

Proposition pour accroître la puissance convertible par un ensemble onduleur de tension – machine synchrone à commutation de flux à double excitation dans une application motorisation de véhicule hybride ou électrique

Emmanuel HOANG, Benjamin GAUSSENS, Michel LECRIVAIN, Mohamed GABSI
SATIE-ENS Cachan

RESUME - Les machines synchrones associées à leur onduleur de tension sont généralement pilotées en courant. Dans cet article, nous nous intéressons à la commande en pleine onde de tension. La seconde partie décrit les performances attendues avec ce mode de commande. Dans la troisième partie, nous présentons une machine synchrone à commutation de flux à double excitation (MSCFDE), dont les caractéristiques en font une candidate potentielle pour la motorisation électrique des véhicules hybrides ou électriques. Dans la quatrième partie, sont présentés les résultats expérimentaux de cette MSCFDE comportant des aimants permanents ferrite ($B_r = 0,4T$), alimentée en pleine onde de tension, pour convertir le maximum de puissance. Dans la dernière partie, nous présentons deux solutions originales, pour accroître cette puissance maximale convertible.

Mots-clés— machine synchrone à commutation de flux à double excitation, commande en tension, conversion maximale de puissance.

1. INTRODUCTION

Avec le développement des applications à vitesse variable, les machines électriques doivent être en mesure de fournir un couple élevé à bas régime, avec un $\cos\phi$ aussi proche que possible de l'unité, et tourner à haute vitesse avec le plus grand rendement possible, avec des contraintes sur son coût et son volume.

Pour surmonter ce problème, la machine synchrone à commutation flux à double excitation (MSCFDE) [1] est intéressante car elle permet d'atteindre des performances en couple comparables aux meilleures machines synchrones à aimants permanents et minimise les pertes fer à haute vitesse grâce à son système d'excitation hybride.

Comme les autres machines alternatives (asynchrones et synchrones), cette machine est associée, dans les structures classiques de conversion d'énergie, à un onduleur de tension classique à deux niveaux.

A faible vitesse de rotation pour la commande en couple, une commande en courant est nécessaire pour minimiser les pertes et l'ondulation de couple, et maximiser le facteur de puissance ($\cos\phi$ en sinus). Pour des vitesses plus élevées, une commande en pleine onde de tension maximise la puissance convertie. Cette commande ne nécessite pas de circuits de régulation de tension, il n'y a pas de commande MLI et les

courants sont de forme sinusoïdale, car ils sont filtrés avec les impédances (inductives) de la machine.

Cette commande en pleine onde de tension permet aussi de minimiser les pertes dans le fer. En fait, les courants absorbés créent une réaction magnétique d'induit qui tient compte de toutes les composantes harmoniques de tension.

Dans la partie 2, il est rappelé quelques éléments de la théorie pour comprendre la commande en tension, et nous montrons que cette commande permet d'obtenir une conversion de puissance maximale.

La partie 3 décrit la MSCFDE avec aimants permanents ferrite.

La partie 4 décrit les performances obtenues avec cette machine commandée avec une commande en pleine onde de tension.

Enfin, dans la partie 5, nous présentons deux solutions originales pour augmenter la puissance convertie et ainsi d'augmenter la plage de vitesse de fonctionnement.

2. ÉLÉMENTS DE THEORIE DE LA COMMANDE EN TENSION

Dans un véhicule hybride ou électrique, la chaîne de conversion de l'énergie est classiquement constituée par l'association d'une batterie d'accumulateurs, considérée en première approche comme une source de tension, d'un convertisseur d'électronique de puissance et d'une machine électrique (ME). Actuellement, la majorité des ME utilisées dans cette application sont des machines alternatives triphasées et le convertisseur d'électronique de puissance est un onduleur de tension (ODT). Le dimensionnement de ce convertisseur d'électronique de puissance est fait connaissant la valeur de la tension du bus DC (tension de la batterie d'accumulateurs) et connaissant la valeur efficace, en régime permanent, des courants fournis à la ME.

Pour adapter la ME à l'ODT, nous disposons d'un paramètre qui est le nombre de spires des bobinages constituant les différentes phases.

La commande classique est une commande en courant. Ce qui signifie que l'on pilote en courant l'ODT à l'aide de boucles d'asservissements en courant. Bien sûr, cela nécessite l'utilisation de capteurs de courant. Lorsque la vitesse de rotation augmente, les forces électromotrices (FEM) créées dans la machine augmentent ce qui nécessite d'augmenter les

tensions délivrées par l'ODT. Et à une certaine vitesse les amplitudes de ces tensions sont limitées compte tenu de la valeur de la tension du bus DC. Cette vitesse est nommée, classiquement, vitesse de base. Au-delà de cette vitesse, la ME va fonctionner en régime de défluxage [2], [3], [4].

