

Modélisation pour le dimensionnement d'une machine à commutation de flux à double excitation à bobinage global

Sami HLIOUI ¹, Agathe DUPAS ², Yacine AMARA ³, Gilles ROSTAING ¹ & Mohamed GABSI ²

¹ SATIE, UMR CNRS 8029, CNAM Paris, Paris, France

² SATIE, UMR CNRS 8029, ENS Paris-Saclay, Gif-sur-Yvette, France

³ Normandie Univ, UNIHAVRE, GREAH, 76600 Le Havre, France

RESUME – Cette contribution présente la modélisation d'une machine spéciale en vue de son dimensionnement. Il s'agit d'une machine à commutation de flux à double excitation, où le bobinage d'excitation est global et de forme annulaire, sans têtes de bobines. Après la présentation de la structure de cette machine, un modèle basé sur la méthode des circuits de réluctances est présenté et est validé par rapport aux résultats issus d'un modèle éléments finis 3D. Disposant d'un prototype, les résultats issus de ces deux modèles seront comparés à des mesures expérimentales. Le modèle réluctant est par la suite exploité pour le dimensionnement de cette topologie pour une application générateur DC sur redresseur à diode fonctionnant à vitesse variable et devant disposer d'une faible tension rémanente à haute vitesse pour des raisons de sûreté de fonctionnement.

Mots-clés—Double excitation, commutation de flux, dimensionnement, bobinage global, prototype.

1. INTRODUCTION

Les machines à commutation de flux font partie de la famille des machines synchrones. L'intérêt grandissant qu'on leur porte est lié à leur structure qui présente plusieurs avantages. En effet, ces machines ont une partie mobile complètement passive, dans le sens où elle ne contient pas de sources de flux magnétique. Leur rotor est similaire à celui des machines à réluctance variable à double saillance. Ceci confère au rotor une robustesse mécanique permettant des fonctionnements à hautes vitesses. Si le rotor est complètement passif, les sources de flux magnétique, c.-à-d., aimants permanents et/ou bobinage inducteur, ainsi que les enroulements de l'induit, se trouvent tous au stator. Cette configuration permet une évacuation plus facile des pertes, et donc un refroidissement plus performant. Il en résulte une plus grande stabilité des performances sur de larges plages de fonctionnement. Afin de réduire la quantité d'aimants permanents utilisés et d'améliorer les capacités de contrôles de ces machines synchrones, différentes topologies ont été proposées en se basant sur une hybridation des sources d'excitation [1 - 9] : aimants permanents et bobinage d'excitation. Ainsi plusieurs topologies de machines à commutation de flux à double excitation ont fait l'objet d'un nombre important d'études ces dernières années : structures rotatives à flux radial (Figure 1) [2-5], structures rotatives à flux axial (Figure 2) [6, 7], structures linéaires (Figure 3) [8, 9].

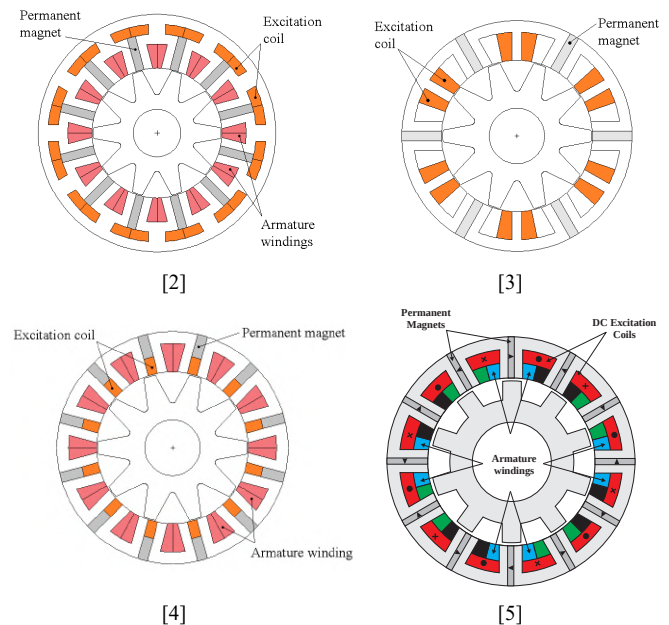


Fig.1 Différentes topologies de machines à commutation de flux à double excitation à flux purement 2D.

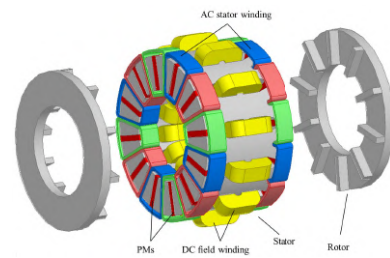


Fig. 2 Machine à commutation de flux à double excitation à flux axial [6]

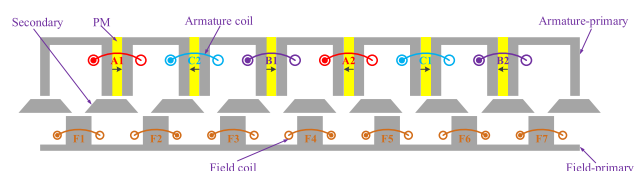


Fig. 3 Actionneur linéaire à commutation de flux à double excitation [8]

Les topologies de double excitation présentées dans les figures précédentes sont caractérisées par un flux magnétique qui circule principalement en 2D (plan $\langle o, \vec{r}, \vec{\theta} \rangle$). D'autres topologies se basent sur une circulation tridimensionnelle du flux de l'excitation. Ceci impose alors l'utilisation de circuits magnétiques caractérisés par une perméabilité relative importante selon les trois directions $(\vec{r}, \vec{\theta}, \vec{z})$. Ce circuit d'excitation peut alors être disposé radialement (figure 4 - [10 - 12]) ou axialement (figure 5 - [13]).

