de la détection des défauts en utilisant des marqueurs modaux harmoniques caractéristiques des défauts.

Cet article sera décomposé en deux sections. Dans une première section, il sera présenté la méthodologie d'étude. La machine de référence sera présentée puis les différents modèles utilisés seront passés en revue. Pour finir cette section, il sera présenté un essai expérimental de validation de modèle afin d'obtenir un feedback de la fidélité des modèles. Dans une seconde section, il sera discuté de la co-optimisation magnétique vibratoire et plus particulièrement de l'influence des paramètres géométriques sur les harmoniques d'intérêt en vue de la détection des défauts.

2. MÉTHODOLOGIE DE L'ÉTUDE

2.1. Présentation de la géométrie d'étude

La géométrie retenue pour l'étude est une machine à commutation de flux à 5 phases avec 20 dents au stator et 18 dents au rotor (N_r) d'une puissance de 3kW, figure 1. Cette machine a été étudiée durant une étude précédente et caractérisée du point de vue des défauts électriques et des vibrations [15].

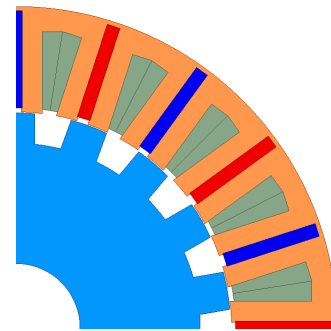


Fig. 1. Machine à commutation de phase 5 phases (de haut à droite, phases A, B, C, D et E). Les aimants rouges et bleus ont des aimantations opposées suivant respectivement θ et $-\theta$

Les dimensions de la machine sont données sur le tableau suivant, table 1 :

À partir de cette géométrie initiale, différentes grandeurs géométriques seront optimisées pour maximiser la détectabilité des défauts considérés.

Tableau 1. Dimensions principales de la machine test

Dimension	Valeur
Rayon externe	75mm
Rayon d'entrefer	50mm
Longueur active	40mm
Entrefer	0.4mm
Aimants permanents	0.36T

2.2. Calcul des vibrations du stator

L'obtention des vibrations d'une machine électrique se base sur l'hypothèse d'un couplage faible entre les différentes grandeurs physiques. La déformation du stator n'influencera pas le caractère magnétique et vis et versa. Ainsi, sous cette hypothèse, il est possible de décomposer le problème en plusieurs sous problèmes :

- Le calcul des champs magnétiques dans l'entrefer
- L'obtention des modes propres et de leurs déformées
- Le calcul des contraintes magnétiques et leur projection sur les bases des modes propres
- La résolution des équations du mouvement dans les bases propres et de leur projection inverse

Dans cette étude, nous allons comparer différentes machines électriques cependant, les dimensions externes de la machine et la majorité des paramètres internes ne varieront pas. Pour les paramètres variant géométriquement, leurs excursions seront faibles. Ainsi, nous supposons que cette étude se placera à réponse mécanique du stator constante donc, pas de modification des fréquences propres et de la déformée des modes. De cette manière, nous pouvons comparer les différentes machines à partir de la contrainte magnétique et non à partir de la déformée vibratoire.

2.2.1. Le calcul des champs magnétiques dans l'entrefer

Il existe plusieurs techniques d'obtention des champs magnétiques dans l'entrefer :

- Par une simulation éléments finis. C'est la solution proposant le moins d'hypothèses. Néanmoins, elle est coûteuse en termes de temps de calcul, car elle est non linéaire et que le calcul des champs magnétiques d'entrefer nécessite un maillage fin de celui-ci. Dans cet article, c'est la solution retenue pour avoir des champs d'entrefer fidèles.
- Méthode de calcul par un schéma de réluctances équivalentes saturées. Méthode basée par un maillage de la machine à partir de réluctances magnétiques équivalentes. La prise en compte de la saturation est assurée par un algorithme d'optimisation pour assurer la convergence du modèle. Avec la technologie actuelle, cette méthode en 2D n'est pas plus efficace qu'un calcul éléments finis et nécessite un développement important.
- Méthode de la perméance d'entrefer superficielle. Méthode permettant de calculer le champ d'induction radial au niveau de l'entrefer en négligeant le parcours des lignes magnétiques dans le fer. Il existe une extension de cette méthode afin de calculer le champ magnétique tangentielle à partir de perméances superficielles d'entrefer complexes. [14] Cette méthode est très efficace et possède un temps de calcul plus raisonnable que les méthodes mentionnées précédemment.
- Méthode analytique de résolution des équations de Maxwell dans l'entrefer. Cette méthode néglige la circulation des champs magnétiques dans l'entrefer. C'est une méthode qui permet d'obtenir les champs magnétiques de manière très précise avec un temps de calcul très court.

