



HAL
open science

**Machine à commutation de flux à double excitation.
Analyse des performances : Fonctionnement
Alterno-Démarreur**

Andre Nasr, Mohamed Gabsi, Sami Hlioui

► **To cite this version:**

Andre Nasr, Mohamed Gabsi, Sami Hlioui. Machine à commutation de flux à double excitation. Analyse des performances : Fonctionnement Alterno-Démarreur. Conférence Internationale en Sciences et Technologies Electriques au Maghreb, Oct 2016, Marrakesh, Maroc. hal-01389883

HAL Id: hal-01389883

<https://hal.science/hal-01389883>

Submitted on 30 Oct 2016

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.

Machine à commutation de flux à double excitation.

Analyse des performances : Fonctionnement Alternatif-Démarrageur

Andre Nasr, Mohamed Gabsi
SATIE, ENS Cachan, Université Paris-Sud
CNRS, Université Paris-Saclay
94235 Cachan, France

Sami Hlioui
SATIE, CNAM, ENS Cachan, CNRS
292, Rue St Martin 75141 Paris Cedex, France

Résumé—Cet article présente une étude sur une machine synchrone triphasée à commutation de flux à double excitation. Cette machine non conventionnelle a été principalement dimensionnée pour un fonctionnement en alternateur DC avec une puissance nominale de 3 kW. Après la présentation de sa structure, les performances électromagnétiques de cette machine sont simulées à l'aide d'un modèle en éléments finis 2D transitoire. Les résultats ont montré une très bonne capacité de contrôle de la puissance électrique générée avec la double excitation. Cette caractéristique, avec la structure simple et robuste du rotor, rend cette machine très intéressante pour les applications embarquées haute vitesse.

Abstract—This paper presents a study on a synchronous three-phase doubly-excited flux-switching machine that has been initially designed to work as a DC alternator with a nominal power of 3 kW. After presenting its structure, the electromagnetic performances are calculated using a 2D transient finite element model. The results have shown that the generated power can be easily controlled with the double excitation winding. This characteristic, together with a simple and robust rotor, make this machine very interesting for high speed embedded applications.

Mots-clés — Alternateur DC, Alternatif-Démarrageur, Double Excitation, Machine à commutation de flux, Modèle EF 2D

I. INTRODUCTION

Les premières structures à commutation de flux ont été développées dans les années 1950 [1]. Rauch, S. E et Johnson, L ont proposé dans leur article une machine monophasée à aimant permanent représentée sur la figure 1. C'est une

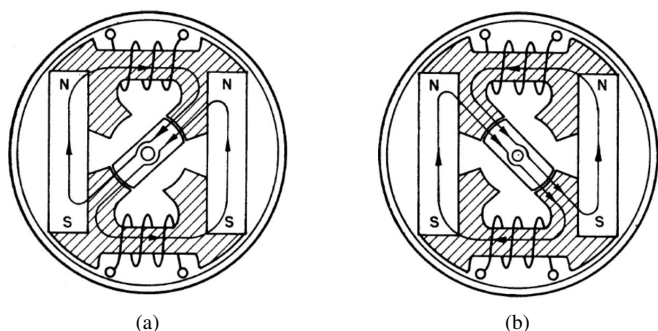


FIGURE 1: Machine monophasée à commutation de flux 4/2 [1]

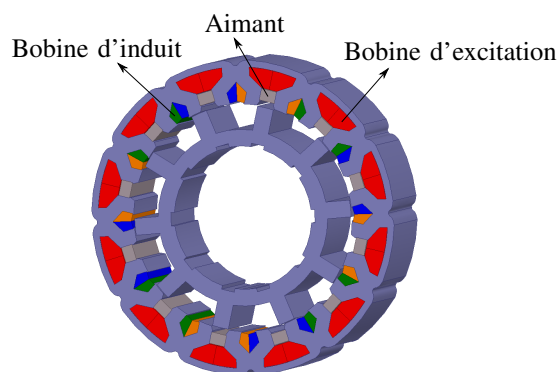


FIGURE 2: Machine triphasée à commutation de flux 24/10 à double excitation

machine 4/2, i.e. elle possède 4 dents au stator et 2 au rotor. La particularité de ces structures est la localisation de tous les éléments actifs au stator, ce qui facilite le refroidissement [2]. Le rotor est constitué uniquement de tôles ferromagnétiques comme le cas dans les machines à réluctance variable (MRV). Cette caractéristique favorise le fonctionnement à haute vitesse. En se référant à la figure 1a, on peut remarquer que le flux créé par les aimants traverse les deux bobines de la phase dans un sens (gauche à droite). Lorsque le rotor subit une rotation de 90°, le flux *commute* et traverse les bobines dans le sens inverse. C'est le principe de commutation de flux.

La figure 2 montre une machine à commutation de flux triphasée 24/10 à double excitation (MCFDE) [3] [4]. Cette machine sera étudiée au cours de cet article en mode générateur et en mode moteur. La différence majeure avec la structure de base déjà présentée c'est qu'elle possède deux sources de flux : Des aimants permanents et des bobines d'excitation. Le tableau I résume les spécifications de cette machine. Le stator est divisé en plusieurs cellules élémentaires appelées cellules de commutation. Ces cellules sont au nombre de 12 et comportent chacune deux dents, un aimant et deux encoches pour le bobinage d'induit et le bobinage d'excitation. Les trois phases de cette machine sont formées chacune de 4 bobines connectées en série et réparties sur 4 cellules de commutation écartées de 90°. Quant au bobinage d'excitation, la structure 24/10 comporte 12 bobines concentriques alimentées en courant continu. Elles sont

TABLE I: Spécifications de la MCFDE

Nombre de cellules élémentaires	12
Nombre de phases	3
Nombre de bobines par phase	4
Nombre de spires par bobine	26
Induction rémanente des aimants	1 T
Nombre de dents rotoriques	10
Longueur active	35 mm
Diamètre extérieur	140 mm
Entrefer	0.4 mm
Puissance nominale	3 kW
Vitesse nominale	12500 rpm

décalées radialement par rapport aux bobines d'induit, ce qui facilite leur réalisation tout en diminuant la taille des têtes de bobine. Le stator et le rotor de cette machine sont réalisés en Fer Silicium dont sa caractéristique est donnée sur la figure 3.