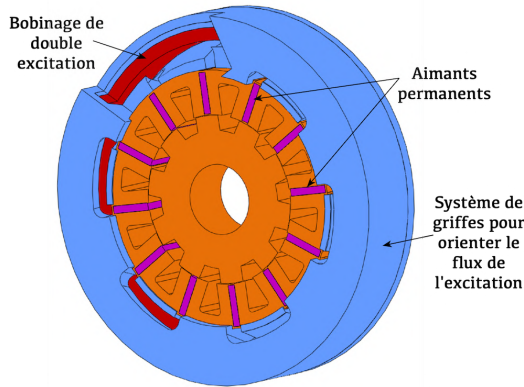


Fig. 4 Vue CAO 3D écorchée de la MScmFDEBG

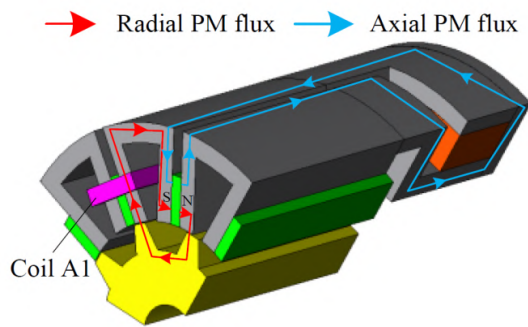


Fig. 5 Machine à commutation de flux à double excitation globale avec une circulation axiale du flux [13]

L'avantage majeur des topologies à commutation de flux à bobinages annulaire réside dans l'élimination des têtes de bobines donc la réduction des pertes Joule du bobinage d'excitation. Toutefois, la complexité du circuit d'excitation impose le recours à des modèles éléments 3D, gourmands en temps de calcul et non adaptés à des procédures de dimensionnement optimisées. Pour y remédier, nous proposons dans cette contribution la modélisation par la méthode des schémas réductants de la machine de la figure 4, développée au laboratoire SATIE [10-12]. Ce modèle réductant permet d'avoir une réduction très importante du temps de calcul et sera par la suite exploité dans une démarche de dimensionnement par optimisation de la topologie étudiée pour une application de génération sur un bus de tension DC à travers un redresseur à diodes. Ce fonctionnement est rendu possible pour ces machines à aimants grâce à l'existence de la double excitation qui est exploitée pour renforcer le flux à faible vitesse et le réduire à haute vitesse pour maintenir une tension du bus DC constante, quelle que soit la vitesse de rotation.

2. LA MACHINE A COMMUTATION DE FLUX A DOUBLE EXCITATION GLOBALE

La figure 4 montre une vue CAO 3D écorchée de la machine à commutation de flux à double excitation à bobinage global (MScmFDEBG). Cette structure se distingue des autres structures à commutation de flux à double excitation [2], par le

bobinage d'excitation global, qui ne nécessite pas la présence de têtes de bobines encombrantes et sources de pertes Joule supplémentaires.

Ainsi, cette machine est composée d'une partie correspondant à une machine à commutation de flux à aimants permanents (MScmF - Figure 6) ayant 12 aimants, un bobinage triphasé au stator et un rotor avec 10 dents. Le circuit de double excitation (figure 7) est installé à la périphérie de la MScmF et comporte une bobine torique, la bobine de double excitation, alimentée en courant continu, et un système de griffes permettant de canaliser le flux généré par ce bobinage, de générer les bonnes polarités (Nord et Sud) et d'orienter ce flux magnétique vers les parties actives de la machine afin de renforcer ou d'affaiblir le flux vu par les bobinages de l'induit.

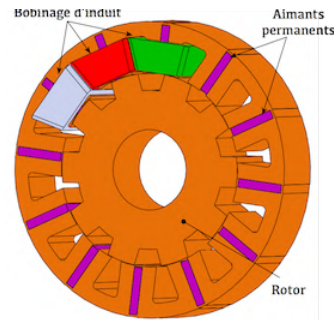


Fig. 6 Vue CAO 3D de la partie 2D de la machine

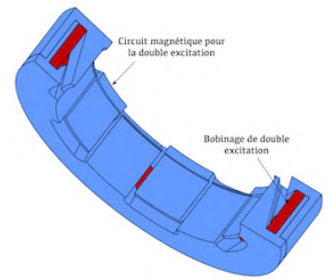


Fig. 7 Vue en coupe de la partie 3D de la machine

La figure 8 illustre les trois principaux trajets du flux à vide existants dans cette topologie de machine. Tout d'abord, les lignes de flux générés par les aimants permanents et qui traversent l'entrefer de la machine. Ces dernières sont principalement 2D et correspondent aux trajets conventionnels de la machine à commutation de flux à aimants permanents [14]. Les lignes de flux générés par les bobinages de double excitation (représentés en jaune) sont canalisées par le circuit magnétique massif (en bleu) jusqu'aux parties feuilletées de la machine. Ces deux familles de lignes de champs participent à la conversion d'énergie. Nous pouvons constater à travers la figure 8, qu'en fonction de l'alimentation de la bobine d'excitation, le flux généré par le bobinage d'excitation peut s'ajouter ou s'opposer à celui créé par les aimants permanents sans toutefois traverser les aimants. Ceci permet de classer ce type de double excitation parmi les machines à double excitation parallèles [15]. Le dernier trajet représenté sur cette figure est un trajet de flux généré par les aimants permanents et correspond à un flux de fuite des aimants permanents par le circuit de double excitation.