Ces quatre méthodes sont complémentaires et répondent à des champs d'application différents comme l'optimisation, la com-

préhension physique, le pré-dimensionnement, etc. Le choix dans cet article s'est porté sur une simulation éléments finis, car la machine étudiée est très non linéaire localement (notamment au niveau des isthmes statoriques) et, car nous souhaitons mettre en lumière les différents mécanismes physiques qui sont à l'origine des vibrations.

La simulation éléments finis permet d'obtenir la répartition de l'induction magnétique sur un cercle proche de l'entrefer pour différentes positions du rotor. À partir de l'origine des axes (axe passant par la première bobine de la phase A), nous définissons comme ξ , l'angle mesuré sur le cercle de calcul de l'induction magnétique et θ , l'angle que fait le rotor par rapport à sa position initiale, figure 2.

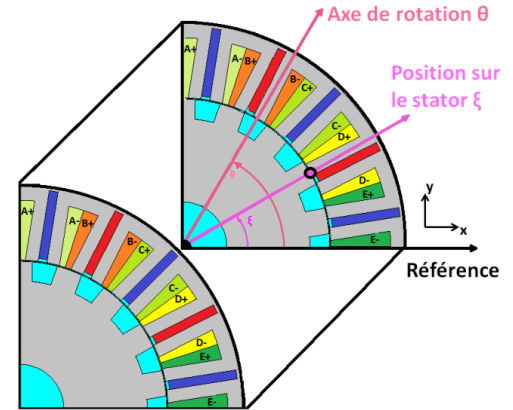


Fig. 2. Définition des différents axes de la machine

2.2.2. Calcul des fréquences des modes propres et de leur déformée

Il existe principalement deux méthodes pour l'obtention des modes propres. La première est une simulation éléments finis mécanique qui permet d'obtenir la fréquence des modes propres ainsi que leurs déformées. Cette méthode peut s'avérer longue du point de vue du temps de calcul. Cependant, c'est cette dernière que nous allons utiliser dans cet article. La seconde méthode est une méthode analytique de résolution des équations mécaniques avec des hypothèses plus ou moins fortes (approximation de la géométrie à un anneau, approximation de la forme des déformées, prise en compte que d'une partie des contraintes internes, etc.). Cette seconde méthode a l'avantage d'avoir un temps de calcul très court et s'applique donc parfaitement à l'optimisation des structures.

Une simulation éléments finis pour la structure étudiée est représentée sur les figures 3 et 4.

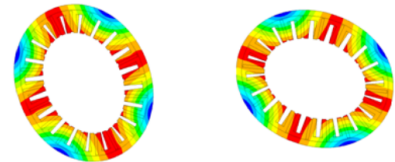


Fig. 3. Déformées du mode d'ordre spatial 2 à 1305Hz

Dans la suite de l'article nous allons nous intéresser principalement au mode propre d'ordre spatial 2, figure 3 et 4, figure 4 (i.e. possédant une déformée respectivement de la forme $\cos(2\xi)$, $\sin(2\xi)$, $\cos(4\xi)$ et $\sin(4\xi)$). Ces modes sont les modes prépondérants dans la machine étudiée à cause de la symétrie paire de celle-ci (4 bobines par phase) et de la fréquence de ces derniers dans le spectre utilisable des capteurs à disposition. Le mode d'ordre 3 pourrait être intéressant à considérer

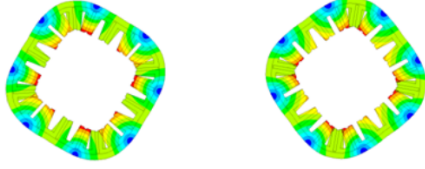


Fig. 4. Déformées du mode d'ordre spatial 4 à 3940Hz

également en cas de défauts, cependant nous nous limiterons à des défauts qui conservent la symétrie paire des contraintes exercées. Le mode d'ordre spatial 0 est également présent et intéressant du point de vue de la détection des défauts à considérer. Cependant, sa fréquence propre est supérieure à la bande passante du capteur de vibration et se situe donc dans une plage non observable. Ce mode sera représenté dans les résultats issus de simulations, mais ne sera pas représenté dans les résultats issus d'expérimentations.

2.2.3. Calcul des contraintes magnétiques et leur projection sur les bases modales

Des études précédentes sur la machine à commutation de flux ont montré que la contrainte magnétique radiale $\sigma(\xi, \theta)$ dépend principalement de la composante radiale de l'induction magnétique B_e ainsi :

$$\sigma(\xi, \theta) = \frac{B_e^2(\xi, \theta)}{2\mu_0} \quad (1)$$

La contrainte magnétique, figure 5, se présente comme une variable de l'angle vu au stator ξ et de l'angle du rotor θ .