Après avoir présenté son principe de fonctionnement, nous procéderons dans les prochaines parties à étudier la MCFDE en mode générateur et en mode moteur. Nous nous intéresserons de préférence à une configuration alternateur DC dans laquelle la machine débite sur un pont redresseur connecté à une batterie. Dans la suite, nous réaliserons une étude paramétrique pour évaluer l'effet de la rémanence des aimants et de la hauteur de la culasse sur le flux à vide et sur la puissance électrique générée.

II. PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Afin de comprendre le principe de fonctionnement de la structure à double excitation 24/10, nous utiliserons dans cette partie un modèle en éléments finis 2D qui nous permettra de visualiser les lignes de flux et les niveaux d'induction au stator et au rotor. Les figures 4a et 4b montrent respectivement les lignes de flux créées par les bobines d'excitation et les aimants permanents. Ces derniers possèdent une aimantation normale à la dent qui est inversée pour deux cellules de commutation consécutives. La position du rotor dans ces figures correspond à la position dans l'axe d pour la phase A dont la cellule de commutation est délimitée en rouge. Dans la première figure, les aimants ont été remplacés par de l'air et une densité du courant d'excitation $\delta_{exc} = 5 \text{ A/mm}^2$ a été utilisée. À cette densité, la culasse dans la cellule de commutation en question se trouve saturée avec une induction de 1.6 T. De

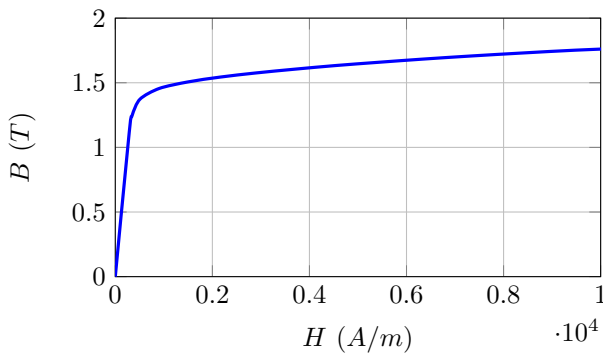


FIGURE 3: La caractéristique B(H) du FeSi

l'autre côté, le flux créé par les aimants sur la figure 4b est presque complètement court-circuité dans le stator à travers la culasse qui sature également et atteint une induction de 1.5 T. Seulement une petite partie φ_0 traverse l'entrefer et forme un flux utile. Ceci signifie que pour un courant d'excitation nul, la machine n'est pas magnétisée malgré l'existence des aimants. Ceci montre que le principe de fonctionnement de la double excitation dans ce genre de structure diffère de toute autre structure connue. Les lignes de flux dans ces deux figures montrent également qu'il s'agit d'une machine à double excitation à configuration parallèle : Le flux créé par les bobines d'excitation ne se reboucle pas à travers les aimants. Cette configuration augmente l'efficacité de la double excitation et diminue les risques de démagnétisation des aimants [5]. Finalement, la figure 4c montre les lignes de flux en fonctionnement normal de la machine pour $\delta_{exc} = 5 \text{ A/mm}^2$.

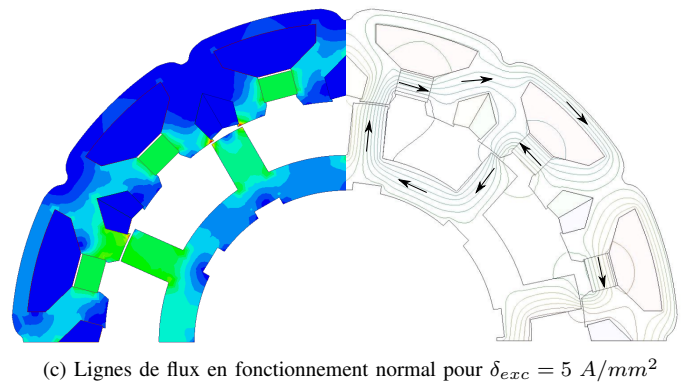
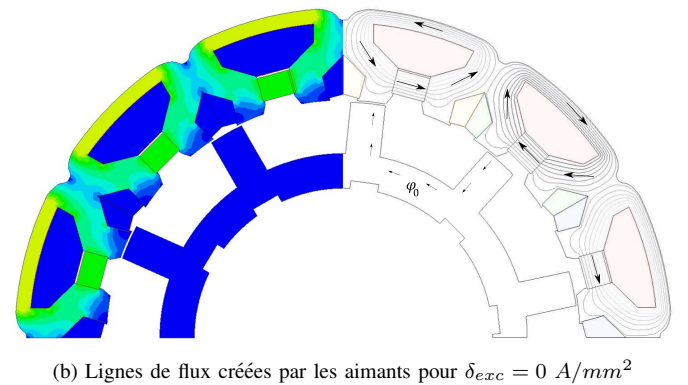
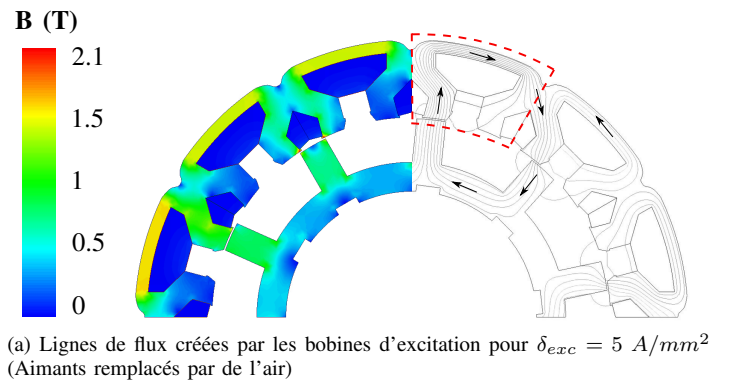