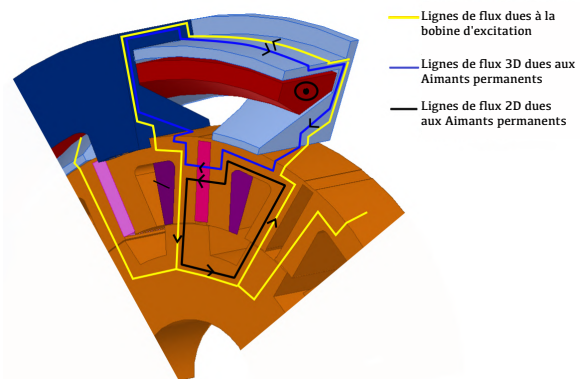


Fig. 8 Principaux trajets du flux à vide dans la MScmFDEBG

3. MODELISATION LA MSCOMFDEBG

3.1. Modélisation par éléments finis 3D

Afin de valider le principe de fonctionnement de cette topologie, un modèle éléments finis 3D (figure 9) a été mis en place et un prototype a été réalisé au laboratoire SATIE [10]–[12]. La figure 10 montre le rotor et le stator du prototype qui a été réalisé. Le Tableau 1 donne quelques caractéristiques de ce prototype [12].

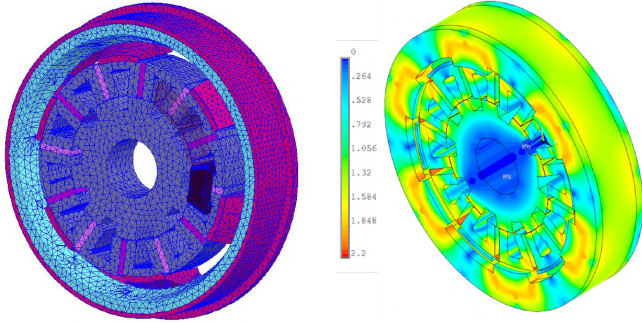
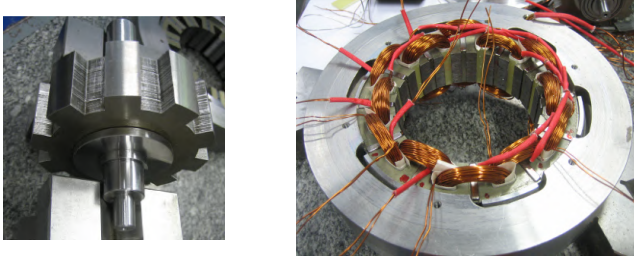


Fig. 9. Modèle éléments finis 3D du prototype.



(a) Rotor à 10 dents

(b) Stator en cours de bobinage

Fig.10 Prototype étudié

Tableau 1. Caractéristiques générales du prototype [10]–[12]

Grandeurs	Valeurs
Nombre de phases	3
Nombre des modules statoriques	12
Nombre de dents rotoriques	10
Rayon externe du rotor (mm)	45.5
Rayon externe du stator (mm)	100
Longueur active (mm)	30
Entrefer (mm)	0.25
Nombre de spires et résistance (Ω) par phase	184, 0.7
Nombre de spires et résistance (Ω) de la bobine d'excitation	200, 2.4
Type d'aimants permanents	NdFeB
Matériau ferromagnétique massif pour le circuit d'excitation	XC18
Masse du prototype	4.9 kg

La figure 11 montre la comparaison entre simulations numériques et mesures expérimentales de l'évolution du flux à vide par spire et par bobine en fonction du courant d'excitation. Le bobinage de double excitation permet d'assurer une excursion de 218% entre la valeur minimale et maximale du flux à vide. Il est également important de constater que la machine étudiée a une meilleure capacité de renforcement du flux que de son affaiblissement. Cette dissymétrie peut être expliquée par une importante saturation dans la culasse de double excitation liée aux lignes de fuite des aimants présentées sur la figure 8. En effet, lorsque la bobine d'excitation est parcourue par un courant d'excitation permettant d'augmenter le flux à vide dans la machine, le flux de fuite des aimants et celui de la double

excitation s'opposent et le circuit de double excitation est faiblement saturé. Ce phénomène s'inverse lorsque l'on cherche à défluxer la machine. Comme le montre la figure 11, le modèle éléments finis 3D permet de prédire fidèlement le comportement du flux à vide de la machine étudiée. Cependant, les temps de calculs d'un tel modèle rendent son exploitation non envisageable dans une démarche de calcul intensive, comme une optimisation. Pour remédier au problème de temps de calcul, un modèle réducteur a alors été développé et est présenté dans le paragraphe suivant.

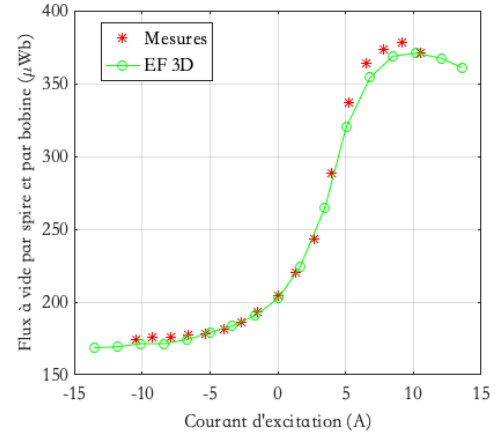


Fig. 11 Évolution du flux à vide en fonction du courant d'excitation - comparaison mesures - EF3D

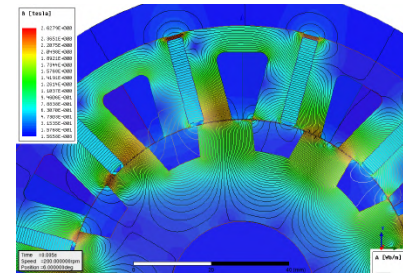


Fig. 12 Lignes de champs pour la partie 2D

3.2. Modélisation par schémas réducteurs

Afin d'établir le schéma réducteur de cette topologie, différentes démarches peuvent être adoptées comme « les réseaux experts » [16] ou encore « les réseaux maillés » [17]. Pour la modélisation de la MScOmFDEBG, nous avons adopté une approche hybride : un modèle maillé pour la partie 2D de la machine (MScOmF) et une approche « schéma expert » pour la double excitation.

