Amélioration de la modélisation des pertes magnétiques dans les machines synchrones fonctionnant en régime de défluxage

Emmanuel Hoang, Mohamed Gabsi, Gilles Feld, Bernard Multon, Hamid Ben Ahmed

▶ **To cite this version:**

Emmanuel Hoang, Mohamed Gabsi, Gilles Feld, Bernard Multon, Hamid Ben Ahmed. Amélioration de la modélisation des pertes magnétiques dans les machines synchrones fonctionnant en régime de défluxage. électrotechnique du futur, Sep 2007, Toulouse, France. hal-00737545

HAL Id: hal-00737545
https://hal.science/hal-00737545

Submitted on 2 Oct 2012

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.

Amélioration de la modélisation des pertes magnétiques dans les machines synchrones fonctionnant en régime de défluxage

*Emmanuel Hoang**, Mohamed Gabsi*, Gilles Feld**, Bernard Multon***, Hamid Ben Ahmed****

** SATIE - ENS Cachan, ** Département EEA - ENS Cachan, *** SATIE - ENS Cachan antenne de Bretagne*

Résumé : *Les pertes magnétiques jouent un rôle primordial dans le cas des machines synchrones associées à un onduleur de tension, dans le cas où l'on souhaite maximiser la caractéristique de puissance maximale. Lors de nos travaux, nous avons constaté des écarts entre la puissance maximale convertible théorique et celle obtenue expérimentalement. Les machines supports de nos expériences sont des machines synchrones à commutation de flux à simple et à double excitation. Dans cet article, dans une première partie, sont présentés les différents modèles simples utilisés. Nous proposons une amélioration de ces modèles dans le but d'expliquer l'écart observé entre la théorie et la pratique. Le modèle amélioré reste simple. L'objectif de cette amélioration est de pouvoir expliquer des phénomènes. Le calcul des pertes fer reste un problème complexe. Le modèle amélioré nous a permis de trouver une solution passive afin d'étendre la plage de vitesse à puissance maximale.*

Mots clés : machine synchrone, défluxage, pertes fer.

1 Introduction

Les machines synchrones, à aimants permanents, à excitation bobinée ou à double excitation peuvent avantageusement être associées à un convertisseur statique, en l'occurrence un onduleur de tension, pour réaliser de l'actionnement ou de la génération d'énergie à hautes performances. L'ensemble est devenu un élément incontournable dans le domaine de la variation de vitesse des actionneurs électromécaniques. Lorsque l'on souhaite maximiser la caractéristique de puissance maximale (courbe enveloppe de puissance à tension du bus continu et courant commuté dans les semi-conducteurs limités), il est intéressant de pouvoir défluxer ce type de machines électriques. Ce défluxage est soit "naturel" (réalisé par réglage du courant d'excitation) dans le cas des machines à excitation bobinée, soit "électronique" (réalisé par contrôle de l'angle d'autopilotage) dans le cas des machines comportant des aimants permanents, ou mixte dans le cas des machines à double excitation. Dans tous les cas, le défluxage se produira dans une plage de vitesse où la fréquence est élevée et où les pertes magnétiques (fer) sont susceptibles d'être élevées, notamment par rapport aux pertes Joule.

Nous montrerons que le modèle classiquement utilisé pour représenter les pertes magnétiques ne permet pas de modéliser convenablement les phénomènes observés expérimentalement. A savoir une augmentation de la valeur des pertes fer en fonction de la vitesse, lorsque l'on convertit le maximum de puissance, tout particulièrement pour les machines aptes au défluxage c'est-à-dire celles dimensionnées pour un fonctionnement limite avec un courant égal au courant de court-circuit en régime permanent de défluxage (inductance normalisée dans l'axe direct unitaire), et ne permet pas de justifier le fait que la courbe enveloppe soit au-dessous de celle prévue.
Nous proposons, dans cet article, un nouveau modèle, valable en régime permanent, qui permet de justifier les deux phénomènes expérimentaux observés et présentés ci-dessus, à savoir l'accroissement des pertes magnétiques et la diminution de la puissance maximale convertible en régime de défluxage. Ce nouveau modèle fait intervenir un coefficient que nous allons définir et dont nous montrerons comment déterminer sa valeur en fonction du type de machine synchrone. Nous insistons sur le fait que ce modèle est surtout un modèle représentatif qu'il faut utiliser en connaissance de cause.

2 Présentation des modèles classiques

2.1 Modèle sans pertes de Behn Eschenbourg

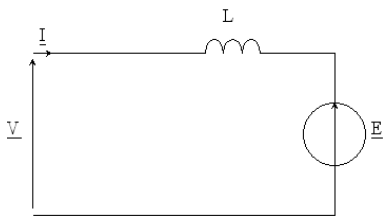

Figure 1 : Modèle de Behn Eschenbourg

Avec ce modèle, on montre que la puissance convertible (courbe enveloppe) est bornée et que son extension maximale en régime de défluxage est obtenue lorsque l'angle de déphasage entre V et E est de 90°, à amplitude de V et excitation données.