FIGURE 4: Double excitation en configuration parallèle

La caractéristique du flux à vide dans l'axe d est représentée sur la figure 5 en fonction de la densité du courant d'excitation avec et sans aimants permanents. On peut clairement remarquer sur cette figure l'apport des aimants sur le flux maximal atteint. À $\delta_{exc} = 12.5 \text{ A/mm}^2$, l'augmentation est de 31 % (0.35 contre 0.24 mWb) entre les deux courbes. Toutefois, cette caractéristique diffère de celle d'une machine synchrone classique à double excitation, spécifiquement à $\delta_{exc} = 0 \text{ A/mm}^2$ où la contribution des aimants, dans notre cas, est presque totalement neutralisée. Entre $\delta_{exc} = 0$ et 4 A/mm^2 , les deux caractéristiques sont dans leurs parties linéaires et se superposent avec un petit écart à l'origine dû à φ_0 . On peut remarquer qu'à partir de $\delta_{exc} = 5 \text{ A/mm}^2$, l'allure de la caractéristique sans aimants atteint sa saturation, ce qui n'est pas le cas pour l'autre caractéristique qui sature plus loin à $\delta_{exc} = 8 \text{ A/mm}^2$. Afin de comprendre la contribution des aimants dans ce phénomène de saturation, on présente sur la figure 6 l'allure des flux traversant la culasse en fonction de δ_{exc} . À $\delta_{exc} = 0 \text{ A/mm}^2$, le flux est négatif lorsque les aimants sont présents. Sa valeur correspond au flux généré par l'aimant diminué de φ_0 . En augmentant δ_{exc} , le flux créé par la bobine d'excitation s'oppose à celui créé par l'aimant et démagnétise ainsi la culasse. À partir de $\delta_{exc} = 5 \text{ A/mm}^2$, le flux devient positif et augmente linéairement avant d'atteindre sa saturation à 12 A/mm^2 . Par contre, sans les aimants permanents (courbe rouge), la culasse sature à partir de 5 A/mm^2 ce qui se traduit

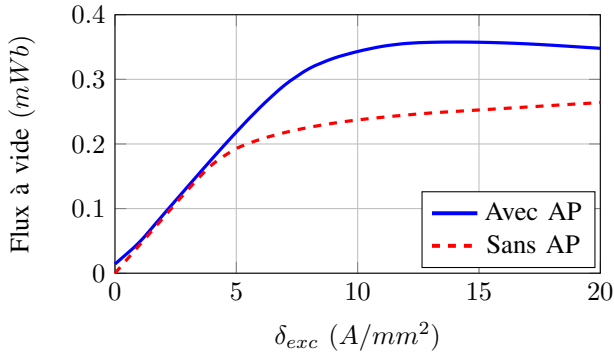


FIGURE 5: Flux maximum par spire en fonction de δ_{exc} avec et sans aimants

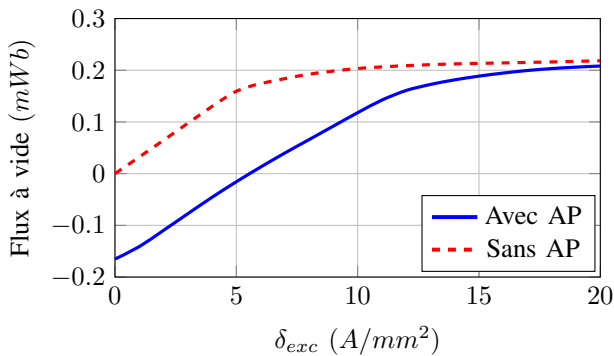


FIGURE 6: Flux traversant la culasse en fonction de δ_{exc} avec et sans aimants

directement sur le flux utile qui sature également à ce point (figure 5). La présence des aimants retarde alors la saturation de la culasse. Ceci rend la double excitation plus efficace et permet d'atteindre des niveaux de flux plus importants.

III. PERFORMANCES ÉLECTROMAGNÉTIQUES

Nous nous intéresserons dans cette partie aux performances de la MCFDE en mode générateur et en mode moteur. En premier lieu, nous représentons les ondes du flux à vide et de la f.e.m pour différentes densités du courant d'excitation. La caractéristique du courant de court-circuit en fonction de δ_{exc} est également donnée. Dans la suite, nous étudions la MCFDE en mode générateur en configuration alternateur DC. Dans cette configuration, la machine est connectée à un pont diodes redresseur débitant sur un bus DC. Finalement, une étude en mode moteur est réalisée et le couple électromagnétique généré par la machine est calculé en fonction de δ_{exc} .