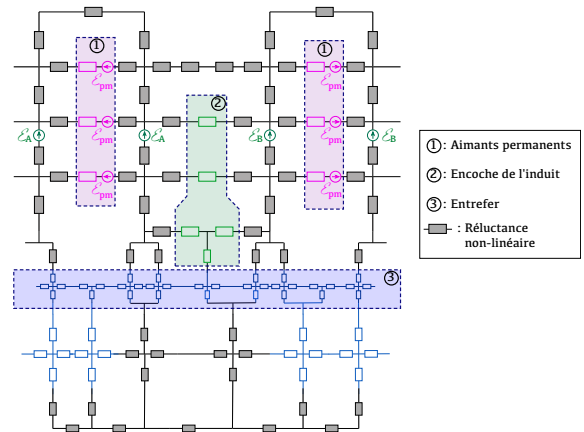


Fig. 13 Schéma réducteur de la partie 2D de la MScOmFDEBG

En effet, pour la partie 2D, la forte saillance du rotor (Figure 12) couplé à la multitude de trajets de flux pouvant exister, particulièrement lorsqu'on essaye de balayer un espace d'exploration étendu, rend l'établissement d'un schéma expert très ardu et l'approche maillée permet d'apporter une solution plus générique (Fig. 13). Pour la partie 3D, le nombre limité de trajets de flux dans cette zone de la machine nous a incité à développer un schéma expert (Fig. 14) limitant ainsi le nombre de variables du système matriciel à résoudre.

En dépit d'une forte saillance du rotor et du stator des machines à commutation de flux, elles sont classées parmi les machines lisses et leurs inductances selon l'axe direct et en quadrature sont identiques [12]. Ainsi un modèle réductant a été établi dans l'axe direct et le mouvement relatif entre le rotor et le stator n'a pas été pris en compte.

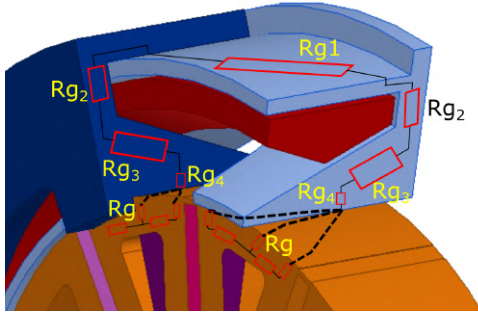


Fig.14 Trajet pris en compte pour la modélisation de la double excitation

La Fig. 15 montre 1/5^{ème} du circuit de réductances développé pour modéliser la machine étudiée. Le modèle entier dans l'axe « d » compte 955 réductances et 196 nœuds. Une résolution nodale a été adoptée pour déterminer les potentiels à chaque nœud du modèle réductant. Entre deux nœuds i et j du modèle établi, les sources de flux $\Phi_{s,ij}$ et des réductances R_{ij} reliant ces deux nœuds sont identifiées et calculées. La relation liant ces deux éléments au flux dans les branches est donnée par l'équation suivante :

$$\phi_{i,1} + \phi_{i,2} + \dots + \phi_{i,j} + \dots + \phi_{i,n} = 0$$

$$\phi_{i,j} = \frac{U_j - U_i}{R_{i,j}} + \phi_{s,ij} \quad (1)$$

Avec

- $\phi_{i,j}$ Le flux entre les nœuds i et j .
- U_i Le potentiel au nœud i
- $\phi_{s,ij}$ L'ensemble des sources entre les nœuds i et j .
- R_{ij} La réductance entre les nœuds i et j

Le système matriciel à résoudre est donné par l'équation suivante :

$$[P]_{nn \times nn}^1 [\Phi_s]_{nn \times 1} = [U]_{nn \times 1} \quad (2)$$

Avec

- $[P]$ La matrice des perméances
- $[\Phi_s]$ Matrice des flux de chaque nœud
- $[U]$ Matrice des potentiels scalaires
- nn Nombre total de nœuds du modèle.

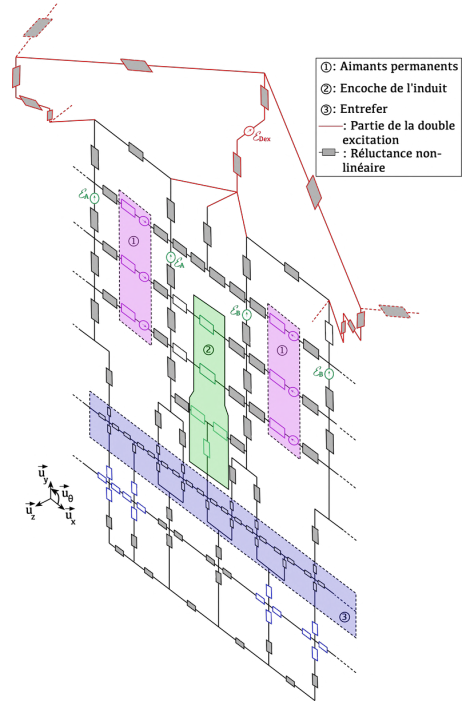


Fig. 15. 1/5^{ème} du circuit de réductances équivalent de la machine.