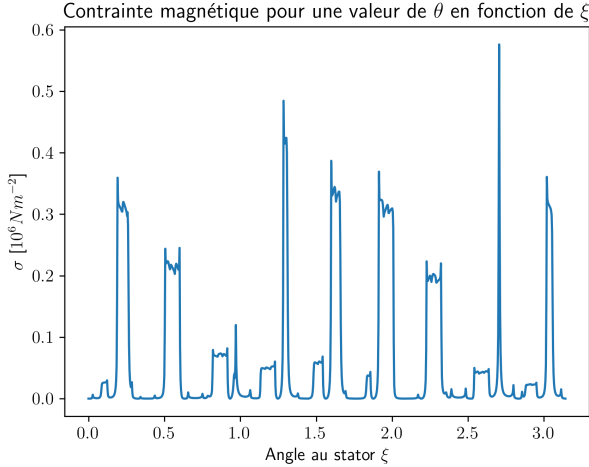


Fig. 5. Contrainte magnétique dans l'entrefer en fonction de ξ pour une valeur fixe de θ

Cette contrainte magnétique est projetée sur les bases modales (fonctions en ξ) puis en fonction de la rotation du rotor θ [13] :

$$\sigma(\xi, \theta) = \sum_{p=-N_p}^{N_p} \sum_{q=-N_q}^{N_q} C_{p,q} e^{i(p\xi + q\theta)} \quad (2)$$

Les coefficients $C_{p,q}$ représentent l'harmonique q associé au mode propre p . N_p et N_q représentent respectivement le plus haut mode propre considéré et le nombre d'harmoniques considéré pour chacun des modes.

Pour remonter aux vibrations, il est alors nécessaire de résoudre les $2N_p * 2N_q$ équations différentielles liées à chacun

des harmoniques de chacun des modes. À partir, de ces valeurs modale-harmoniques de vibration, la vibration totale est obtenue par superposition modale. Les fréquences de résonance et les amortissements des modes sont obtenus respectivement par une analyse éléments finis mécanique et par des essais expérimentaux.

2.3. Validation expérimentale sur une machine test

Une série de mesures expérimentales ont été effectuées afin de valider le modèle pour différents types de défauts électriques : Court-circuit d'une ou plusieurs phases, ouverture d'une ou plusieurs phases. Le dispositif de test comprend une machine à commutation de flux 5 phases couplée avec une machine électrique qui émule une charge mécanique. La machine à commutation de flux est alimentée par un onduleur de courant 5 phases piloté en fourchette de courant. Deux accéléromètres ont été placés au-dessus de la phase de défauts (circuit ouvert ou court-circuit) et au-dessus de la phase spatialement adjacente.

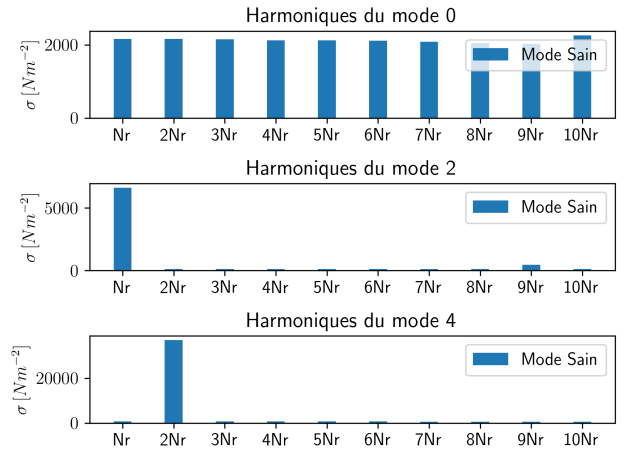


Fig. 6. Représentation des harmoniques des modes d'ordre spatial 0, 2 et 4 dans le cas de la machine de validation et en mode sain (N_r représente le nombre de dents rotoriques)

Pour appréhender les conditions de mesures expérimentales, une première simulation éléments finis présente les harmoniques des modes 0, 2 et 4 dans le cas d'un fonctionnement normal avec une alimentation correspondant au courant nominal (ici proche de $5A/mm^2$), figure 6. Pour le mode 2, c'est l'harmonique proportionnel à N_r qui est prépondérant et pour le mode 4 c'est l'harmonique proportionnel à $2N_r$. Ce résultat se retrouve facilement par un dessin de la machine pour plusieurs positions du rotor. Néanmoins, si ce sont les harmoniques les plus présents, il n'est pas évident que ce soit les harmoniques les plus sensibles aux défauts. Sur la simulation suivante, nous représentons ces mêmes harmoniques pour le mode sain et pour un mode de fonctionnement en défaut avec la phase A ouverte, toutes les autres phases étant inchangées, figure 7.