2.2 Modèle avec pertes Joule et fer

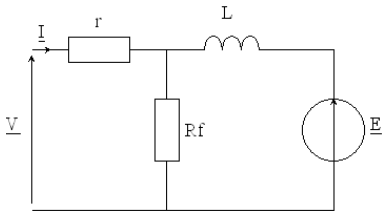

Figure 2 : Modèle linéaire avec pertes

La résistance R_f modélise bien les pertes par courants induits (Foucault) dans la mesure où la tension à ses bornes représente la dérivée du flux total (réaction d'induit et flux inducteur) et que la répartition du champ dans les différentes parties de la machine ne varie pas avec son état magnétique (non linéarités magnétiques et effets de peau négligeables). En outre, elle modélise assez mal les pertes par hystérésis qui nécessiteraient une résistance variable avec la fréquence.
Avec ce modèle, on montre que la puissance maximale convertible (notée puissance électromagnétique sur la figure 3) reste constante selon la vitesse de rotation (courbe de couleur orange sur la figure ci dessous). La différence entre la modélisation et l'expérimentation (courbe de couleur bleue ci dessous) est suffisamment élevée pour que l'on s'interroge sur la validité de la modélisation. Notons qu'en considérant une résistance R_f constante, les pertes magnétiques sont surestimées à cause de la part due à l'hystérésis.

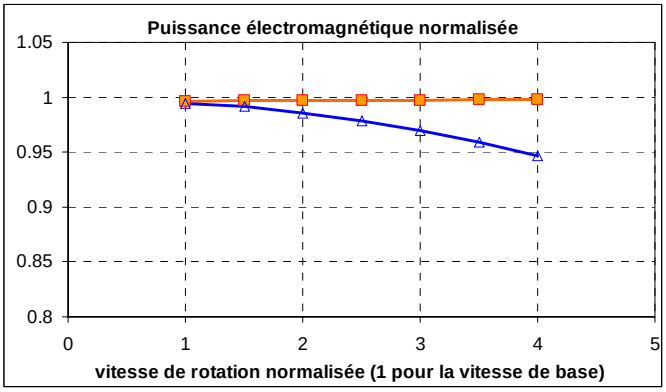

Figure 3 : Comparaison des puissances convertibles (modèle et expérience)

2.3 Modèle dans le plan à deux axes

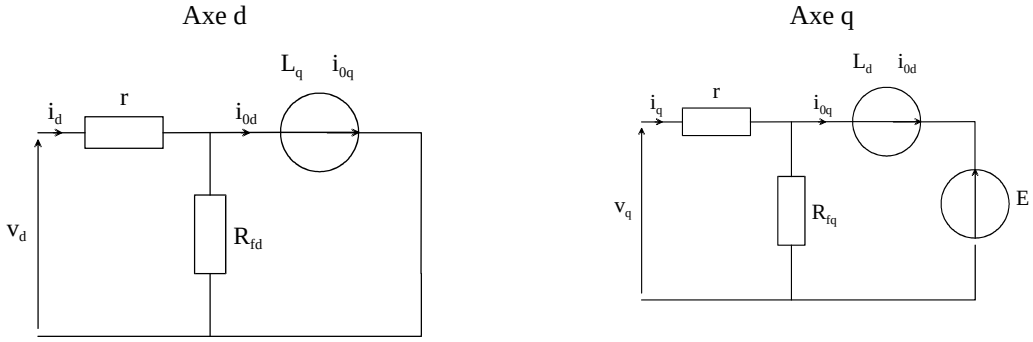

Figure 4 : Modèle de Park avec pertes Joule et magnétique

Ce modèle ne permet pas, non plus, de répondre aux phénomènes physiques observés. De plus, dans le cas d'une machine où l'excitation est réglable, on montre qu'avec ce modèle les pertes fer restent constantes sur toute la plage de vitesse où on cherche la puissance convertible maximale à tension fixée, contrairement à la réalité où on constate qu'elles augmentent.. Par exemple dans le cas de l'association de cette machine avec un redresseur à diodes, la tension côté continu est fixe, ce qui implique que la tension côté alternatif est à amplitude fixe, sur une plage de vitesse à puissance convertie constante, les pertes fer varient avec la vitesse de rotation.

3 Présentation du nouveau modèle

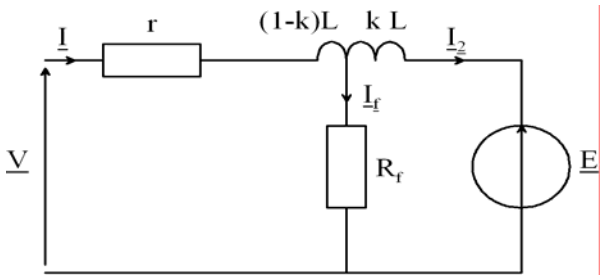

Figure 5 : Nouveau modèle linéaire avec prise en compte des pertes

Ce modèle permet de justifier le fait que la puissance maximale convertible ne soit pas constante en fonction de la vitesse mais qu'elle est décroissante (courbe de couleur bleue sur la figure 3 ci-dessus). Ce modèle permet aussi de prendre en compte de manière plus précise les pertes fer et ainsi de mieux appréhender les paramètres de la commande (voir la figure ci-dessous) pour une machine synchrone à double excitation. Sur la figure 6, nous avons calculé la puissance convertie et les pertes fer pour une machine à double excitation dans le cas d'une alimentation en tension. Dans ce calcul, le coefficient ''k'' a une valeur de 0,5.