A. Flux à vide et F.E.M

La figure 7 montre le flux à vide de la machine pour plusieurs densités du courant d'excitation à 6000 tr/min. Les formes d'onde sont bien sinusoïdales avec un taux de distorsion (THD) maximal de 1.9 % pour $\delta_{exc} = 5 \text{ A/mm}^2$. La période électrique dans une machine à commutation de flux dépend,

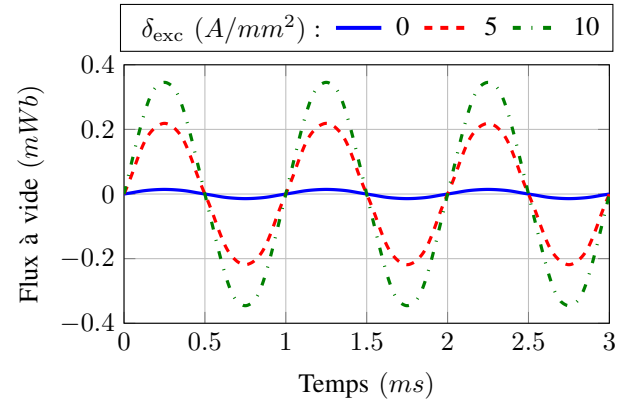


FIGURE 7: Flux par spire à 6000 tr/min pour différents niveaux d'excitation

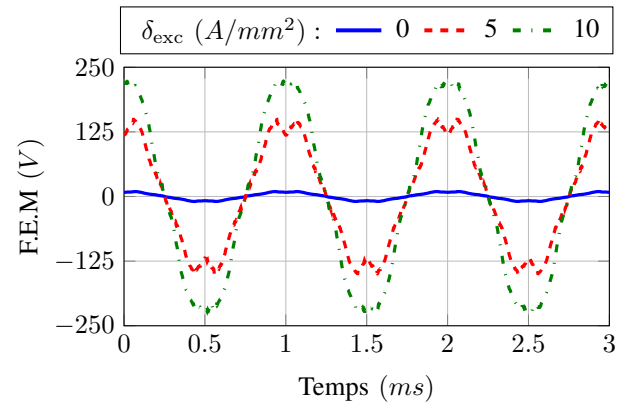


FIGURE 8: F.E.M à 6000 tr/min pour différents niveaux d'excitation

comme dans le cas des machines à réluctance variable, du nombre de dents rotoriques. Pour cette structure à 10 dents, la période angulaire est de 36° , ce qui correspond à 1 ms à 6000 tr/min. Les f.e.m sont représentées à leur tour sur la figure 8. Elles sont plus riches en harmoniques avec un THD de 10.4 % pour $\delta_{exc} = 5 \text{ A/mm}^2$. Comme prévu, la f.e.m pour un courant d'excitation nul est très faible et vaut 6.58 Vrms en valeur efficace contre 102 et 161 Vrms pour $\delta_{exc} = 5$ et 10 A/mm^2 . Cette faible valeur rend cette machine plus résistante en cas de défaut, surtout en cas de court-circuit. En coupant l'alimentation des bobines d'excitation, le courant de court-circuit se limite à sa valeur minimal et la machine ne risque en aucun cas d'être détériorée [6].

B. Courant de court-circuit

Le courant de court-circuit est calculé en faisant un couplage entre le modèle magnétique en éléments finis et un circuit électrique. Dans ce dernier, les 3 phases de la machine sont court-circuitées en considérant une résistance de 0.78Ω , qui correspond à la résistance de phase estimée à 100°C . La figure 9 montre le courant de court-circuit pour différentes densités du courant d'excitation. Le THD maximal est de 2 % pour $\delta_{exc} = 5 \text{ A/mm}^2$. On peut remarquer qu'à 0 A/mm^2 , le courant est presque négligeable à cause de la faible f.e.m générée par la machine (0.73 Arms). La caractéristique du

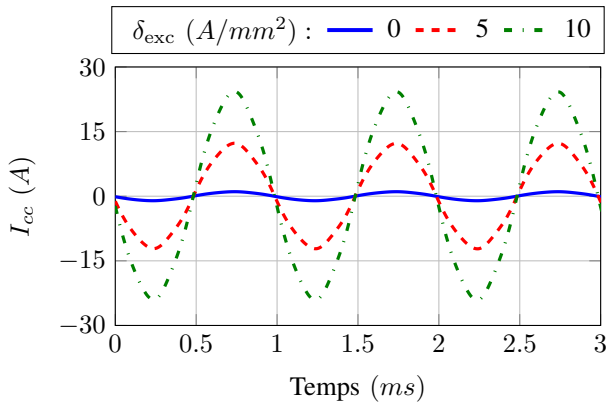


FIGURE 9: Courant de court-circuit à 6000 tr/min pour différents niveaux d'excitation

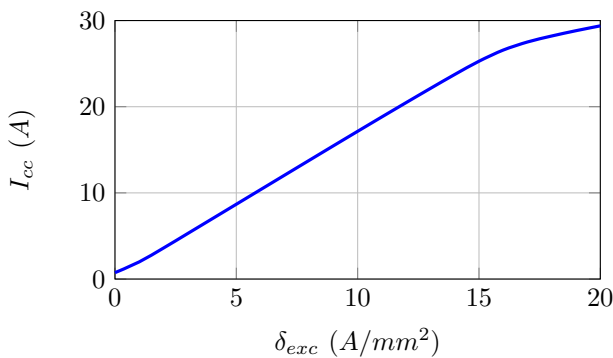


FIGURE 10: Courant de court-circuit en fonction de δ_{exc} à 6000 tr/min

courant de court-circuit en fonction de δ_{exc} est donnée sur la figure 10. Cette caractéristique est presque linéaire sur toute la plage de δ_{exc} dû à l'effet démagnétisant des courants.