Dans ce régime de fonctionnement, la valeur efficace des tensions délivrées par l'ODT sont limitées par la valeur de la tension du bus DC :

- $\frac{U_{DC}}{2\sqrt{2}}$ dans le cas d'une MLI sinus ;
- $\frac{4}{\pi} \frac{U_{DC}}{2\sqrt{2}}$ dans le cas d'une commande en pleine onde

La puissance convertible par la ME associée à l'ODT est limitée à une valeur définie par la valeur efficace des tensions délivrées par l'ODT et par la valeur efficace du courant de court-circuit, caractéristique de la ME, dans le cas où cette dernière est une machine synchrone (MS).

Dans le cas d'une MS triphasée et en faisant l'hypothèse que cette machine est non saturée et à pôles lisses, nous pouvons établir l'expression de la puissance convertie :

$$P = 3 V I \cos\varphi = 3 V \frac{E}{L \omega} \sin\delta \quad (1)$$

Avec V , valeur efficace d'une tension phase-neutre, I , valeur efficace du courant dans une phase, φ , déphasage entre \underline{V} et \underline{I} (notation en complexe), E , valeur efficace de la FEM, L , valeur de l'inductance cyclique, ω , valeur de la pulsation électrique et δ , décalage angulaire entre \underline{E} et \underline{V} .

De plus, nous pouvons écrire, en négligeant les chutes de tension ohmiques :

$$\frac{E}{L \omega} = I_{cc} \quad (2)$$

Avec I_{cc} , valeur efficace du courant de court-circuit.

Ce qui nous permet d'exprimer la puissance maximale convertible par :

$$P_{max} = 3 V I_{cc} \quad (3)$$

Remarque : La valeur de I_{cc} est égale au produit de la densité de courant de court-circuit par la section d'un conducteur. Et cette section est, au coefficient de remplissage près, égale à la section bobineable divisée par le nombre de conducteur (n).

Cela signifie qu'il est possible d'augmenter la puissance convertible maximale en diminuant le nombre de spires !

Pour convertir la puissance maximale, l'angle δ a une valeur de 90° . Nous avons donc :

$$V^2 + E^2 = (L\omega I)^2 \quad (4)$$

Nous pouvons exprimer la valeur efficace du courant I par :

$$I = I_{cc} \sqrt{1 + \left(\frac{V}{E}\right)^2} \quad (5)$$

Comme:

$$E = n \phi \omega \quad (6)$$

Avec n , nombre de spires du bobinage et ϕ , valeur efficace du flux. L'expression de I devient :

$$I = I_{cc} \sqrt{1 + \left(\frac{V}{n \phi \omega}\right)^2} \quad (7)$$

La pulsation électrique à la vitesse de base est donnée par :

$$\omega_b = \frac{V}{n \phi} \quad (8)$$

Donc:

$$I = I_{cc} \sqrt{1 + \left(\frac{\omega_b}{\omega}\right)^2} \quad (9)$$

Le $\cos\varphi$, à puissance convertie maximale, est :

$$\cos\varphi = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\omega_b}{\omega}\right)^2}} \quad (10)$$

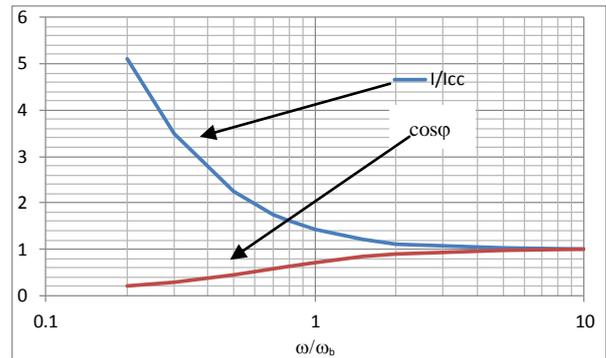


Fig.1: Evolution de la valeur efficace du courant, relativement à la valeur efficace du courant de court-circuit et du $\cos\varphi$ en fonction de la vitesse de rotation, exprimée au travers de la pulsation électrique relative (prise par rapport à la pulsation électrique à la vitesse de base).

La diminution du nombre de spires entraîne, cependant, une augmentation de la valeur efficace du courant ce qui se traduit par une détérioration de la valeur du $\cos\varphi$.

Ce changement de la valeur du nombre de spires doit pouvoir se faire de manière dynamique, soit par un changement de la configuration des bobinages (par ex. demi bobinages en parallèle ou en série), soit par l'introduction d'un transformateur entre l'onduleur de tension et la machine synchrone. Ce sont ces solutions que nous avons développées et que nous présentons par la suite.

Ces solutions sont utilisables pour toutes les machines synchrones associées à un onduleur de tension.

Dans cet article, nous nous intéressons plus particulièrement à la machine synchrone à commutation flux à double excitation (MSCFDE) pour deux raisons :

- Cette structure de machine est potentiellement intéressante pour les applications véhicule hybride ou véhicule électrique ;

- Nous disposons au laboratoire d'un prototype de cette machine, réalisée en collaboration avec la société Leroy-sommer groupe Emerson, sur lequel nous avons pu mettre en œuvre les solutions proposées.

3. MACHINE SYNCHROME A COMMUTATION DE FLUX DOUBLE EXCITATION

3.1. Présentation

Pour présenter le principe de fonctionnement, nous nous appuyons sur la description d'une cellule élémentaire comme indiqué à la Fig. 2.