Le comportement non linéaire des matériaux magnétiques est pris en compte lors de la résolution du modèle réductant en adoptant une approche itérative (la méthode du point fixe), permettant d'adapter la perméabilité relative des parties saturables. Une expression analytique [12] de la caractéristique du matériau magnétique a également été exploitée pour accélérer la convergence de ce processus itératif.

La figure 16 montre la comparaison des résultats obtenus après résolution du schéma réductant complet (représentant 1/2 de la machine) et ceux issus du modèle éléments finis 3D. L'écart maximal constaté est de 8%.

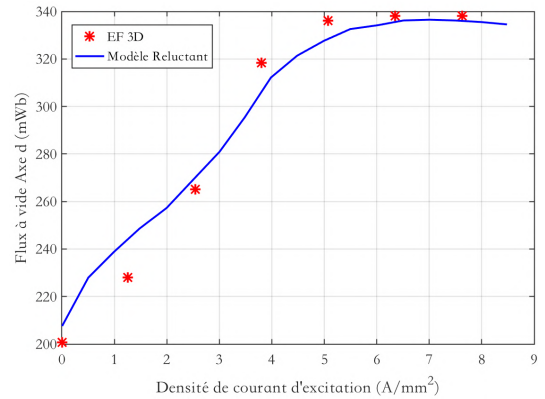


Fig. 16. Flux à vide – comparaison EF3D et modèle réductant.

Le Tableau 2 donne les valeurs et temps de calcul pour estimer le flux à vide à $J_{exc} = 0 \text{ A/mm}^2$. Le modèle réductant permet d'avoir une très bonne précision (3.7% d'écart) pour un temps de calcul 420 fois plus faible.

Tableau 2. Comparaison temps de calcul pour une valeur du flux à vide

	EF3D	Mod. Réductant
$\phi_{d, vide} (J_{exc} = 0 \text{ A/mm}^2)$	201 μWb	208.4 μWb
Temps de calcul	5 min	0.77 s

Le calcul de l'inductance dans l'axe d, nécessite la mise en place d'une stratégie particulière. En effet, les aimants

permanents affectent l'état magnétique de la machine et doivent être pris en compte pour la détermination de L_d . Ainsi, la procédure qui a été suivie est la suivante :

- Résolution du schéma réductant en prenant en compte la présence des aimants permanents, pour un courant d'excitation donnée et pour un courant d'induit nul. Prise en compte de la saturation magnétique pour la résolution de cette configuration.
- Les perméabilités de réductances sont figées.
- Élimination des sources représentant les aimants permanents et l'excitation bobinée.
- Alimentation des bobines d'induit par un courant de l'axe d : $I_a = I_{max}$, $I_b = I_c = -\frac{I_{max}}{2}$. Avec I_{max} faible pour ne pas perturber l'état magnétique de la machine.
- Calcul de l'inductance $L_d = \frac{\phi_d}{I_d}$
- Ce calcul est fait pour chaque valeur du courant d'excitation.

La figure 17 montre l'évolution de l'inductance L_d en fonction de la densité de courant de l'excitation. Le flux généré par le bobinage de double excitation a un impact significatif sur l'état magnétique de la machine, particulièrement la partie 2D, ce qui implique une forte diminution de l'inductance L_d . La comparaison de ces valeurs à celles mesurées a montré des écarts faibles (Tableau 3) et a permis de valider le modèle réductant.

Tableau 3. Comparaison de L_d ($J_{ex} = 0A/mm^2$) mesures vs Modèle réductant

	Mesures	Mod. réductant	Ecart
$L_d (J_{ex} = 0)$	8.7 mH	8.53 mH	1.9%

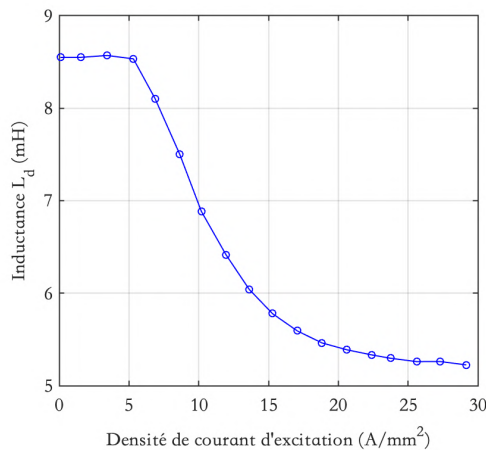


Fig. 17. Évolution de L_d en fonction du courant d'excitation - modèle réductant.

4. EXPLOITATION DU MODELE RELUCTANT

4.1. Modélisation du fonctionnement générateur DC

Dans la précédente partie de cet article, nous avons présenté le modèle réductant qui a été développé et sa validation par rapport au modèle EF3D et/ou les mesures effectuées sur le prototype. Comme indiqué dans l'introduction générale, cette topologie sera étudiée pour un fonctionnement générateur DC (figure 18) avec une faible tension rémanente à haute vitesse de rotation. La puissance électrique fournie est alors estimée en se basant sur le modèle donné par l'équation (3). En effet, en adoptant une hypothèse du premier harmonique, il est possible d'exprimer la puissance en sortie de l'onduleur en fonction des paramètres électriques de la machine, de la tension du bus DC et de la vitesse de rotation.