C. Puissance électromagnétique générée sur bus DC

Nous étudions dans cette partie les performances de la MCFDE en mode générateur débitant sur un pont diodes redresseur sur lequel est connectée une batterie. Cette configuration d'alternateur DC se retrouve dans plusieurs applications embarquées comme dans les automobiles et dans les avions ayant un réseau continu. La figure 11 montre le schéma électrique d'une telle configuration avec v la tension simple phase-neutre, i le courant alternatif, U_{DC} la tension continue du bus et i_{DC} le courant redressé. Comme dans le cas des courants de court-circuit, nous réalisons ici un couplage magnéto-électrique en remplaçant U_{DC} par une source de tension de 270 V. La figure 12 montre les allures de la tension v et du courant i pour $\delta_{exc} = 15 \text{ A/mm}^2$. On peut remarquer que les fondamentaux des deux signaux sont en phase puisque la machine débite sur un pont redresseur connecté à une source de tension constante. La forme d'onde de v peut être également expliquée par le fait que le pont diodes redresseur est caractérisé par un angle de commutation égal à 60° dû à la valeur importante de l'inductance des phases de la machine [7]. Toutefois, la valeur efficace V du fondamental est imposée par la tension du bus DC :

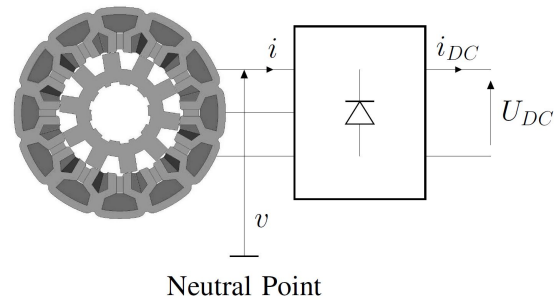


FIGURE 11: Machine triphasée à commutation de flux à double excitation 24/10

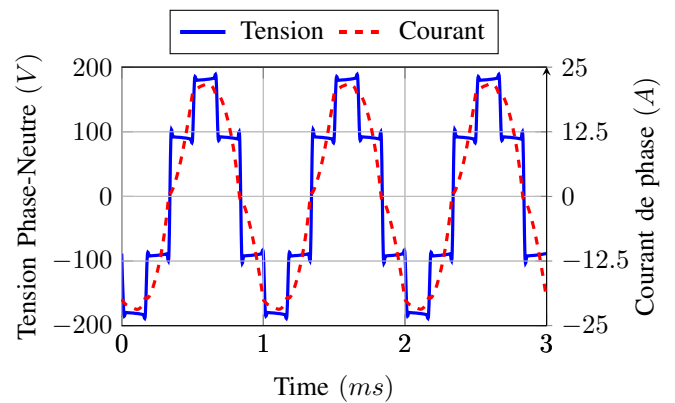


FIGURE 12: Tension et courant de phase à $\delta_{exc} = 15 \text{ A/mm}^2$

$$V = \frac{\sqrt{2}}{\pi} U_{DC} \quad (1)$$

La figure 13 montre le courant redressé à 6000 tr/min pour différents niveaux d'excitation. La puissance générée est représentée également sur la figure 14 en fonction de δ_{exc} et pour plusieurs vitesses de rotation. Cette puissance est calculée comme suit :

$$P_{DC} = \langle I_{DC} \rangle \cdot U_{DC} \quad (2)$$

avec $\langle I_{DC} \rangle$ la valeur moyenne du courant redressé. À une vitesse fixe et dans le cas d'un pont diodes, la double excitation est le seul paramètre pour régler la puissance générée par la machine. Dans le cas de la génération embarquée, ce paramètre peut également garantir une puissance constante malgré les variations brusques de vitesse. On peut remarquer sur la figure 14 que pour la vitesse de 6000 tr/min, la puissance est nulle pour δ_{exc} entre 0 et 6 A/mm². Dans cette zone, la f.e.m. générée par la machine ne dépasse pas la valeur V , et aucun transfert de puissance ne peut se faire. Pour des vitesses de plus en plus élevées, la génération de puissance commence pour des densités de courant plus faibles, vu que la f.e.m. devient plus importante.