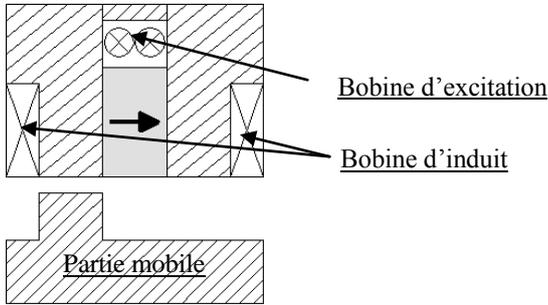


Fig.2: Présentation d'une cellule élémentaire.

Cette structure particulière utilise le principe de la commutation de flux, créé par le mouvement de la partie mobile. Elle garde l'avantage de la simplicité de réalisation de la partie mobile (rotor dans une machine tournante), qui autorise des vitesses de rotation élevées. Il est à noter qu'une concentration de flux peut être aisément réalisée en agissant sur la forme des aimants (pièce rectangulaire grisée, sur la Fig. 2, avec une flèche indiquant l'orientation de l'aimantation).

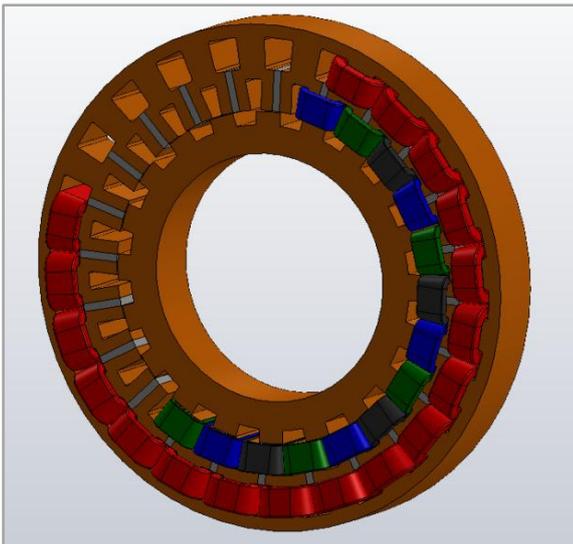


Fig.3a: Présentation du prototype de mscfde 24-20.



Fig.3b: Photo du stator du prototype de mscfde 24-20.

Dans ce type de machine électrique, les bobines d'induit et les bobines d'excitation sont situées sur la partie fixe. Cette particularité peut être, dans certaines applications, un avantage du point de vue électrique (simplicité de la connectique, pas de système bague-balais) et un avantage du point de vue thermique (les pertes sont évacuées par conduction thermique).

Le prototype réalisé (cf. Fig. 3a et 3b) est une MS triphasée contenant 24 cellules élémentaires. Chaque phase d'induit est constituée par la mise en série de 8 bobines concentriques. Le rotor comporte N_r dents (ici $N_r = 20$). Comme dans une machine à commutation de flux, la relation entre la fréquence de rotation mécanique, notée F , et la fréquence électrique, notée f , est donnée par la relation : $f = N_r F$.

3.2. Principe du fonctionnement de l'excitation hybride

Comme dans une machine à commutation de flux, c'est la position de la partie mobile qui impose le passage du flux dans les bobines d'induit. La bobine d'excitation, alimentée par un courant DC, permet, elle, de moduler l'amplitude de ce flux, comme indiqué aux Fig. 4a à 4d.

A la Fig. 5, nous présentons les valeurs des amplitudes des flux (flux maximum), en fonction de la valeur de la densité du courant continu du circuit d'excitation. Ce prototype a fait l'objet de différentes études, ainsi, nous présentons les résultats pour deux types d'aimants permanents (AP), $N_e F_e B$ (1,1 T) et ferrite (0,4 T) et en l'absence d'aimants. Pour un courant d'excitation positif, avec des AP $N_e F_e B$, la variation de flux est de l'ordre de 1,7, pour une valeur de flux maximale de l'ordre de $180 \mu Wb$, alors qu'avec des AP ferrite, la variation de flux est quasiment infinie, car le flux minimal est presque nul, pour une valeur de flux maximale de l'ordre de $150 \mu Wb$. Sans AP, le flux maximal est de l'ordre de $100 \mu Wb$.

Ces valeurs numériques ne sont pas indiquées pour conclure sur la "meilleure" machine, mais pour illustrer le fait qu'au-delà de la recherche de performances, la qualité des AP permet des fonctionnalités différentes et qu'une phase d'optimisation est indispensable pour exploiter au mieux cette structure de machine associée à un certain type d'aimants.