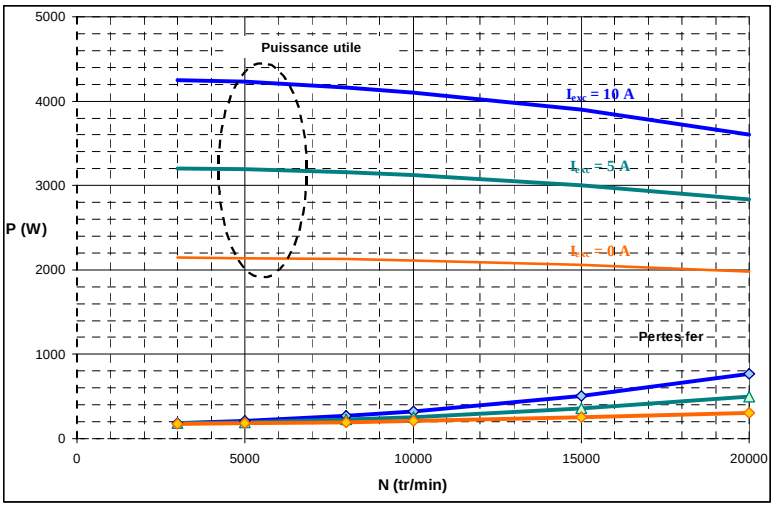

Figure 6 : Puissances convertibles et pertes fer pour une machine synchrone à double excitation pour trois valeurs du courant d'excitation

Il est à noter que la séparation de l'inductance cyclique en deux éléments permet de justifier le fait que les pertes fer ne dépendent pas uniquement du flux total embrassé par le bobinage d'induit. En particulier, les flux de fuites ne contribuent pas directement aux pertes fer globales (dans les circuits magnétiques communs) mais peuvent donner lieu à des pertes magnétiques dans le cuivre et les variations d'induction locales, qui ne sont pas uniquement à la fréquence du fondamental ne sont pas bien représentées par ce modèle.
La détermination du coefficient "k" du modèle peut se faire de manière expérimentale. Pour cela, on peut comparer les pertes fer en mode génératrice en circuit ouvert et celles en mode génératrice en court-circuit (voir figure 19).

4 Détermination expérimentale de la puissance convertible

La réflexion sur une nouvelle modélisation des pertes fer dans le cas des machines synchrones associées à un onduleur de tension en régime de défluxage nous a été imposée par les résultats expérimentaux que nous avons obtenus sur deux types de machines synchrones. La première est une machine à commutation de flux à simple excitation à aimants permanents [7] et [8]. La seconde est une machine à commutation de flux à double excitation [9] et [10]. Nous présentons ces deux machines ainsi que les résultats expérimentaux obtenus relatifs à la question qui nous occupe.

4.1 Machine synchrone à commutation de flux à aimants permanents

4.1.1 Présentation

Nous pouvons voir, à l'aide de la figure 7, le principe de fonctionnement de cette machine. Selon la position du rotor (partie mobile), le flux de l'aimant dans le bobinage peut être compté positif ou négatif, il est donc alternatif.

A partir de la cellule élémentaire, nous avons réalisé un prototype (fig.8), selon des règles établies dans [8]. Cette machine est constituée d'un stator comprenant les bobinages de l'induit et les aimants permanents réalisant la fonction inducteur. Le rotor, qui est la partie tournante, est constitué d'un simple empilement de tôles ferromagnétiques. Le prototype est une machine triphasée comprenant 12 aimants. Chaque phase est donc constituée de 4 aimants et de 4 bobinages concentriques.

Le rotor comprend 10 dents, ce qui permet de relier la fréquence de rotation mécanique à la fréquence des grandeurs électriques ($f_{elec} = 10\ f_{mec}$).

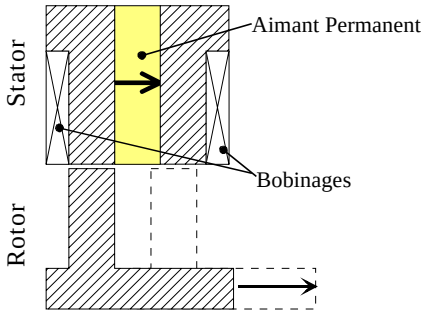

Figure 7 : Cellule élémentaire

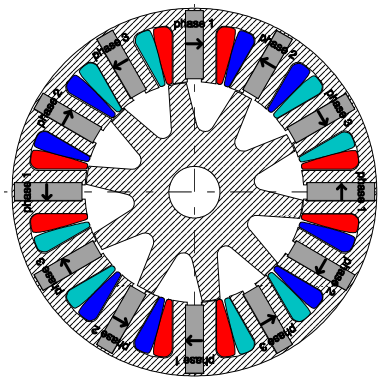

Figure 8 : Section du prototype triphasé

Le calcul des flux à vide, effectué à l'aide d'un logiciel E.F.2D, permet de constater que nous avons bien à faire à une machine triphasée à flux inducteur sinusoïdal, en effet, la fem mesurée sur le prototype, est proche d'une sinusoïde (voir fig.9). Cette machine, possède un rotor passif, mécaniquement robuste, ce qui autorise des vitesses de rotation élevées. Les parties actives (bobinages et aimants) se trouvent au stator (fixe), ce qui facilite les transferts thermiques. Associée à un onduleur de tension, cette machine, dont la réaction d'induit peut être élevée et aisément ajustée, possède une très bonne aptitude au défluxage soit une courbe enveloppe de puissance plate sur une plage de vitesse théoriquement infinie. Seules les pertes magnétiques et les pertes de ventilation viennent dégrader les performances de l'ensemble onduleur – machine [7].