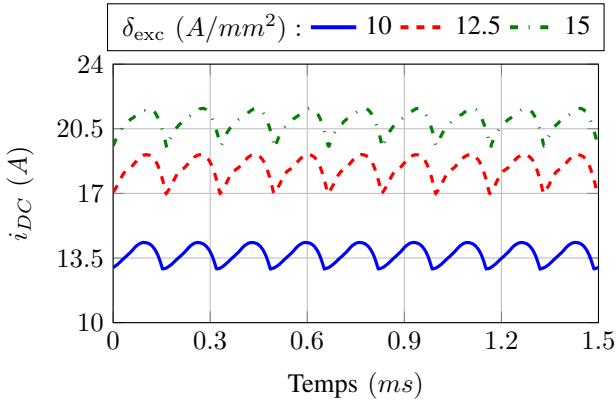


FIGURE 13: Courant redressé à 6000 tr/min pour différents niveaux d'excitation

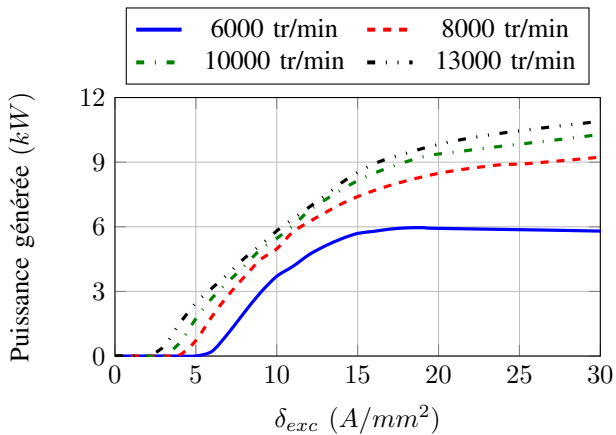


FIGURE 14: Puissance électromagnétique générée en fonction de δ_{exc}

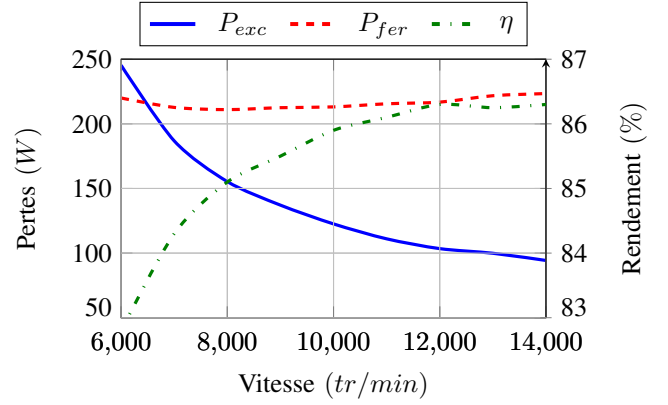


FIGURE 15: Pertes et rendement en fonction de la vitesse pour une puissance électrique constante de 3 kW

La figure 15 montre les allures des pertes cuivre dans l'excitation P_{exc} , des pertes fer P_{fer} et du rendement η en fonction de la vitesse de rotation pour une puissance générée constante égale à 3 kW. Le rendement est calculé en considérant également les pertes cuivre dans l'induit P_{ind} qui, dans ce cas d'iso-puissance, sont constantes et égales à 158 W :

$$P_{ind} = 3 R_{ph} I_{eff}^2 \quad (3)$$

avec R_{ph} la résistance d'une phase estimée à 0.78 Ω , et I_{eff} la valeur efficace du courant alternatif. Ce dernier peut se déduire à partir du courant I_{DC} générant la puissance de 3 kW :

$$I_{eff} = \frac{\pi I_{DC}}{3\sqrt{2}} \quad (4)$$

L'expression du rendement s'écrit :

$$\eta = \frac{P_{gen}}{P_{gen} + P_{exc} + P_{ind} + P_{fer}} \quad (5)$$

Les pertes fer se calculent en post traitement par le logiciel en éléments finis en adoptant le modèle de Bertotti. Nous détaillerons pas ce modèle ici, mais le lecteur peut se référer à [8], [9] et [10] pour plus d'informations. En augmentant la vitesse, un courant d'excitation de plus en plus faible est demandé pour assurer la puissance de 3 kW (figure 14), ce qui justifie la chute des pertes dans l'excitation. Quant aux pertes fer, elles sont presque constantes sur toute la plage de vitesse choisie. Le rendement maximal est de 86.2 % à la vitesse de 12000 tr/min.

D. Mode moteur : Couple électromagnétique

La machine étudiée dans cet article est conçue principalement pour un fonctionnement en générateur. Toutefois, dans certaines applications, le cahier des charges exige que la machine électrique fonctionne également en mode moteur pour une certaine durée de temps. Ce fonctionnement en alternodémarrreur est de plus en plus recherché dans les applications embarquées vu ses avantages en termes de masse et de volume [11] [12] [13]. La figure 16 montre le couple électromagnétique instantané généré par la machine pour différentes densités du courant d'induit (δ_{exc} est fixée à 8 A/mm²). Le calcul du

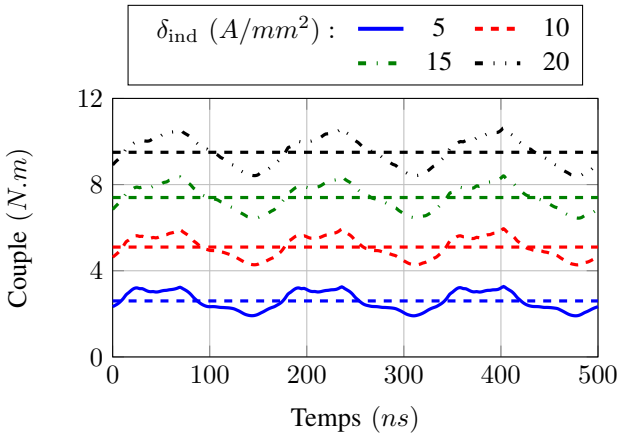


FIGURE 16: Couple électromagnétique pour $\delta_{exc} = 8 \text{ A/mm}^2$

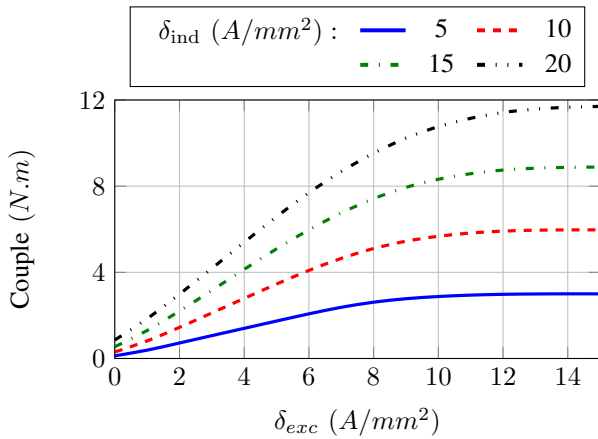


FIGURE 17: Couple électromagnétique en fonction de δ_{exc}

couple a été fait avec un angle d'auto-pilotage ψ nul pour lequel on considère que le maximum du couple est atteint. Cette hypothèse admet que le couple réactant généré par la machine est négligeable, ce qui est correct, malgré la forme du rotor qui ressemble à celui d'une machine à réactance variable. En fait, pendant une période électrique et contrairement à une MRV, l'inductance d'une phase dans une machine à commutation de flux est presque constante, ce qui donne un couple réactant négligeable. La figure 17 montre l'allure du couple en fonction de δ_{exc} pour 4 valeurs de δ_{ind} . Encore une fois, on peut voir l'importance de la double excitation qui, dans le cas d'un fonctionnement en moteur, permet de contrôler efficacement le couple générée par la machine.