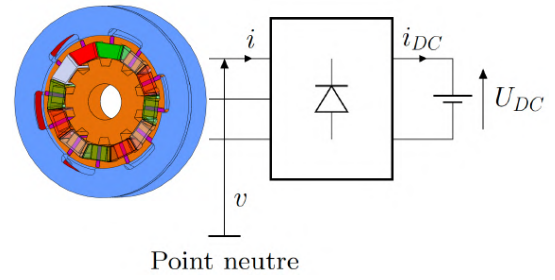


Fig. 18. Principe de l'application visée

$$P_{DC} = \frac{3}{\pi} \frac{U_{DC} \phi_v(I_{ex})}{L_d(I_{ex})} \sqrt{1 - \left(\frac{\Omega_b}{\Omega}\right)^2} \quad (3)$$

$$\text{avec } \Omega_b = \left(\frac{2U_{DC}}{\pi \phi_v(I_{ex}) N_r}\right)$$

P_{DC} Puissance électrique fournie sur le bus DC (W)

U_{DC} Tension du bus DC (V)

N_r Nombre de dents rotorique

Ω Vitesse de rotation (rad/s)

La figure 19 montre la comparaison entre les résultats issus de ce modèle analytique couplé au schéma réductant et ceux mesurés sur le prototype ($U_{DC} = 300V$ et $J_{ex} = 5.7Amm^{-2}$.) Les écarts constatés sont très faibles et ne dépassent pas 5%. Afin de mettre en évidence l'intérêt de cette approche de modélisation (420 fois plus rapide), les temps de calcul sont donnés dans le tableau 4.

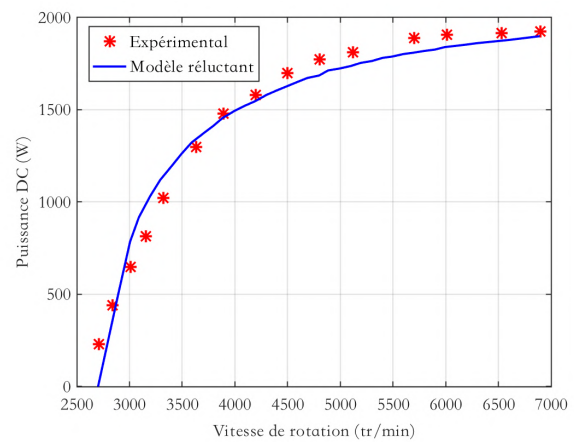


Fig. 19. Comparaison des résultats du modèle avec des mesures expérimentales.

Tableau 4. Comparaison des temps de calcul -EF3D vs Modèle réductant

	EF 3D	Modèle réductant
$L_d(I_{exc})$	1h	7.7 s
$\phi(I_{exc})$	1h	7.7 s
$P_{DC,max}(I_{ex}, N)$	2h	17 s

La puissance DC générée en fonction du courant d'excitation et de la vitesse de rotation est donnée sur la figure 20. Une augmentation du courant d'excitation entraîne le sur-fluxage de la machine donc la possibilité de générer à des basses vitesses de fonctionnement. La possibilité de défluxer la machine rend également possible le contrôle de la puissance générée pour une large plage de vitesse en dépit de l'utilisation d'un redresseur non contrôlé.

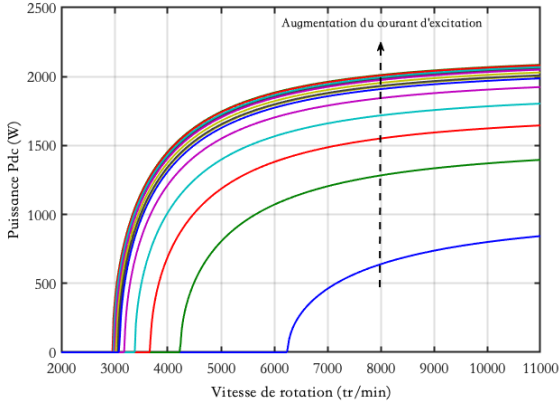


Fig. 20. Évolution de la puissance DC ($U_{DC} = 300V$) en fonction de la vitesse de rotation pour différents courants d'excitation

4.2. Dimensionnement par optimisation de la MSCoMFEDEBG pour un générateur DC à faible tension rémanente

Comme indiqué au début de cet article, une des contraintes pouvant fortement pénaliser les solutions basées sur des redresseurs à diodes pour des fonctionnements à vitesses variables est celle liée à la tension rémanente à haute vitesse de rotation et/ou le courant de court-circuit dans ces conditions de fonctionnement. Ainsi un problème de dimensionnement par optimisation comportant 8 variables géométriques et le nombre de spires a été formulé selon le tableau 4. Ce problème a été étudié avec deux types différents d'aimants permanents : des aimants NdFeBr ($B_r = 1.2 T$) et Ferrites ($B_r = 0.4T$).

Tableau 4. Formulation du problème d'optimisation pour la MSCoMFEDEBG

Objectifs	
Obj.1	Minimiser la tension à vide ($J_{exc} = 0A/mm^2$) pour $N = 12000$ tr/min
Obj.2	Maximiser le flux maximal à vide ($J_{exc} = 12A/mm^2$)
Contraintes	
Puissance DC (à 300VDC et 12000 tr/min) > 2kW	
Volume enveloppe maximum contraint	
Rayon externe du stator (mm)	100
Longueur active (mm)	30
Entrefer (mm)	0.25
Algorithme d'optimisation : MOPSO [18]	
Nombre d'individus : 400	Nombre de générations : 200

Ainsi, pour chaque tirage de paramètres géométriques par l'algorithme d'optimisation, le flux à vide et l'inductance dans l'axe d sont calculées, via le modèle réductant, en fonction de la densité de courant de l'excitation. Le nombre de spires de l'induit est déterminé pour assurer le meilleur remplissage des encoches en considérant un coefficient de bobinage de 40%. Une fois $\phi_v(J_{ex})$ et $L_d(I_{ex})$ déterminés, la puissance P_{DC} est déterminée ainsi que la tension à vide (pour $J_{ex} = 0A/mm^2$) pour une vitesse de 12000 tr/min. Les contraintes et objectifs sont par la suite évalués et des nouveaux paramètres sont tirés tant que le nombre de générations maximal n'est pas atteint. Un algorithme d'optimisation par essais particuliers multiobjectifs sous contraintes a été exploité pour cette étude [18].