Comme nous l'avons souligné un peu plus haut, le mode d'ordre spatial 0 est intéressant pour la détection des défauts, notamment, l'harmonique proportionnel à $2N_r$. Cependant, en l'état, ce mode n'est pas mesurable expérimentalement. L'harmonique proportionnel à N_r pour le mode d'ordre spatial 2 et l'harmonique proportionnel à $2N_r$ pour le mode d'ordre spatial 4 sont influencés par le défaut d'ouverture. Il est à remarquer que l'harmonique proportionnel à $3N_r$ pour le mode d'ordre spatial 2 et l'harmonique proportionnel à $8N_r$ pour le mode d'ordre spatial 4 sont influencés par le défaut d'ouverture (même si la représentation graphique ne permet pas de voir ce dernier). Ces deux derniers harmoniques n'existent pas en mode sain et apparaissent en mode dégradé. C'est pour cela que nous allons

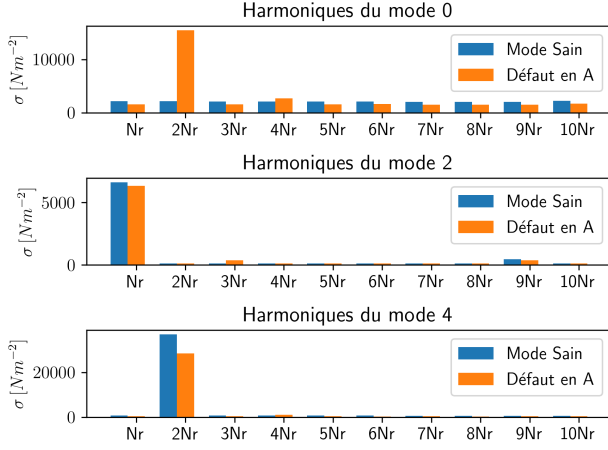


Fig. 7. Représentation des harmoniques des modes d'ordre spatial 0, 2 et 4 dans le cas de la machine de validation et en mode de défaut (phase A ouverte)

les "viser" expérimentalement. Pour la mesure des vibrations, la vitesse de rotation a été dimensionnée pour venir exciter les harmoniques d'intérêt et donc favoriser la mesure, figure 8.

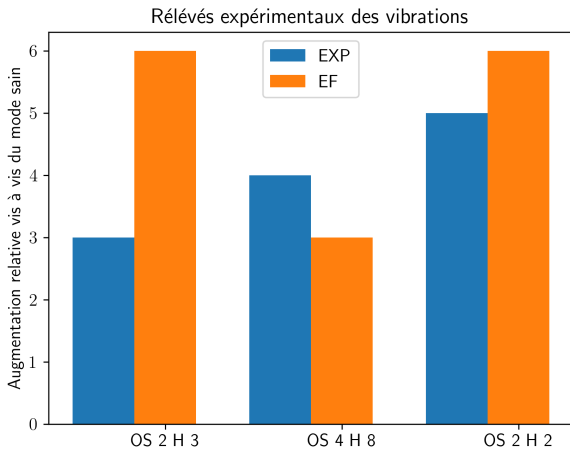


Fig. 8. Relevés expérimentaux des harmoniques d'intérêt pour des ouvertures de phase à plusieurs vitesses de rotation

Les essais d'une phase en défaut pour l'harmonique en $3N_r$ de l'ordre spatial 2 (OS 2 H 3) et pour l'harmonique en $8N_r$ de l'ordre spatial 4 (OS 4 H 8) ont été réalisés à 1400 rpm. L'essai pour une bobine sur 4 ouverte de la phase A et considérant l'harmonique en $2N_r$ de l'ordre spatial 2 (OS 2 H 2) a été réalisé à 2100 rpm. Nous remarquons que l'erreur en amplitude relativement au mode sain peut être importante notamment pour l'ordre spatial 2. Ceci est dû à la qualité du modèle, mais également aux très faibles niveaux de modification de certains harmoniques. Cependant, toutes les variations mesurées relativement au mode sain sont qualitativement identiques par le modèle choisi ou en expérimental. L'objectif de cet article est bien d'optimiser la topologie de la machine afin de maximiser ces variations relatives et faciliter la détection de ces défauts.

3. INFLUENCE DES PARAMÈTRES GÉOMÉTRIQUES SUR LES COEFFICIENTS DE CONTRAINTE

L'optimisation d'une machine à commutation de flux est le plus souvent réalisée à partir de critères de performances ma-

gnétiques comme le couple moyen, le couple sur cycle et géométrique comme le volume ou la masse. Parmi ces critères nous pouvons donner comme exemple le couple massique, les pertes totales, etc. De plus en plus, les contraintes de fonctionnement sont prises en compte, notamment, le bruit acoustique générée par la machine électrique. L'objectif de ce chapitre est d'ajouter une contrainte d'usage qui est la "bonne" détection des défauts électriques par l'analyse vibratoire.

3.1. Recherche des paramètres influents à iso-couple

Dans une étude précédente [16], il a été montré qu'il est possible d'optimiser une machine électrique suivant un critère de performances magnétiques et de niveau de vibration. L'épaisseur de la dent rotorique est l'un des paramètres les plus influents sur les vibrations. À niveau de couple constant, le niveau vibratoire possède une excursion importante selon la valeur de la largeur de l'épaisseur de la dent rotorique, figure 9.