IV. ETUDE PARAMÉTRIQUE

Nous étudions dans cette partie l'effet de l'induction rémanente des aimants Br ainsi que de la hauteur de la culasse H_{cul} sur le flux à vide et sur la puissance générée. La figure 18 montre la caractéristique du flux à vide en fonction de δ_{exc} pour différentes valeurs de Br . L'augmentation de la rémanence des aimants semble être sans aucune influence. La valeur maximale du flux n'a augmenté que de 2 % entre la caractéristique initiale pour $Br = 1 \text{ T}$ et celle pour $Br = 1.15 \text{ T}$. Cependant, la plus grande différence se trouve à $\delta_{exc} = 0 \text{ A/mm}^2$

comme le montre la vue agrandie. À ce point, une plus grande rémanence sature encore plus la culasse, ce qui fait que le flux φ_0 augmente. Entre $Br = 1 \text{ T}$ et 1.15 T , le flux subit une augmentation de 114 %.

De l'autre côté, la réduction de la hauteur de la culasse (figure 19) possède un double effet, sur la valeur du flux à $\delta_{exc} = 0 \text{ A/mm}^2$ et sur la valeur maximale atteinte. Une petite culasse est plus saturée dans les mêmes conditions de magnétisation, ce qui entraîne l'augmentation de φ_0 . Cependant, la double excitation devient moins efficace en diminuant H_{cul} . Les bobines d'excitation voient dans ce cas une réactance plus grande et ne permettent plus d'atteindre des valeurs importantes de flux.

La puissance électrique générée a été également calculée en fonction de δ_{exc} pour $N = 6000 \text{ tr/min}$ en faisant varier la valeur de Br de 1 T jusqu'à 1.15 T. La figure 20 montre qu'un aimant plus performant en terme de rémanence permet d'atteindre des puissances plus importantes. Une augmentation de 15 % sur la valeur de Br entraîne une augmentation de 11 % sur la valeur maximale de puissance. Toutefois, cette amélioration en puissance vient avec une augmentation de la f.e.m pour $\delta_{exc} = 0 \text{ A/mm}^2$ comme on l'a déjà vu, ce qui risque de faire perdre la machine son avantage d'avoir un faible courant de court-circuit en cas de défaut. Finalement, sur la