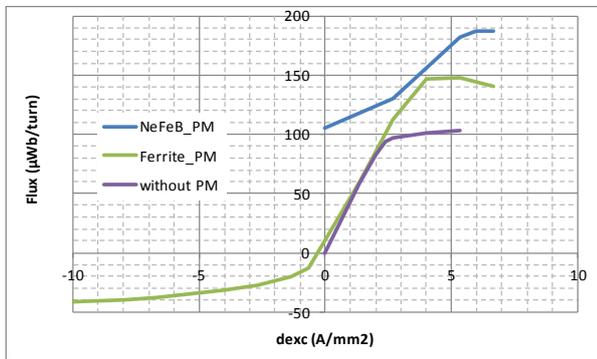
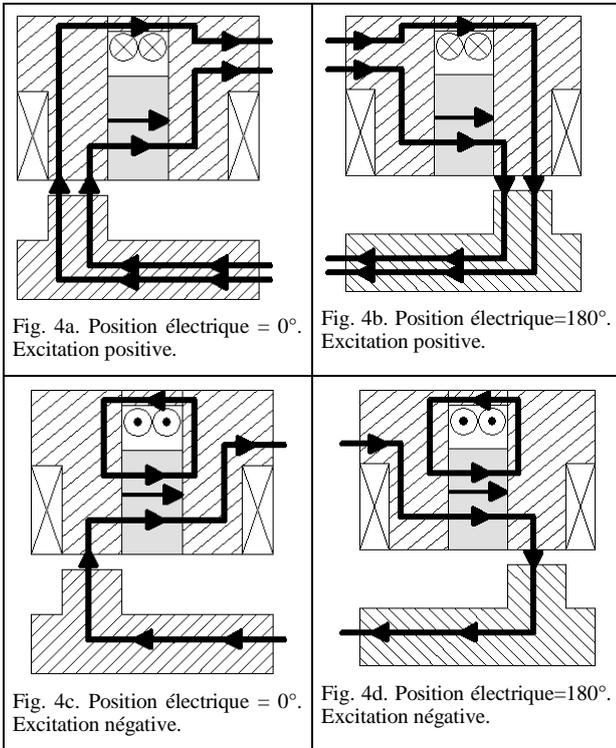


Fig.5: Amplitude des flux en fonction de la densité du courant d'excitation.

4. FONCTIONNEMENT A PUISSANCE MAXIMALE

4.1. Caractéristique intrinsèque à la machine synchrone

Dans la partie 2 (éléments de théorie de la commande en tension) nous avons montré qu'une des caractéristiques intrinsèques à la machine, en l'occurrence la densité de courant de court-circuit permettait de déterminer la valeur de la puissance maximale qu'elle est capable de convertir.

Nous présentons à la Fig. 6, la valeur efficace du courant de court-circuit pour la machine avec des AP ferrite, en fonction du courant d'excitation. Ces mesures ont été faites à une vitesse où l'impédance de l'inductance cyclique est bien supérieure à la valeur de la résistance de la phase.

Nous pouvons remarquer que la valeur efficace du courant de court-circuit dépend de la valeur du courant d'excitation. Ce dernier sera le paramètre de réglage du transfert de puissance. Des effets de saturation apparaissent et font l'objet d'études [5], mais nous pouvons remarquer que la saturation est assez

franche et que nous nous placerons juste au niveau du coude de saturation ($I_{exc}=4A_{DC}$ et $I_{cc}=4A_{eff}$).

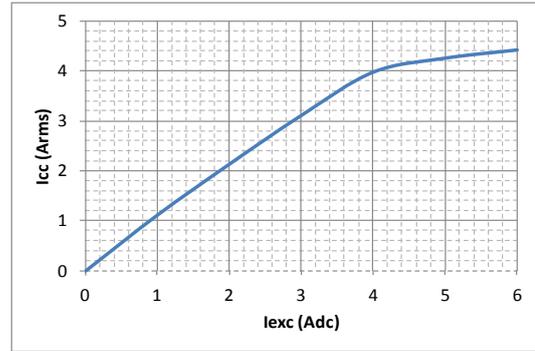


Fig.6: Valeurs efficaces expérimentales du courant de court-circuit en fonction du courant d'excitation.

4.2. Vérification expérimentale

Afin de valider expérimentalement les éléments de théorie présentés dans la partie 2, nous avons réalisé le montage et alimenté la machine, à l'aide d'un onduleur de tension commandé en pleine onde de tension. Sur la Fig. 7, nous présentons un point de mesure où sont présentées les principales grandeurs permettant d'analyser la conversion d'énergie.

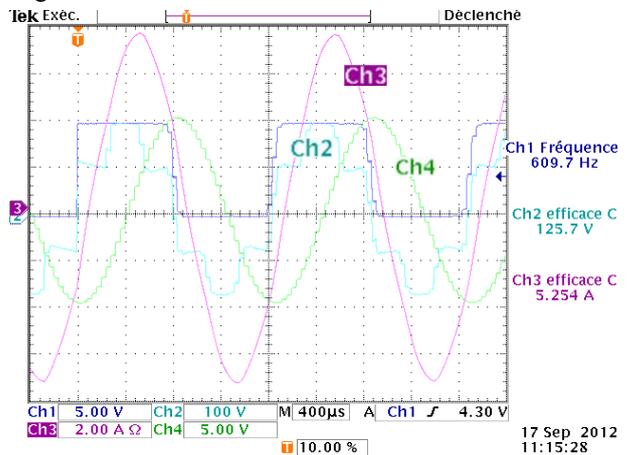


Fig.7: Point de fonctionnement à puissance maximale à 1800 tr/min.