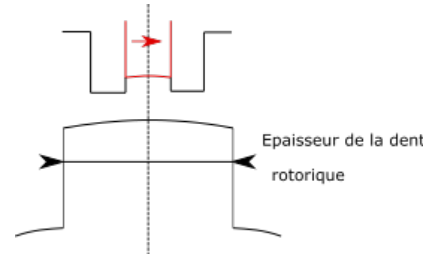


Fig. 9. Définition géométrique de l'épaisseur de la dent rotorique

Dans le cadre d'une optimisation ne prenant en compte que les paramètres magnétiques et de masse, la largeur de la dent rotorique, varie entre deux extrêmes. Une dent trop fine rend difficile le passage du champ magnétique, car le matériau sature. De l'énergie magnétique est stockée pour la magnétisation du rotor. Cependant, si l'on souhaite réduire la masse de l'ensemble, cette donnée géométrique a tendance à être réduite. Si l'épaisseur de la dent rotorique est importante, le champ magnétique passe convenablement, mais au-delà d'une valeur, la masse est augmentée sans avoir d'amélioration du couple. Entre ces deux valeurs, l'optimisation selon la méthode choisie peut donner plusieurs valeurs équivalentes.

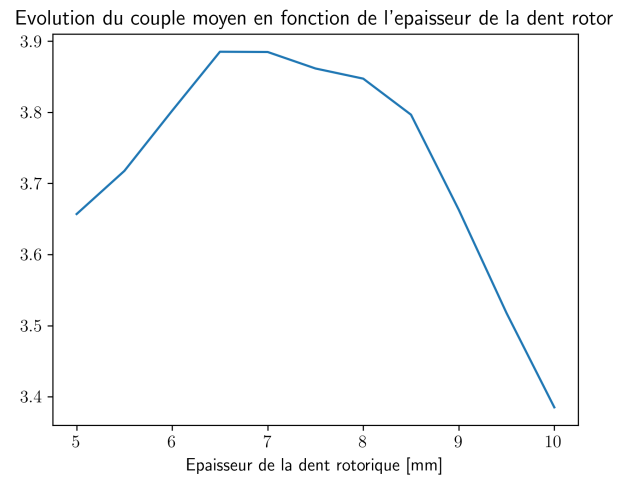


Fig. 10. Évolution du couple moyen en fonction de l'épaisseur de la dent rotorique en mode sans défaut

Sur la figure 10, nous observons qu'il peut exister plusieurs valeurs de l'épaisseur de la dent rotorique qui mènent à la même valeur du couple.

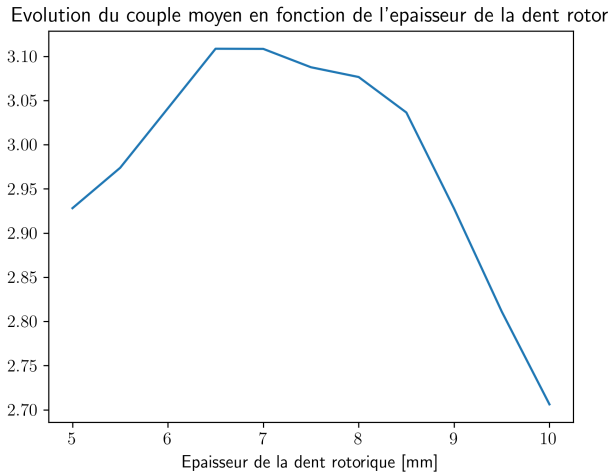


Fig. 11. Évolution du couple moyen en fonction de l'épaisseur de la dent rotorique en mode défaut d'ouverture sur la phase A

De même, en cas d'un défaut d'ouverture d'une phase, le couple moyen suit la même tendance que le mode sain, figure 11. Dans la suite de l'article, nous allons nous intéresser à ce paramètre en particulier qui permet peu ou prou de ne pas modifier les performances magnétiques, mais comme nous allons le détailler dans la section suivante, a une grande influence sur les vibrations.

3.2. Caractérisation des défauts à partir des harmoniques mode-vibration, cas d'une phase ouverte

Dans ce paragraphe, nous nous intéressons à la caractérisation des défauts électriques de type ouverture de phase à partir de la comparaison des harmoniques d'intérêt de la vibration sans défaut (machine saine) et avec défaut, figure 7.

Pour chacun des modes, une sélection des harmoniques les plus sensibles est effectuée et ces harmoniques sont caractérisés en fonction des défauts. Les harmoniques d'intérêt retenus sont représentés sur la table 2.