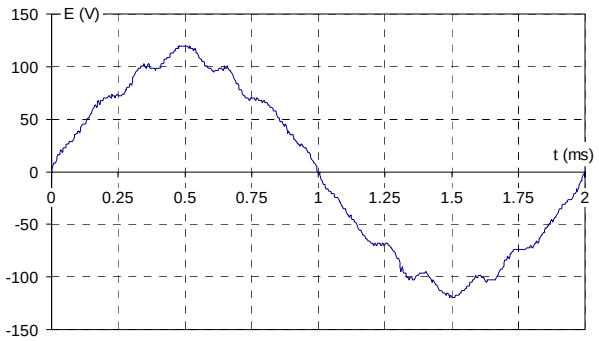

Figure 9 : FEM mesurée à 3000 tr/min

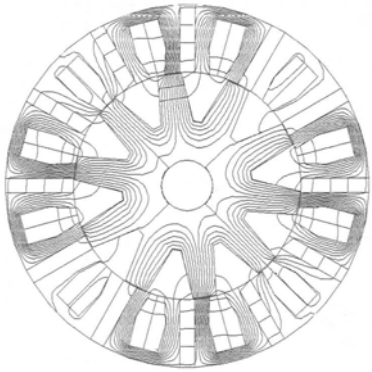

Figure 10 : Lignes de flux pour I_d seul

La structure de la machine fait que la réaction magnétique d'induit nécessaire au défluxage électronique ne démagnétise pas les aimants. Sur la figure 10, sont représentées les lignes iso-flux lorsque l'on applique uniquement une composante démagnétisante de courant dans l'axe direct.

R_q : Certaines caractéristiques de la machine sont précisées dans l'annexe.

4.1.2 Résultats expérimentaux

L'ensemble convertisseur - machine est un montage classique représenté à la figure suivante. Le contrôle des courants se fait à l'aide de comparateur à hystérésis.

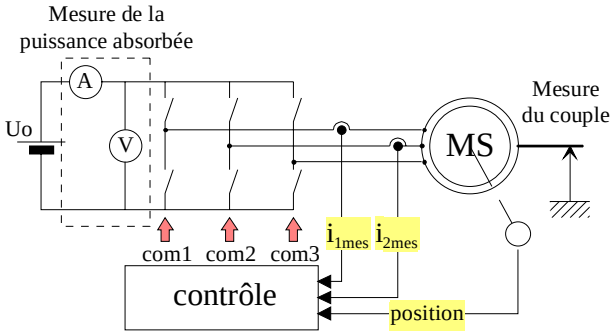

Figure 11 : Ensemble de conversion d'énergie

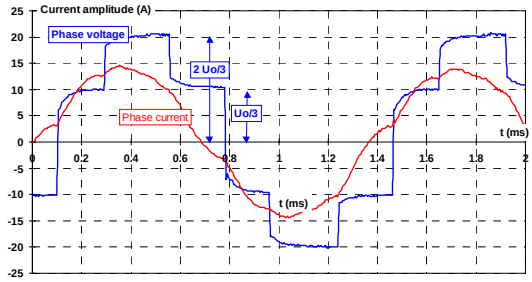

Figure 12 : Tension maximale (pleine onde) et courant à haute vitesse

La génération des consignes de courants est réalisée à l'aide d'une carte DSPACE 1102 associée au logiciel SIMULINK de MATLAB. Avec ce type de contrôle, il est possible de réguler le courant de manière sinusoïdale par MLI en fourchette de courant. Cette commande permet de contrôler l'ondulation du courant, mais la fréquence de découpage varie avec la tension d'alimentation et les inductances de la machine. Aux basses vitesses, le courant est bien régulé. Aux hautes vitesses, la tension maximale est appliquée et le courant est seulement limité par les fem et les impédances de la machine (fig. 12).

Sur la figure suivante, nous avons représenté la puissance et le couple (mécaniques utiles), mesurés à l'aide d'un montage balance et d'un capteur de force monté sur le stator.

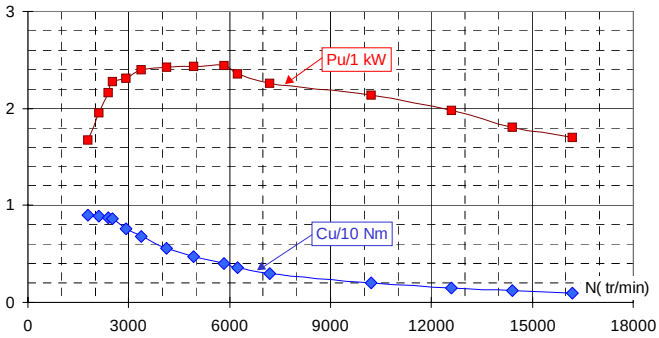

Figure 13 : Performances sous U_0 = 350 V et Î = 25 A

Un courant crête de 25 A correspond à une densité efficace de courant de 8,3 A/mm^2 et à une densité linéique de courant de 20,4 kA/m.