Sur la voie 1 (Ch1) est présenté le signal de commande d'un bras d'onduleur. Sur la voie 2 (Ch2) est présentée la tension phase-neutre (image de \underline{V}). La tension du bus DC est de 300V. On note que les paliers sont à $\pm 100V$ ($U_{DC}/3$) et à $\pm 200V$ ($2U_{DC}/3$).

Sur la voie 4 (ch4) est représentée l'image de la fem (image de \underline{E}). Ce signal est reconstitué à l'aide de l'information issue du capteur de position et de la carte dspace® 1104.

Nous pouvons remarquer qu'il y a bien un déphasage de 90° entre \underline{V} et \underline{E} pour ce point de fonctionnement où nous avons obtenu la conversion d'énergie maximale.

Les références [6] à [10] traitent toutes de l'efficacité énergétique de la chaîne de conversion de l'énergie (ODT + ME).

Nous présentons à la Fig. 8, l'évolution de la valeur efficace du courant en fonction de la vitesse de rotation dans le cas de la conversion maximale de puissance.

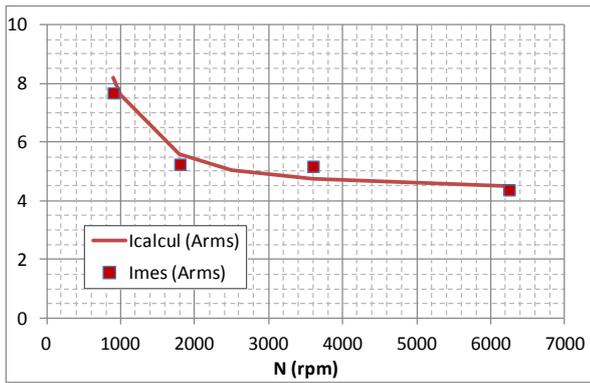


Fig.8: Valeur efficace du courant pour différentes vitesses de rotation, dans le cas où la conversion de puissance est maximale.

Le courant d'excitation est maintenu à une valeur de 4 A_{DC} et nous pouvons remarquer que, conformément aux valeurs présentées à la Fig. 6, la valeur du courant, pour des vitesses de rotation importantes, tend vers la valeur du courant de court-circuit.

La puissance maximale convertie, elle, reste sensiblement constante sur toute la plage de vitesse (Cf. Fig. 9).

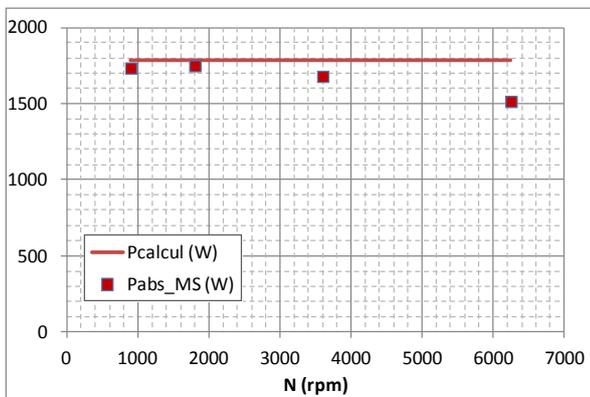


Fig.9: Puissance maximale convertie en fonction de la vitesse de rotation.

La puissance convertie est mesurée au niveau du bus DC, par la mesure de la valeur moyenne du courant absorbée par l'onduleur de tension. Cette puissance est en fait la puissance absorbée par la machine augmentée des pertes dans l'onduleur. Et la puissance absorbée par la machine se transforme en pertes cuivre, dans les bobinages de l'induit, en pertes fer, en pertes mécaniques et enfin en puissance mécanique utile. Nous assimilerons la puissance convertie par la ME, à la puissance absorbée à laquelle nous retranchons uniquement les pertes cuivre. En effet, nous ne disposons pas de dispositif expérimental (montage balance) permettant de séparer les pertes fer des pertes mécaniques et de la puissance utile.

Donc, à la valeur de la puissance mesurée au niveau bus DC, nous retranchons la valeur des pertes dans l'onduleur et des pertes cuivre dans les trois phases de la machine. Avec la mesure de la valeur efficace des courants absorbés par la machine et en faisant l'hypothèse que les transistors MOSFET

de l'onduleur se comportent comme des résistances à l'état passant ($R_{\text{DS(on)}} = 500 \text{ m}\Omega$), nous pouvons en déduire la valeur des pertes de conduction de l'onduleur. Nous supposons que les pertes de commutation sont nulles. Pour déterminer les pertes cuivre, nous avons besoin de la valeur de la résistance ($1,8 \Omega$) d'une phase qui a été mesurée à une température du bobinage de 80°C . C'est cette puissance convertie par la MS qui est présentée à la figure 9.