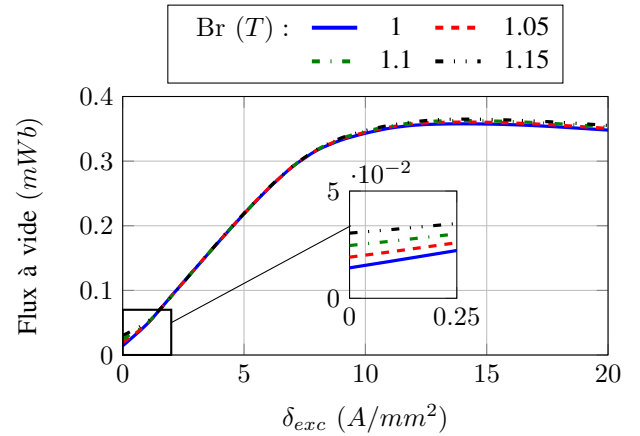


FIGURE 18: Effet de Br sur le flux à vide

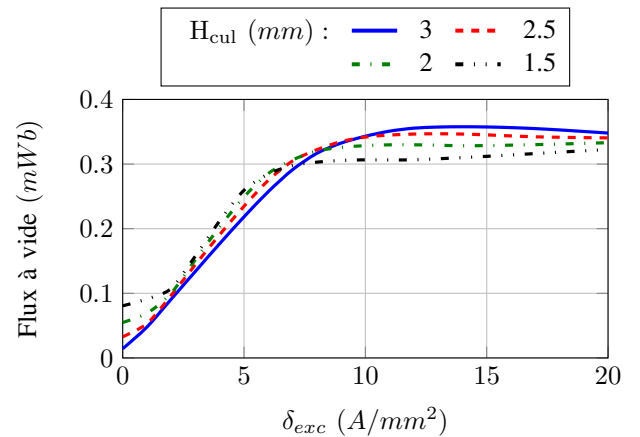


FIGURE 19: Effet de H_{cul} sur le flux à vide

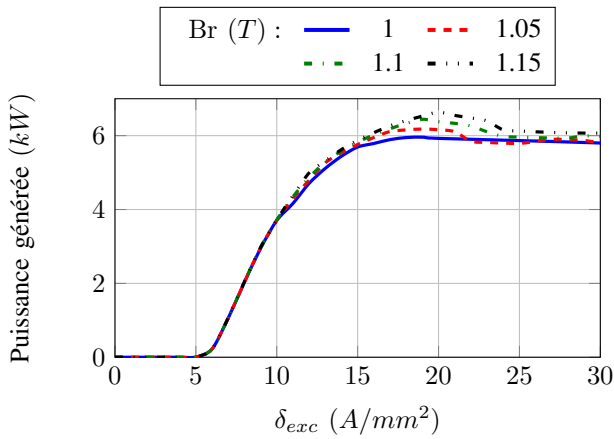


FIGURE 20: Effet de B_r sur la puissance générée à 6000 tr/min

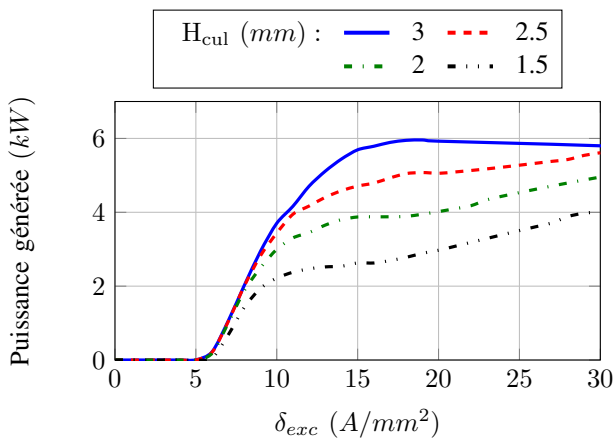


FIGURE 21: Effet de H_{cul} sur la puissance générée à 6000 tr/min

figure 21, on peut remarquer que la réduction de la hauteur de la culasse dégrade sévèrement les performances en puissance. A 15 A/mm^2 par exemple, 1 mm de différence nous fait perdre 2 kW. En diminuant H_{cul} , la culasse de la machine sature très rapidement et une grande densité δ_{exc} est nécessaire pour atteindre la puissance souhaitée.

V. CONCLUSION

Nous avons étudié dans cet article les performances électromagnétiques d'une machine à commutation de flux à double excitation en mode générateur (alternateur DC) et en mode moteur. En premier lieu, nous avons expliqué le principe de commutation de flux ainsi que le principe de fonctionnement de la double excitation. L'association des bobines d'excitation et des aimants dans la génération du flux total a été montrée différente de toute autre structure hybride. Les caractéristiques de la machine à vide et en court-circuit ont été également données avant d'étudier les performances en configuration d'alternateur DC. Les résultats ont montré une très bonne capacité de contrôle de la puissance générée à travers le courant d'excitation. Ce paramètre se trouve également efficace pour le contrôle du couple en fonctionnement moteur. Finalement, nous avons montré dans la dernière partie, l'influence de

la rémanence des aimants permanents et de la hauteur de la culasse sur le flux à vide et sur la puissance générée. L'optimisation de ces deux paramètres semble être primordiale afin de limiter le courant de court-circuit en cas de défaut tout en assurant les performances demandées.

RÉFÉRENCES

- [1] S. E. Rauch and L. Johnson, "Design principles of flux-switch alternators." *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Power Apparatus and Systems, Part III*, vol. 74, 1955.
- [2] A. S. Thomas, Z. Q. Zhu, and G. J. Li, "Thermal modelling of switched flux permanent magnet machines," in *Electrical Machines (ICEM), 2014 International Conference on*, Sept 2014, pp. 2212–2217.
- [3] E. Hoang, M. Lecrivain, and M. Gabsi, "A new structure of a switching flux synchronous polyphased machine with hybrid excitation," *European Conference on Power Electronics and Applications*, 2 - 7 Sep 2007.
- [4] E. Hoang, M. Lecrivain, and M. Gabsi, "Flux-switching dual excitation electrical machine," Patent Us 7 868 506 B2, Jan 11, 2011. [Online]. Available : <https://www.google.com.ar/patents/US7868506>.
- [5] E. Yildirim and G. Onbilgin, "Novel flux switching axial field hybrid excitation synchronous machines, comparison of serial and parallel models," in *2015 9th International Conference on Electrical and Electronics Engineering (ELECO)*, Nov 2015, pp. 624–627.
- [6] G. Li, J. Ojeda, E. Hoang, and M. Gabsi, "Double and single layers flux-switching permanent magnet motors : Fault tolerant model for critical applications," in *Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2011 International Conference on*, Aug 2011, pp. 1–6.
- [7] I. Jadric, D. Borojevic, and M. Jadric, "A simplified model of a variable speed synchronous generator loaded with diode rectifier," *IEEE Power Electronics Specialists Conference*, pp. 497 – 502, 22 - 27 Jun 1997.
- [8] G. Bertotti, "Physical interpretation of eddy current losses in ferromagnetic materials. i. theoretical considerations," *Journal of Applied Physics*, vol. 57, no. 6, pp. 2110–2117, March 1985.
- [9] G. Bertotti, "Physical interpretation of eddy current losses in ferromagnetic materials. ii. analysis of experimental results," *Journal of Applied Physics*, vol. 57, no. 6, pp. 2118–2126, March 1985.
- [10] G. Bertotti, F. Fiorillo, and G. Soardo, "The prediction of power losses in soft magnetic materials," *Journal de physique colloques*, vol. 49, no. 12, pp. C8–1915–C8–1919, December 1988.
- [11] L. Chedot, G. Friedrich, J. M. Biedinger, and P. Macret, "Integrated starter generator : The need for an optimal design and control approach. application to a permanent magnet machine," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 43, no. 2, pp. 551–559, March 2007.
- [12] C. Liu, K. T. Chau, and J. Z. Jiang, "A permanent-magnet hybrid brushless integrated starter-generator for hybrid electric vehicles," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, no. 12, pp. 4055–4064, Dec 2010.
- [13] A. A. Abdelhafez and A. J. Forsyth, "A review of more-electric aircraft," in *13th international conference on Aerospace Science and Aviation Technology*, May 2009.