4.2 Machine synchrone à commutation de flux à double excitation

4.2.1 Présentation

Cette machine utilise le même principe de fonctionnement (commutation de flux) que la machine à précédente. Un bobinage, fixe, situé au stator, permet de moduler le flux inducteur résultant (figure 14). Nous avons donc, une machine synchrone à commutation de flux à excitation hybride [9]. Un prototype a été réalisé [10] et est présenté à la figure 15.

De la même manière que pour la machine à simple excitation précédente, toutes les parties actives sont situées au stator, ce qui est thermiquement avantageux et le rotor reste constitué d'un simple paquet de tôles ferromagnétiques, enfin les caractéristiques électriques (courant de court circuit à excitation maximale inférieur au courant thermique) sont favorables au défluxage électronique.

On peut voir le premier intérêt de la double excitation dans la possibilité de régler l'amplitude des fem (voir figure 16). La partie de l'excitation réglable permet, aussi, lorsque l'on ne cherche pas à obtenir les performances maximales (en couple ou en puissance) de diminuer la valeur des pertes fer (voir figure 17). Les résultats expérimentaux présentés sur cette figure ont été obtenus à l'aide du banc expérimental présenté à la figure 18. Sur ce banc, à la machine synchrone est accouplée une machine asynchrone (6,4 kW ; 1500 tr/min ; N_{max} = 15000 tr/min) alimentée par un variateur industriel (Altivar 71 de Schneider ; commande en U/f classique). C'est le même bus continu (300 V) qui alimente les deux convertisseurs. Ce montage permet de tester la machine en moteur ou en générateur et surtout permet de n'absorber au réseau que la somme des pertes. Il permet, et c'était l'objectif de ce montage, de régler la fréquence de rotation avec la charge. Les interrupteurs K_{MAS} et K_{MS} ainsi que l'accouplement A, permettent d'obtenir différentes configurations expérimentales.

Pour la mesure de la puissance utile, un montage balance de la machine a été réalisé. La mesure des pertes fer est obtenue en effectuant un bilan des puissances. Les pertes mécaniques ont été préalablement déterminées avec la machine synchrone sans ses aimants permanents.

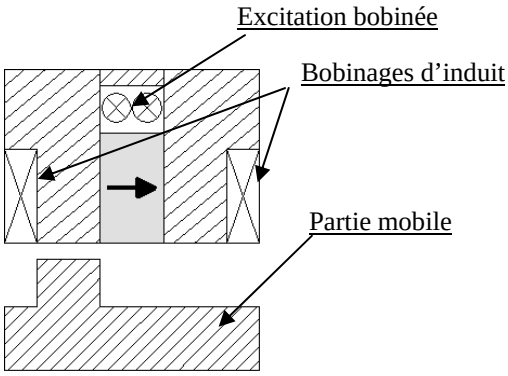

Figure 14 : Cellule élémentaire

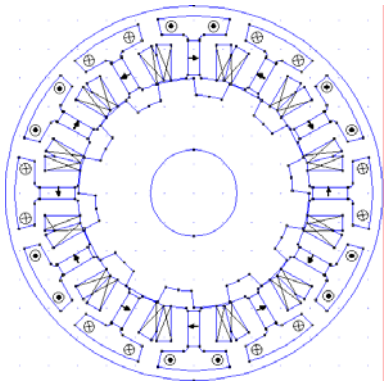

Figure 15 : Section du prototype triphasé

4.2.2 Résultats expérimentaux

Il faut noter que le prototype à commutation de flux et à double excitation a été réalisé avec des tôles de 0,5 mm, alors que le prototype à simple excitation (précédent) l'a été avec des tôles de 0,35 mm. L'importance relative des pertes fer s'en trouve accrue. L'objectif de la réalisation du prototype à double excitation était de montrer l'intérêt du réglage de l'excitation. Cela nous a permis de valider son rôle dans la conversion d'énergie et plus particulièrement sur le niveau des pertes fer.