Pour le point de fonctionnement présenté à la figure 7 :

$$P_{\text{DC}} = 1940 \text{ W} ; P_{\text{ond}} = 40 \text{ W} ; P_{\text{cu}} = 150 \text{ W} ; P_{\text{MS}} = 1750 \text{ W}$$

Il est à noter que pour une vitesse de rotation de 6000 tr/min, l'ensemble des pertes et essentiellement les pertes fer entraîne un échauffement tel que se produit une désaimantation thermique partielle des AP (ici des ferrites) et ainsi, la capacité de conversion de la MS s'en trouve diminuée. C'est une des explications au fait que la puissance maximale convertible par la MS diminue lorsque la vitesse augmente.

5. SOLUTIONS POUR AUGMENTER LA PUISSANCE MAXIMALE CONVERTIE

5.1. Transformateur entre l'onduleur et la machine

Placer un transformateur triphasé entre l'onduleur de tension et la machine électrique revient à modifier la valeur efficace des tensions phase-neutre.

Pour nos essais, nous avons utilisé un transformateur triphasé "classiquement" utilisé sur le réseau 50 Hz, de puissance apparente 4 kVA, couplé en étoile-étoile, 230-400V.

La figure 10, présente un point de fonctionnement où la puissance maximale est convertie avec le transformateur entre l'onduleur et la machine. Ce sont les mêmes grandeurs que celles présentées à la figure 7. La vitesse de rotation de 2250 tr/min est telle que la valeur efficace du courant soit sensiblement la même que pour l'essai présenté à la figure 7 (5,6 A et 5,2 A).

On peut noter l'augmentation de la valeur efficace de la tension phase-neutre (190V au lieu de 125V).

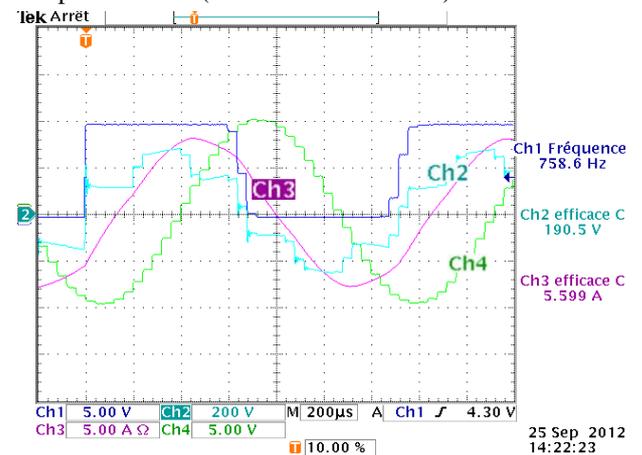


Fig.10: Point de fonctionnement à puissance maximale à 2250 tr/min.

Pour ce point de fonctionnement, la puissance mesurée au niveau du bus DC est $P_{\text{DC}} = 2950 \text{ W}$, les pertes dans l'onduleur, $P_{\text{ond}} = 75 \text{ W}$ et les pertes cuivre dans la MS, $P_{\text{cu}} = 170 \text{ W}$. Ne disposant pas du dispositif expérimental adéquat nous n'avons pas mesuré les pertes dans le transformateur.

La fréquence de 1174 Hz correspond à une vitesse de 3516 tr/min. Pour ce point de fonctionnement :

$$P_{DC} = 3700 \text{ W} ; P_{ond} = 95 \text{ W} ; P_{cu} = 85 \text{ W} ; P_{MS} = 3500 \text{ W}$$

Il est à noter que les pertes cuivre sont plus faibles dans cet essai (85W), pour la configuration parallèle comparativement à l'essai présenté à la figure 7 (150W et configuration série) alors que la valeur efficace du courant est plus élevée (7,9A vs 5,2A). Ceci est dû au fait que la valeur de la résistance d'une phase est divisée par un facteur 4 (demi-bobines en parallèle).

D'un point de vue pratique, nous avons pu mettre en œuvre la configuration parallèle en utilisant le fait qu'une phase de notre prototype est réalisée dans sa version initiale, par la mise en série de huit bobines concentriques. Nous avons donc deux ensembles de quatre bobines en série, que nous pouvons soit mettre en série (configuration série) soit mettre en parallèle (configuration parallèle).

6. VITESSE DE ROTATION MAXIMALE

Dans la partie 5.2 (*Mises en parallèle des demi-bobines*), nous avons présenté deux configurations pour les bobines constituant les trois phases de la machine. Ces phases, étant quant à elles couplées en étoile.

Nous avons regardé expérimentalement la conséquence d'un couplage en triangle de ces trois phases, sur la conversion maximale d'énergie. Pour cela nous avons mesuré la valeur efficace du courant de court-circuit pour les trois cas, avec la même valeur du courant d'excitation ($4,5 A_{DC}$) :

1. Configuration série et couplage Y : $4,2 A_{eff}$
2. Configuration parallèle et couplage Y : $7,8 A_{eff}$
3. Configuration parallèle et couplage Δ : $13,2 A_{eff}$

Nous pouvons constater qu'entre les configurations 1 et 2, il y a quasiment un rapport 2 sur les valeurs efficaces de courants et qu'entre les configurations 2 et 3, il y a quasiment un rapport 1,7 ($\sqrt{3} = 1,73$).

La valeur du courant de court-circuit mesurée pour la configuration parallèle et couplage triangle nous indique que la ME est en mesure de convertir une puissance maximale dans un rapport 1,7.