La figure 21 montre les deux fronts de Pareto obtenus. Nous pouvons constater que les solutions exploitant des aimants ferrites permettent d'assurer les niveaux de tension à vide les plus bas à 12000 tr/min et les machines utilisant les aimants NdFeBr ont le flux à vide le plus élevé. Le tableau 5 résume les

principales caractéristiques de 6 machines sélectionnées sur les fronts de Pareto obtenus. Les machines avec des aimants ferrites permettent de générer des puissances sensiblement égales à celles avec des aimants terres rares, mais avec des tensions à vide à haute vitesse bien inférieure et des excursions de flux importantes. Les différentes machines obtenues sur le front ont la même proportion en termes de rayon intérieur des griffes/rayon extérieur de la machine. La réduction de la tension rémanente des machines à terres rares est principalement assurée par la diminution des dimensions des aimants et particulièrement de leurs épaisseurs (selon la direction ortho radiale) augmentant ainsi le risque de leurs démagnétisations. Cette limitation n'existe pas pour les machines avec des ferrites qui ont une induction rémanente plus faible ($B_r = 0.4T$). Pour la puissance visée pour ce cas d'étude et pour la contrainte de la tension rémanente à respecter, l'exploitation d'aimants permanents ferrites est à préconiser étant donnée l'efficacité du bobinage de double excitation.

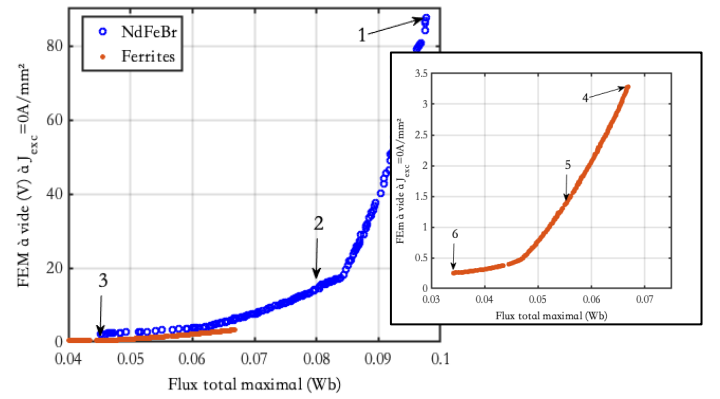


Fig. 21. Fronts de Pareto obtenus pour le problème d'optimisation posé .

Tableau 5. Caractéristiques des machines sélectionnées sur les fronts de Pareto du problème posé

Machine N°	1	2	3	4	5	6
$L_d(mH)$	8.4	7.9	6.1	6.6	5.8	4.4
$P_{300V,max}(kW)$	3.3	2.6	2	2.8	2.6	2
$\Delta\Phi_{spire}(\mu Wb)$	125	290	251	246	214	159
$FEM(V)$ à $J_{exc} = 0$	94	10.8	2.4	3.6	1.4	0.2
Masse (kg)	5.2	4.7	4.9	5	4.7	4.6

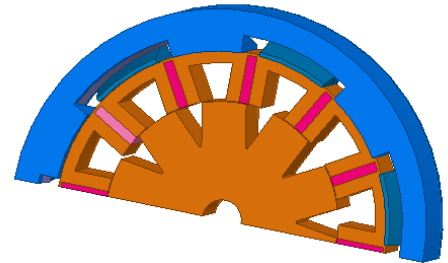


Fig. 22. Machine issue des résultats de l'optimisation (Solution N°4 – aimants ferrites)

5. CONCLUSIONS

Nous avons présenté dans cet article une machine synchrone à commutation de flux à double excitation à bobinage global (ou annulaire). Comparée aux machines à commutations de flux à bobinages cellulaires (flux principalement 2D), cette nouvelle topologie permet de réduire les dimensions des têtes de bobines d'excitation. Cette topologie est composée d'une partie

feuilletée, dite « active » et une autre massive, formant un système de griffes, qui canalise le flux de la bobine annulaire et le conduit à la partie « active » de la machine. Étant donnée la nature fondamentalement tridimensionnelle des trajets de flux dans cette topologie, un modèle éléments finis 3D magnétostatique a été mis en place et a été validé par rapport à des mesures sur un prototype de 2kW de puissance. L'analyse des trajets de flux a permis de mettre en évidence le principe de fonctionnement de cette machine et d'expliquer ses limites en termes de réduction de flux par le bobinage d'excitation. Les temps de calcul constatés avec le modèle éléments finis 3D ne permettent pas d'envisager d'aborder des problématiques de dimensionnement par optimisation afin d'étudier le potentiel d'une telle topologie à fonctionner en génératrice DC tout en assurant une (très) faible tension rémanente à vide à haute vitesse. Un modèle réductant 3D basé sur l'hypothèse du premier harmonique a alors été établi. Ce modèle composé de 955 réluctances a été validé, via des mesures et des simulations éléments finis, pour le flux à vide et l'inductance dans l'axe direct. Des faibles écarts, inférieurs à 10%, ont été constatés et un facteur de réduction supérieur à 400 a été obtenu pour le temps de calcul par rapport au modèle EF3D. Ce modèle réductant a, par la suite, été exploité pour traiter deux problèmes de dimensionnement par optimisation pour deux types d'aimants différents (NdFeBr et Ferrites). Les solutions obtenues ont permis de montrer que dans le volume enveloppe du prototype actuel, il est possible de générer une puissance supérieure à celle du prototype et de réduire significativement la tension à vide à haute vitesse (3.6V à la place de 49V pour le prototype actuel). Les solutions disposant d'aimants NdFeBr permettent de générer une puissance supérieure à celles avec des ferrites. Ces dernières ont, toutefois, une excursion de flux à vide importante et une tension rémanente pouvant être presque nulle à haute vitesse de rotation sans toutefois augmenter les risques de démagnétisation des aimants.