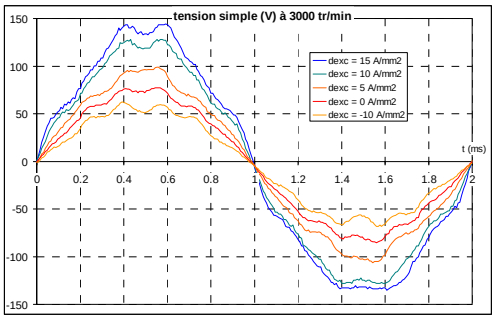

Figure 16 : FEM mesurée à 3000 tr/min

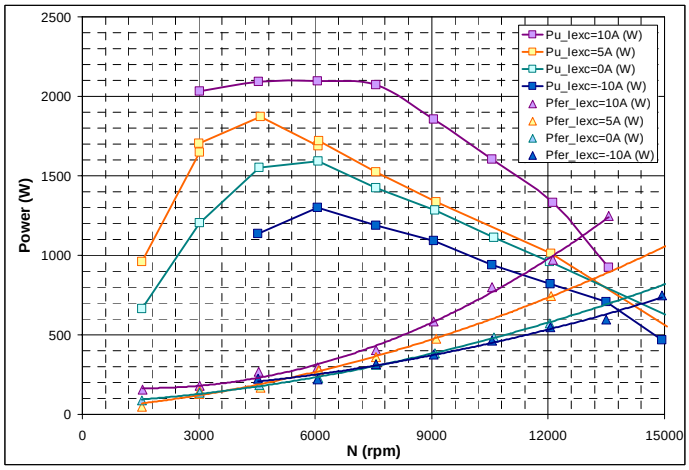

Figure 17 : Puissances converties et pertes fer pour 4 courants d'excitation

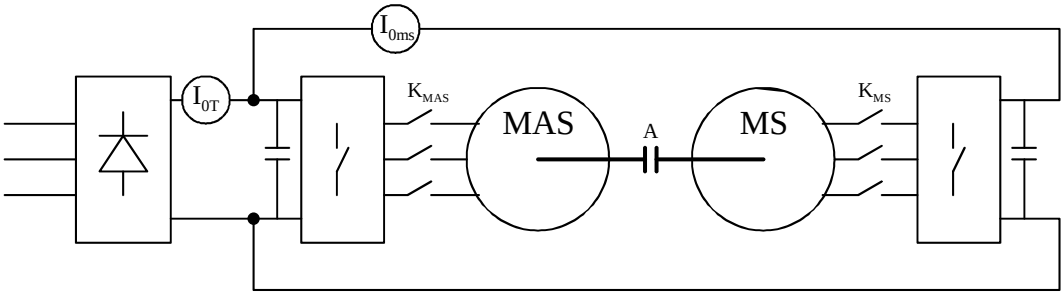

Figure 18 : Montage expérimental de mesure des pertes

4.3 Discussion

Pour les deux machines synchrones à commutation de flux, nous avons constaté (figures 13 et 17) que la puissance maximale convertible n'était pas constante alors que nous avions la possibilité d'injecter le courant démagnétisant. Nous avons donc mené une réflexion débutée en 2000 [7] sur l'influence des pertes fer sur les

courbes enveloppes de puissance en régime de défluxage. Les articles de [2] à [6] ainsi que d'autres travaux non cités dans cette bibliographie, nous ont amenés à proposer le modèle de la figure 5.
Pour les machines à commutation de flux, où toutes les parties actives sont situées au stator, le coefficient ''k'' du modèle est souvent très inférieur à 1.Pour les machines synchrones à aimants permanents déposés en surface du rotor, ce coefficient est proche de l'unité. Pour des machines synchrones à aimants permanents ''enterrés'' au rotor, ce coefficient a une valeur comprise entre zéro et l'unité. Des mesures de pertes fer en circuit ouvert (open circuit) et en court circuit doivent permettre de préciser sa valeur.

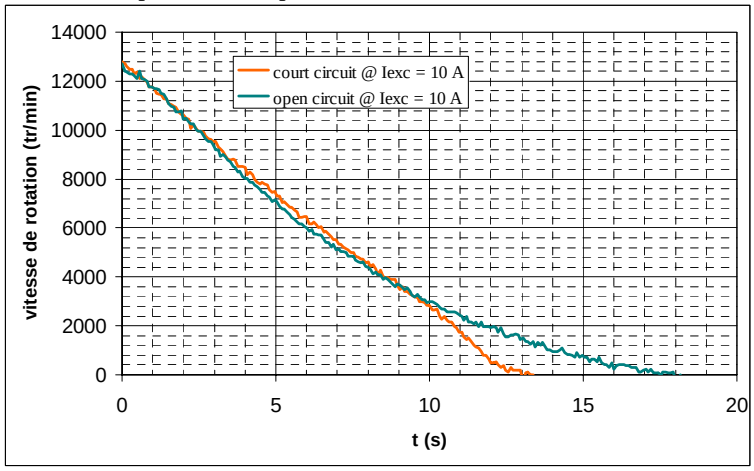

Figure 19 : Essais de lâcher en court circuit et en circuit ouvert

R_q : Certaines caractéristiques de la machine sont précisées dans l'annexe.

5 Extension de la plage de vitesse à puissance constante

Sur la figure 17, nous pouvons constater que la puissance maximale utile (puissance convertie) est loin d'être constante sur une plage de vitesse infinie. Nous avons cherché une solution passive, à faible coût (prix, volume) nous permettant d'étendre la courbe enveloppe de puissance convertie. Grâce au modèle simple amélioré, nous proposons une solution qui consiste à placer un filtre (passif) entre l'onduleur et la machine, comme présenté à la figure 20 (3 inductances de 500 µH - 10 A et 6 condensateurs plastiques 680 nF – 650 V).