Tableau 2. Sélection des harmoniques d'intérêt

Ordre Spatial	Harmonique	Description
0	$2N_r$	Très sensible aux défauts d'ouverture de phase. Présent également dans l'ondulation de couple
2	N_r	Le plus important en termes de niveau dans l'OS 2. Sensibilité modérée aux défauts d'ouverture de phase
2	$3N_r$	Peu important en niveau relatif, mais très sensible aux défauts d'ouverture de phase
4	$2N_r$	Le plus important en termes de niveau dans l'OS 2. Sensibilité modérée aux défauts d'ouverture de phase
4	$8N_r$	Peu important en niveau relatif, mais très sensible aux défauts d'ouverture de phase

Ce qui est notable est que certains harmoniques sont très présents dans la mesure de la contrainte, mais ne sont pas forcément

les plus adéquats pour la détection des défauts au vu de la faible variation de leur amplitude. D'autres harmoniques ont cependant un niveau d'amplitude faible, mais présentent une forte sensibilité aux défauts électriques. Sur la figure 12, les harmoniques à forte amplitude ont été représentés.

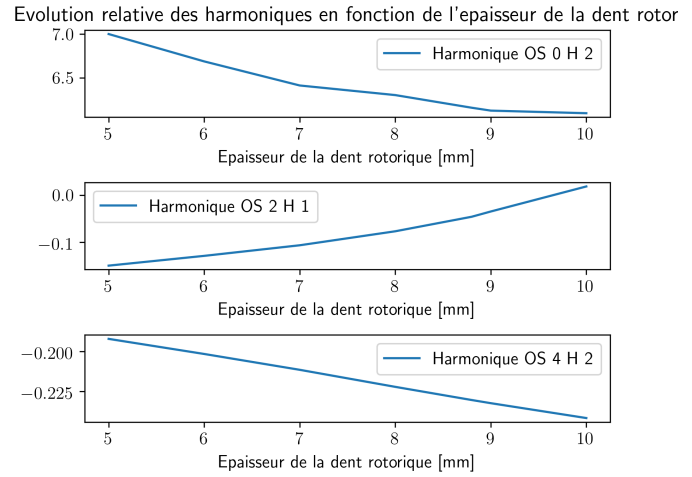


Fig. 12. Évolution des harmoniques d'intérêt par rapport au mode sain et en fonction de l'épaisseur de la dent rotorique, cas des harmoniques principaux

Sur l'ordre spatial 0 harmonique 2 et l'ordre spatial 2 harmonique 1, l'amplitude relative des harmoniques est monotone décroissante en fonction de l'épaisseur de la dent rotorique. Pour l'ordre spatial 4, cette fonction est globalement constante. Pour tous ces harmoniques, l'épaisseur de la dent rotorique n'est pas un critère de choix important ou significatif. Sur la figure 13, les harmoniques à faible amplitude ont été représentés.

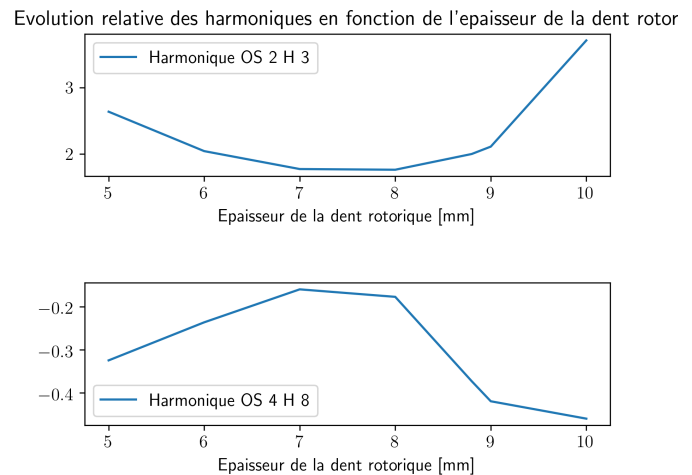


Fig. 13. Évolution des harmoniques d'intérêt par rapport au mode sain et en fonction de l'épaisseur de la dent rotorique, cas des harmoniques secondaires

Sur l'ordre spatial 2 harmonique 3 et l'ordre spatial 4 harmonique 8, l'épaisseur de la dent rotorique a une influence bien plus marquée. L'harmonique 3 de l'ordre spatial 2 est l'harmonique le plus intéressant à surveiller, car en cas de défaut l'augmentation relative de l'amplitude est la plus marquée. Si l'on considère cet harmonique pour la détection des défauts de type ouverture de phase, une grande épaisseur de dent rotorique est souhaitable ce qui est en contradiction avec le couple moyen dont la valeur optimale se situe autour de 7mm.

3.3. Caractérisation des défauts à partir des harmoniques mode-vibration, cas de deux phases ouvertes

Dans ce paragraphe, nous allons étendre la caractérisation au cas d'un défaut de type ouverture de plusieurs phases. Pour cela, nous considérons deux cas :

- L'ouverture de deux phases spatialement adjacentes, ici la phase A et la phase B
- L'ouverture de deux phases magnétiquement adjacentes (les flux sont adjacents), ici la phase A et la phase C

Sur la figure 14, l'évolution relative des harmoniques de l'ordre spatial 2 par rapport au mode sain a été représentée pour une épaisseur de la dent rotorique de 8.8mm.