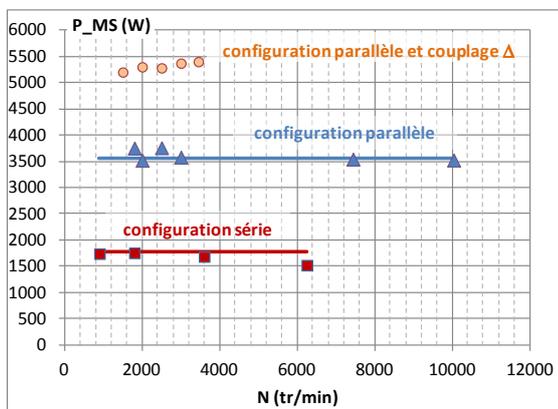


Fig.14: Puissance maximale convertible pour les trois configurations.

Nous avons mesuré la puissance maximale convertible par la ME pour cette configuration. Mais pour ces essais, nous avons placé un wattmètre entre l'onduleur et la ME. Les

valeurs de puissance présentées à la figure 14, sont pour cette configuration la puissance absorbée par la ME.

Pour la 3^{ème} configuration la valeur de la puissance maximale convertible est de l'ordre de 5400 W alors que si l'on prend la valeur pour la 2^{ème} configuration (≈ 3500 W) et qu'on la multiplie par le rapport des valeurs efficaces des courants de court-circuit (1,7) on trouve 5900 W.

Il est à noter que compte tenu des puissances mises en jeu, nous dépassons (légèrement) les puissances de dimensionnement des différents appareils utilisés (transformateur, auto-transformateur, onduleur ...) et qu'il apparait des chutes de tension dans ces différents appareils qui entraîne une chute de tension au niveau du bus continu (280 V au lieu de 300 V).

A la figure 15, nous présentons les grandeurs caractéristiques de la conversion d'énergie. Le courant absorbé par la ME est représenté Ch3 et le calibre de la déviation verticale est de 20 A/div.

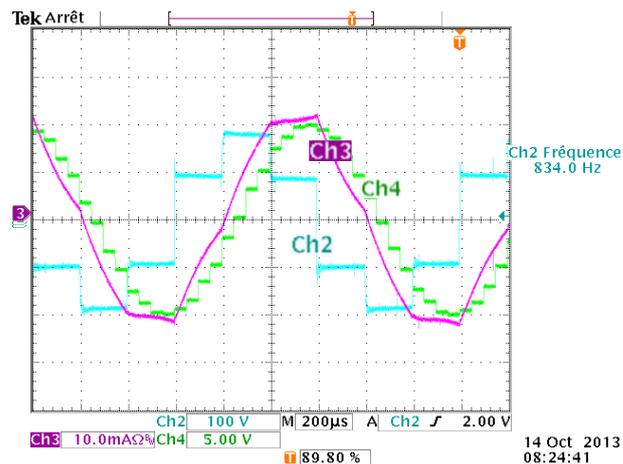


Fig.15: Point de fonctionnement à puissance maximale, en configuration parallèle et couplage triangle à 2500 tr/min.

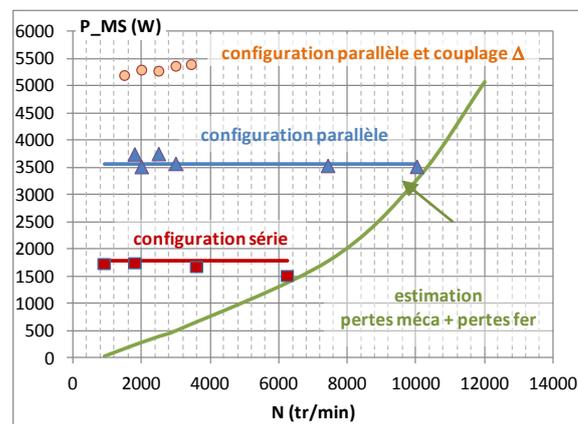


Fig.16: Puissance maximale convertible pour les trois configurations et indication de la somme des pertes mécaniques et des pertes fer.

Nous avons complété les résultats présentés à la figure 14, en faisant apparaître une estimation de la somme des pertes mécaniques et des pertes fer. Cette estimation a été réalisée de manière expérimentale, la ME étant en mode moteur sans charge mécanique. Une mesure de la puissance absorbée par la

ME à laquelle sont retranchées les pertes cuivre permet d'avoir une estimation de la somme de pertes mécaniques et des pertes fer.

Pour la configuration série la vitesse maximale atteinte, ME à vide, est de 6000 tr/min et pour la configuration parallèle, 10000 tr/min. Ces deux vitesses sont bien à l'intersection entre la courbe de l'estimation des pertes mécaniques et des pertes fer et la courbe (quasi droite horizontale) de la puissance maximale convertible.

Pour la configuration parallèle et couplage triangle, l'intersection des deux courbes a lieu pour une vitesse de rotation légèrement supérieure à 12 000 tr/min. Nous avons réussi à atteindre une vitesse de 13 935 tr/min (voir fig. 17).