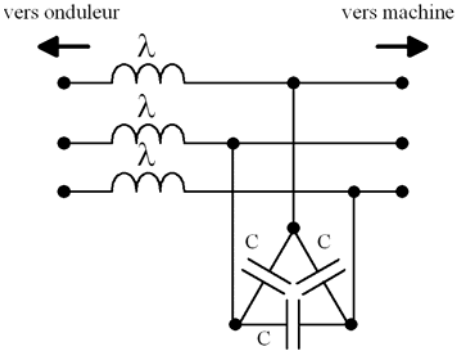

Figure 20 : Structure du filtre

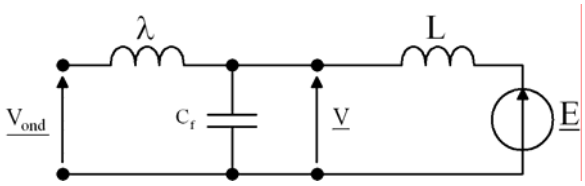

Figure 21 : Schéma équivalent monophasé

$$\underline{V} = \left(\frac{L}{\lambda + L}\right) \frac{\underline{V_{ond}} + \frac{\lambda}{L}\underline{E}}{1 - \frac{\lambda L}{\lambda + L} C_f \omega^2}$$

L'alimentation de la machine se fait maintenant (au-delà de 6000 tr/min) en tension (pleine onde).
Le filtre est calculé de tel manière à permettre une amplification des tensions issues de l'onduleur au delà de la vitesse à partir de laquelle la puissance convertie commence à décroître. Ceci doit se faire dans une certaine plage de vitesse qui est définie à sa limite basse par le tiers de la fréquence de résonance, car en dessous on risque d'amplifier la composante harmonique trois, et à sa limite haute par la tension aux bornes de la machine et aux bornes des condensateurs. La valeur des inductances du filtre doivent être de l'ordre du dixième de la valeur des inductances cycliques (voir figure 21 et la formule associée). Dans notre cas, l'inductance cyclique est de l'ordre de 5 mH.
Sur la figure 23, nous présentons la puissance convertie maximale avec et sans filtre. Nous pouvons constater que grâce au filtre passif, la puissance convertie par la machine reste quasiment constante sur une plage de vitesse plus étendue ou du moins ne décroît pas.

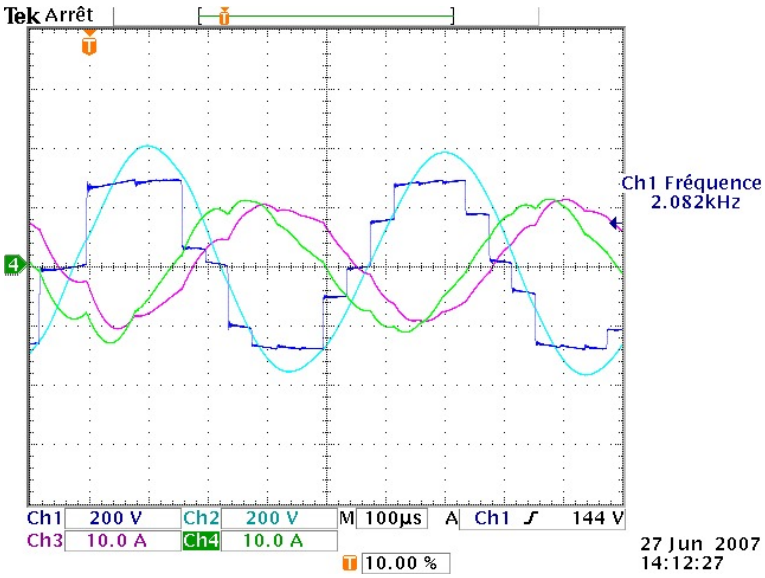

Figure 22 : Relevés à 12000 tr/min. Ch1 : tension entre phases de l'onduleur. Ch2 : tension entre phases aux bornes de la machine. Ch3 : courant dans une phase de la machine. Ch4 : courant dans l'ensemble des deux condensateurs en parallèle.