6. REFERENCES

- [1] Wang, Yu & Deng, Zhiquan. Comparison of Hybrid Excitation Topologies for Flux-Switching Machines. *IEEE Transactions on Magnetics*, April 2012, 48. 2518-2527. doi: 10.1109/TMAG.2012.2196801.
- [2] E. Hoang, M. Lécirvain, and M. Gabsi, "A new structure of a switching flux synchronous polyphased machine with hybrid excitation," in *Proc. 12th Eur. Conf. Power Electronics and Applications*, Aalborg, Denmark, 2007, pp. 1–8.
- [3] J. T. Chen, Z. Q. Zhu, S. Iwasaki and R. P. Deodhar, "A Novel Hybrid-Excited Switched-Flux Brushless AC Machine for EV/HEV Applications," in *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, vol. 60, no. 4, pp. 1365-1373, May 2011, doi: 10.1109/TVT.2011.2132811.
- [4] W. Hua, G. Zhang, M. Cheng and J. Dong, "Electromagnetic Performance Analysis of Hybrid-Excited Flux-Switching Machines by a Nonlinear Magnetic Network Model," in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 47, no. 10, pp. 3216-3219, Oct. 2011, doi: 10.1109/TMAG.2011.2154377.
- [5] B. Gaussens, E. Hoang, M. Lécirvain, P. Manfe, and M. Gabsi, "A Hybrid-excited flux-switching machine for high-speed DC-alternator applications," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 61, no. 6, pp. 2976–2989, June 2014.
- [6] E. Yıldırım, M. Güleç and M. Aydın, "An Innovative Dual-Rotor Axial-Gap Flux-Switching Permanent-Magnet Machine Topology With Hybrid Excitation," in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 54, no. 11, pp. 1-5, Nov. 2018, Art no. 8107705, doi: 10.1109/TMAG.2018.2848878.
- [7] Xingyan, Liang & Yu, Feng. Fault-Tolerant Control of Hybrid Excitation Axial Field Flux-Switching Permanent Magnet Machines. *IEEE Transactions on Magnetics*, May 2018, PP. 1-5. doi: 10.1109/TMAG.2018.2827948.
- [8] Z. Zeng and Q. Lu, "A Novel Hybrid-Excitation Switched-Flux Linear Machine With Partitioned-Excitations," in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 55, no. 12, pp. 1-4, Dec. 2019, Art no. 7502204, doi: 10.1109/TMAG.2019.2940532.
- [9] Z. Zeng, Y. Shen, Q. Lu, B. Wu, D. Gerada and C. Gerada, "Investigation of a Partitioned-Primary Hybrid-Excited Flux-Switching Linear Machine With Dual-PM," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 55, no. 4, pp. 3649-3659, July-Aug. 2019, doi: 10.1109/TIA.2019.2912553.
- [10] E. Hoang, A. Dupas, S. Hlioui, M. Lécirvain, and M. Gabsi, "3D Global Windings Hybrid Excitation Switching Flux machine," in *Proc. 17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS 2014)*, Hangzhou, China, October 22–25, 2014.
- [11] A. Dupas, S. Hlioui, E. Hoang, M. Gabsi, and M. Lécirvain, "Investigation of a new topology of hybrid-excited flux-switching machine with static global winding: experiments and modeling," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 52, no. 2, pp. 1413–1421, March/April 2016.
- [12] Agathe Dupas, Modélisation et optimisation d'une machine synchrone à commutation de flux et à double excitation à bobinage global, Mémoire de thèse de doctorat, Université Paris-Saclay, 2016.
- [13] X. Li, F. Shen, S. Yu and Z. Xue, "Flux-Regulation Principle and Performance Analysis of A Novel Axial Partitioned Stator Hybrid-Excitation Flux-Switching Machine Using Parallel Magnetic Circuit," in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, June 2020, doi: 10.1109/TIE.2020.3001807.
- [14] E. Hoang, A. H. Ben-Ahmed, and J. Lucidarme, "Switching flux permanent magnet polyphased synchronous machines," in *Proc. 7th Eur. Conf. Power Electronics and Applications*, vol. 3, 1997, pp. 903–908.
- [15] Nedjar, B. & Hlioui, Sami & Amara, Yacine & Vido, Lionel & Gabsi, Mohamed & Lécirvain, M. . A New Parallel Double Excitation Synchronous Machine. *Magnetics, IEEE Transactions on.*, 2011, 47. 2252 - 2260. doi: 10.1109/TMAG.2011.2134864.
- [16] Z. Xu, S. Xie and P. Mao, "Analytical Design of Flux-Switching Hybrid Excitation Machine by a Nonlinear Magnetic Circuit Method," in *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 49, no. 6, pp. 3002-3008, June 2013, doi: 10.1109/TMAG.2012.2236566.
- [17] S. Asfirane *et al.*, "Performance Comparison of Different Winding Configurations of a Novel Wound-Field Flux-Switching Linear Machine," *2018 XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Alexandroupoli, 2018, pp. 2276-2282, doi: 10.1109/ICELMACH.2018.8507065.
- [18] J. Aubry « Optimisation du dimensionnement d'une chaîne de conversion électrique directe incluant un système de lissage de production par supercondensateurs : application au houlogénérateur SEAREV » Thèse de doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2011.