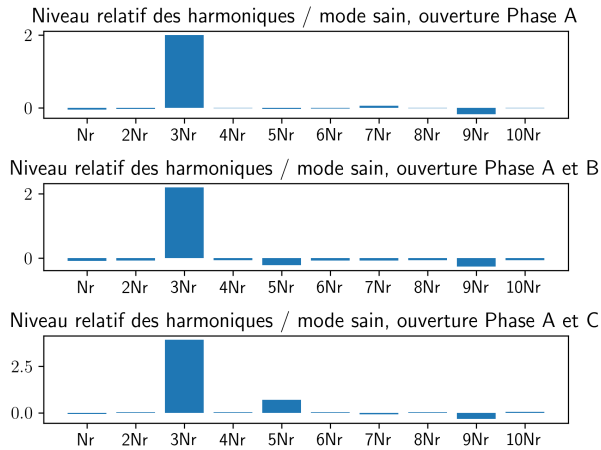


Fig. 14. Évolution des harmoniques d'ordre spatial 2 pour des défauts d'ouverture de phases

L'harmonique 3 de l'ordre spatial 2 reste l'harmonique le plus intéressant à considérer. Néanmoins, il ne donne aucune information par rapport au fait qu'il puisse y avoir un défaut ou plusieurs défauts d'ouverture de phases. Par contre, bien que son niveau soit faible, l'harmonique 5 de l'ordre spatial 2 est un marqueur intéressant pour discriminer des défauts. Il est nul pour un seul défaut puis devient négatif pour un défaut sur deux phases spatialement adjacentes et positifs pour deux phases magnétiquement adjacentes. Sur la figure 15, l'évolution relative des harmoniques de l'ordre spatial 2 par rapport au mode sain a été représentée pour une épaisseur de la dent rotorique de 8.8mm.

Pour l'ordre spatial 4, la variation des harmoniques par rapport au mode sain est plus diffuse. Plusieurs harmoniques peuvent avoir un rôle de marqueur des défauts : l'harmonique 4, 6, 8, 10. Il est dans ce cas plus difficile de considérer l'ordre spatial 4 comme un marqueur intéressant pour les défauts de type ouverture de phases. Cette différence entre les deux ordres spatiaux s'explique par la symétrie de la machine. Chaque phase possède 4 dents, et donc cette répartition géométrique favorise l'ordre spatial 4. Dans tous les défauts considérés, cette symétrie n'est pas modifiée. Les variations relatives de ses harmoniques sont donc faibles. Pour l'ordre spatial 2, c'est la dissymétrie de la géométrie de la machine à commutation de flux (20 dents au stator, 18 dents au rotor) qui permet d'exciter ce mode. Il est ainsi beaucoup plus sensible aux variations de l'alimentation de ses phases.

4. CONCLUSION

Dans cet article une caractérisation en vue d'une d'une optimisation couplée entre les paramètres magnétiques et l'amélioration de la détection des défauts a été présentée. Dans un premier temps, le type de modèle utilisé et son objectif ont été détaillés. Dans le cas présent, un modèle du type éléments fini a été choisi pour la caractérisation fine des défauts. Une validation

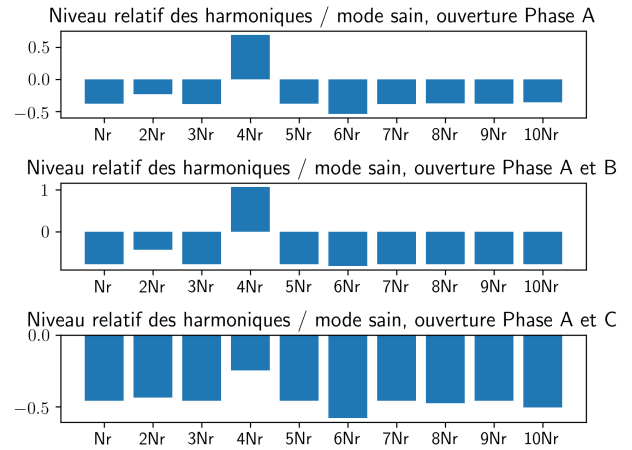


Fig. 15. Évolution des harmoniques d'ordre spatial 4 pour des défauts d'ouverture de phases

sur une machine test a été présentée afin de valider le comportement du modèle vis-à-vis d'une machine réelle. Après cette validation, ce modèle a été utilisé afin de caractériser les défauts d'ouverture de phases (une ou plusieurs) du point de vue des harmoniques des ordres spatiaux prépondérants et de les caractériser vis-à-vis d'un paramètre d'optimisation qui est la largeur de la dent rotorique. La démarche a été de chercher un paramètre d'optimisation de telle façon que le couple soit peu impacté par la variation de celui-ci, mais que l'efficacité de la détection des défauts soit améliorée. Certains points n'ont pas été présentés par souci de concision, mais néanmoins sont également intéressants :