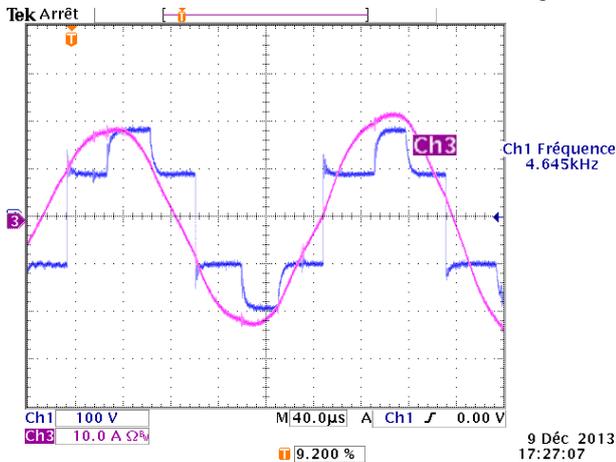


Fig.17: Point de fonctionnement à vitesse de rotation maximale, en configuration parallèle et couplage triangle à 13 935 tr/min.

A cette vitesse de rotation, les pertes fer entraîne un échauffement important des aimants permanents ferrite ce qui conduit à une diminution à la fois de la puissance convertible (via la diminution du courant de court-circuit) et des pertes fer. La diminution du courant de court-circuit étant proportionnelle à la diminution de l'induction rémanente des aimants alors que les pertes fer sont proportionnelles au carré de la valeur de l'induction rémanente, les échauffements entraînent une plus forte diminution des pertes fer relativement à la diminution de la puissance maximale convertible. Ainsi la vitesse de rotation maximale atteinte est légèrement supérieure à la valeur "théorique".

7. CONCLUSIONS

Dans les applications à vitesse variable, par exemple la motorisation électrique des véhicules hybrides ou électrique, il peut être intéressant de pouvoir augmenter la puissance

convertible par l'ensemble onduleur de tension associé à la machine électrique. Cette puissance convertible est bornée. La valeur maximale atteignable dépend de la tension du bus continu et de la valeur du courant de court-circuit de la machine électrique si celle-ci est une machine synchrone. Dans cet article, nous avons présenté deux solutions techniques pour augmenter la valeur maximale de la puissance convertible. La première solution consiste à intercaler un transformateur entre l'onduleur de tension et la machine électrique (qui peut être aussi bien une machine synchrone qu'une machine asynchrone). La seconde solution consiste à reconfigurer les bobinages des phases d'induit. Pour la mise en œuvre de cette solution, les bobinages des phases d'induit doivent être séparés en deux demi-bobines. Ces demi-bobines pourront être soit connectées en série soit en parallèle. Dans le cas de la configuration parallèle, nous avons montré qu'il est possible de multiplier dans un rapport deux la valeur maximale de la puissance convertie.

8. REFERENCES

- [1] E. Hoang, M. Lecrivain, M. Gabsi. "A new structure of a switching flux synchronous poly-phased machine with hybrid excitation". EPE-2007 Conference, Aalborg, September 2007.
- [2] Jahns, T.M., "Flux-weakening regime operation of an interior permanent-magnet synchronous motor drive", IEEE Transactions on Industry Applications, 1987, Issue 4, pp. 681-689.
- [3] Schiferl, R. et Lipo, T.A., "Power capability of salient pole permanent magnet synchronous motors in variable speed drive applications." IEEE Transactions on Industry Applications, 1987, vol 26, n°1, pp. 115-123, January/february
- [4] Soong, W.L. et Ertugrul, N., "Field-weakening performance of interior permanent-magnet motors." Industry Applications, IEEE Transactions on, s.l. : IEEE, 2002, Issue 5, Vol. 38, pp. 1251-1258.
- [5] M. van der Geest, H. Polinder, J.A. Ferreira, D.Zeilstra. "Design Considerations for Hybrid-Excited Flux-Switching Machines".
- [6] K. Shingo, K. Kubo, T. Katsu, Y. Hata, "Development of Electric Motors for the TOYOTA Hybrid Vehicle "PRIUS". Toyota motor corporation.
- [7] Stumberger, B., Hamler, A. et Hribernik, B., "Analysis of iron loss in interior permanent magnet synchronous motor over a wide-speed range of constant output power operation." Magnetics, IEEE Transactions on, : IEEE, 2000, Issue 4, Vol. 36, pp. 1846-1849.
- [8] Yahia, H., Dhifaoui, R. et Multon, B., "Maximum power limits in the field-weakening mode of doubly-salient variable reluctance machines." 2002. IEEE. Vol. 2, pp. 783-788.
- [9] Zhu, ZQ, Chen, YS et Howe, D., "Online optimal flux-weakening control of permanent-magnet brushless AC drives." IEEE Transactions on Industry Applications, s.l. : IEEE, 2002, Issue 6, Vol. 36, pp. 1661-1668.
- [10] L. Schwager, A. Tüysüz, C. Zwyssig, J. W. Kolar, "Modeling and Comparison of Machine and Converter Losses for PWM and PAM in High-Speed Drives." Conference ICEM-2012.