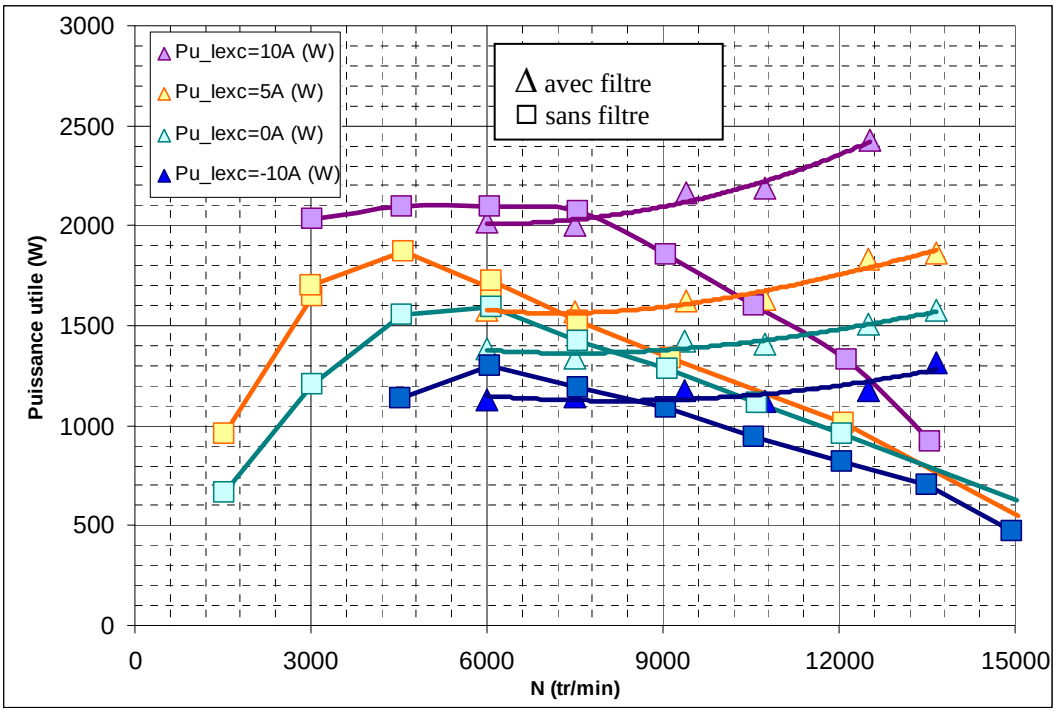

Figure 23 : Puissances converties maximales avec une commande en tension pour 4 valeurs du courant d'excitation avec et sans filtre.

6 Conclusion

Dans cet article, nous proposons une amélioration de la modélisation électromagnétique des machines synchrones à aimants permanents, à excitation bobinée ou à double excitation associées à un onduleur de tension et pouvant fonctionner en régime de défluxage. Pour ce système électrotechnique, nous nous sommes posés deux questions. La première : Comment se fait il que la puissance utile convertible ne soit pas pas constante pour une machine synchrone alimentée en tension, alors que toutes ses caractéristiques devraient le permettre ? La deuxième : Comment étendre la courbe enveloppe de puissance convertible ? Cette nouvelle modélisation, qui se veut simple, et surtout représentative, permet de quantifier l'écart entre la courbe enveloppe de la puissance maximale convertible sans pertes et celle avec pertes. Elle permet aussi de déterminer les pertes fer en régime de défluxage en fonction des paramètres de commande. Il est nécessaire d'étudier la sensibilité du coefficient ''k'' en fonction des caractéristiques de fonctionnement (vitesse, paramètres de commande ;;;) et d'introduire la partie

des pertes par hystérésis dans la résistance Elle nous a permis aussi, de trouver une solution simple pour maximiser la caractéristique de puissance maximale.

7 Annexes

Caractéristiques électriques de la machine à commutation de flux à aimants permanents

Flux total par phase	34 mWb
résistance d'une phase (25°C)	0,21 Ω
Inductance dans l'axe d	L_d = 3,6 mH
Inductance dans l'axe q	L_q = 2,7 mH

Caractéristiques électriques de la machine à commutation de flux à double excitation

Flux total par phase à I_{exc} = 0 A	24 mWb
Flux total par phase à I_{exc} = 10 A	42 mWb
résistance d'une phase (25°C)	0,48 Ω
Inductance cyclique à I_{exc} = 0 A	L = 4,7 mH
Inductance cyclique à I_{exc} = 10 A	L = 6,1 mH

8 Bibliographie

[1] B. Multon, J. Lucidarme, L. Prévond. "*Analyse des possibilités de fonctionnement en régime de désexcitation des moteurs à aimants permanents*".
Journal de Physique III , France, vol 5, Mai 1995, pp.623-640.

[2] F. Magnussen, Y.K. Chin, J. Soulard, A. Broddefalk, C. Sadarangani. "*Iron losses in salient permanent magnet machines at field-weakening operation*".
IEEE IAS meeting Conf. 2004, 3-7 october 2004, pp. 40-47.

[3] O. Aglén. ''*Loss calculation and thermal analysis of a high-speed generator*''
Electric Machines and Drives Conference, 2003. IEMDC'03

[4] Z.Q. Zhu, Y.S. Chen, D. Howe. "*Comparative study of iron losses in different PM brushless AC machines under flux weakening control*". ICEM meeting Conf. 2005.

[5] M. Tursini, R. Petrella, F. Parasiliti. "*A differential approach to resistive parameters identification in salient rotor PM synchronous motors*". ICEM meeting Conf. 2005.

[6] Y. Amara, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lécrivain, F. Chabot.
"*Machines synchrones à double excitation*"
Revue RIGE vol. 7, N°1-2, 2004, pp:163-199.

[7] E. Hoang, M. Gabsi, M. Lécrivain, B. Multon. "*Influence of Magnetic Losses on Maximum Power Limits of Synchronous Permanent Drives in Flux Weakening Mode*".
IEEE IAS meeting Conf., october 2000, Roma, pp. 1: 299-303.

[8] E. Hoang, Y. Amara, M. Lécrivain, M. Gabsi. ''*Machine synchrone à aimants permanents. Structure à commutation de flux. Principes et résultats expérimentaux*''
Congrès électrotechnique du futur 2001, Nancy.

[9] E. Hoang, M. Lécrivain, M. Gabsi
''*Machine électrique à commutation de flux et à double excitation*''
Brevet n° de dépôt FR0602058, déposant : CNRS, 8 mars 2006.
Extension internationale n° PCT/EP2007/052167, 8 mars 2007

[10] E. Hoang, M. Lécrivain, M. Gabsi
''*A new structure of a switching flux synchronous polyphased machine with hybrid excitation*''
Congrès EPE 2007, 2-5 sept.2007, Aalborg, Denmark.