- L'étude de l'ondulation du couple. L'ondulation du couple est très importante à considérer lorsqu'une amélioration de la contrainte d'usage est souhaitée dans un fonctionnement en mode dégradé (et notamment sa minimisation). Il est également intéressant de noter les harmoniques présents dans l'ondulation de couple (principalement l'harmonique en $2N_r$) et plus particulièrement les comparer à l'harmonique de rang $2N_r$ de l'ordre spatial 0. Il y a une corrélation forte entre ces deux harmoniques.
- La méthode de détection de ces défauts électriques à partir des harmoniques considérés. Il existe de nombreuses familles de méthode pour accomplir cette tâche. Il sera intéressant de pointer les méthodes les plus pertinentes pour la détection des défauts.
- La localisation des défauts. Peut-on à partir des harmoniques considérés être capable de localiser le défaut précisément.
- La co-optimisation magnétique vibratoire. Une optimisation globale en prenant en compte de manière supplémentaire les critères de détection et de localisation pour arriver à une amélioration globale de la résilience de la machine électrique.

5. RÉFÉRENCES

- [1] Zhu, X. and Lee, C. HT and Chan, CC and Xu, L. and Zhao, W., *Overview of Flux-Modulation Machines Based on Flux-Modulation Principle : Topology, Theory and Development Prospects*, IEEE Transactions on Transportation Electrification, 2020.
- [2] Li, Wei and Cheng, Ming, *Reliability analysis and evaluation for flux-switching permanent magnet machine*, IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 66, p. 1760-1769, 2019.
- [3] Zhang, K and Li, GJ and Zhu, ZQ and Jewell, GW, *Investigation on Contribution of Inductance Harmonics to Torque Production in Multiphase Doubly Salient Synchronous Reluctance Machines*, IEEE Transactions on Ma-

gnetics, vol. 55, p. 1-10, 2019.

- [4] Becker, F. and Scuiller, F., *Fault-tolerant control of a 7-Phase Surface-mounted PM Machine with tooth-concentrated winding*, 2020 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT), 2020.
- [5] Béthoux, O. and Labouré, E. and Berthelot, E. and Kolli, A. and De Bernardinis, A., *An advanced control for a PM synchronous motor drive in power degraded mode*, Mathematics and Computers in Simulation, 2019.
- [6] Boxriker, M. and Kolb, J. and Doppelbauer, M., *Expanding the operating range of permanent magnet synchronous motors by using the optimum number of phases*, 18th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'16 ECCE Europe), 2016.
- [7] Boxriker, M. and Kolb, J. and Doppelbauer, M., *Analytical Model of a Six-Phase PMSM for the Simulation of Stator Winding Faults on Turn Level*, IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC), 2019.
- [8] Ullah, Z. and Hur, J., *A comprehensive review of winding short circuit fault and irreversible demagnetization fault detection in pm type machines*, Energies journal, vol. 11, 2018.
- [9] Benbouzid, M., *A review of induction motors signature analysis as a medium for faults detection*, IEEE transactions on industrial electronics, vol. 47, 2000.
- [10] Nandi, S. and Toliyat, H.A. and Li, X., *Condition monitoring and fault diagnosis of electrical motors A review*, IEEE transactions on energy conversion, vol. 20, 2005.
- [11] Augeix, D., *Analyse vibratoire des machines tournantes*, Techniques de l'ingénieur Vibrations en milieu industriel, mesures, surveillance et contrôle, 2016.
- [12] Ugwiri, M. Avoci and Mpia, I. and Lay-Ekuakille, A., *Vibrations for fault detection in electric machines*, IEEE Instrumentation & Measurement Magazine, fev 2020.
- [13] Devillers, E. and Despret, G. and Hecquet, M. and Le Besnerais, J. and Lubin, T. and Lecointe, J.P., *Approche «sous-domaine vs perméance analytique» en vue de déterminer le contenu spatio-temporel des harmoniques de forces radiales d'une machine asynchrone*, SGE, 2018.
- [14] Devillers, E. and Hecquet, M. and Le Besnerais, J. and Régniez, M., *VTangential effects on magnetic vibrations and acoustic noise of induction machines using subdomain method and electromagnetic vibration synthesis*, IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), 2017.
- [15] Lanciotti, N., *Amélioration de la robustesse des machines synchrones spéciales multi phases dans un contexte de transport urbain*, Thèse de doctorat, 2018.
- [16] Boisson, J., *Modélisation analytique magnéto-acoustique des machines synchrones à commutation de flux à aimants permanents : optimisation du dimensionnement*, Thèse de doctorant, 2014.