

Caractérisation d'un alternateur synchrone avec aimants de compensation de fuite magnétique

Julien KORECKI¹, Sofiane BENDALI², Aymen AMMAR², Abdelmounaïm TOUNZI¹, Daniel LALOY²¹Univ. Lille, Centrale Lille, Arts et Metiers ParisTech, HEI, EA 2697 - L2EP – Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance, F-59000 Lille, France, JEUMONT ELECTRIC²

RESUME – L'ajout d'aimants de compensation dans les espaces interpolaire de machines synchrones à pôles saillants permet d'atténuer les flux de fuites inducteur. Un prototype utilisant cette technique, dimensionné et construit, est étudié dans cette communication. L'effet de la compensation est d'abord illustré. Ensuite, le prototype est étudié en utilisant un modèle numérique. Différents points de fonctionnements sont simulés et les résultats sont comparés à des mesures expérimentales tant en grandeurs globales que locales.

Mots-clés — Alternateur synchrone, mesure, modélisation numérique, caractérisation

1. INTRODUCTION

Les machines synchrones sont des structures propices à la génération de l'électricité dans les centrales éoliennes à entraînement direct de par la possibilité d'augmenter les polarités de manière relativement aisée [1]. Cette spécificité est utilisée depuis très longtemps dans le cas des alternateurs hydro-électriques à vitesse constante et suscite beaucoup d'intérêt dans de domaine de l'éolien, à vitesse variable, depuis quelques années. Ainsi, plusieurs industriels proposent aujourd'hui des systèmes de conversion d'énergie éolienne mettant en œuvre des générateurs synchrones à aimants permanents ou à excitation par courant continu. Chaque solution admet évidemment des avantages et des inconvénients. Ainsi, l'utilisation d'aimants permanents permet d'aboutir à des structures compactes ne nécessitant pas de source d'alimentation alors que l'excitation par courant est intéressante dans la mesure où elle permet de disposer d'un degré de liberté qui peut s'avérer très utile.

En dehors du domaine de l'éolien, divers travaux sont dédiés à des machines synchrones dites à double excitation [2][3], série ou parallèle, afin de pouvoir profiter des avantages des deux configurations. Ces structures utilisent typiquement une première excitation principale par des aimants permanents et la seconde, par courant, permet de surexciter ou désexciter la machine en fonction des nécessités du fonctionnement désiré.

Une autre solution consisterait à utiliser une excitation principale par courant continu et à ajouter des aimants permanents pour augmenter son efficacité. En effet, dans le cas de l'utilisation d'un bobinage inducteur, et plus particulièrement avec des pôles saillants, des flux de fuites atténuent le champ d'excitation. Un moyen de les compenser consiste à insérer des aimants dans les espaces interpolaire. Cela permet d'améliorer les performances et d'augmenter la puissance massique de la structure tout en gardant le réglage de l'excitation [4]. À la différence des

structures hybrides à double excitation, les aimants de compensation n'induisent aucune fem mais permettent de canaliser le flux inducteur vers le stator [5]. Une version adaptée de cette topologie a déjà été utilisée dans le milieu automobile dans le but d'augmenter les performances des alternateurs [6].

Dans la présente communication, un prototype de cette topologie, dimensionné et construit pour une utilisation en conversion de l'énergie éolienne, est étudié en utilisant un modèle numérique de simulation par éléments finis. Le but est de quantifier différentes grandeurs et valider les résultats au travers de mesures permettant ainsi de se doter d'un modèle numérique fiable pour, d'une part, investiguer d'autres grandeurs de la machine et, d'autre part, pouvoir l'utiliser pour valider d'autres dimensionnements.

Dans un premier temps, l'effet des aimants de compensation est illustré au travers de l'étude simplifiée d'un pôle de la machine. Ensuite, diverses grandeurs globales et locales sont déterminées et comparées aux mesures effectuées sur le prototype pour différents points de fonctionnement. Enfin, le modèle numérique est utilisé pour identifier les valeurs de quelques unes des grandeurs classiques utilisées dans les modèles à grandeurs localisées.

Un des objectifs de ce travail est d'établir une méthodologie de simulation afin de caractériser l'alternateur dont il question dans le but d'étendre ces travaux à des alternateurs de différentes puissances.

2. COMPENSTAIION DES FLUX DE FUITES INDUCTEUR ET PRESENTATION DU PROTOTYPE D'ETUDE

Dans le cas de machines synchrones classiques à pôles saillants excités en courant, une partie du flux inducteur reboucle par les épanouissements polaires et encoches rotoriques, c'est le flux de fuites (Fig 1.a). Afin de forcer ce dernier à atteindre le stator, des aimants permanents de compensation, en polarisation tangentielle, peuvent être insérés dans l'espace interpolaire. En l'absence de courant d'excitation, ces aimants sont court-circuités au travers du rotor et n'engendrent donc aucune fem aux bornes de l'induit (Fig. 1.b). Leur effet est par contre bien visible lorsque la machine est excitée (Fig 1.c). Ainsi, les flux de fuites interpolaire sont canalisés vers le stator et une partie du champ magnétique des aimants se soustrait à celui créé par les enroulements rotoriques. Cela permet de réduire le niveau d'induction au rotor qui aurait créé des zones de saturation magnétique locales génératrices de fuites magnétiques supplémentaires. L'utilisation des aimants de compensation permet alors, pour

un faible volume et donc un investissement limité de ces matériaux, d'accroître les performances de la machine avec des courants d'excitation réduits [5].

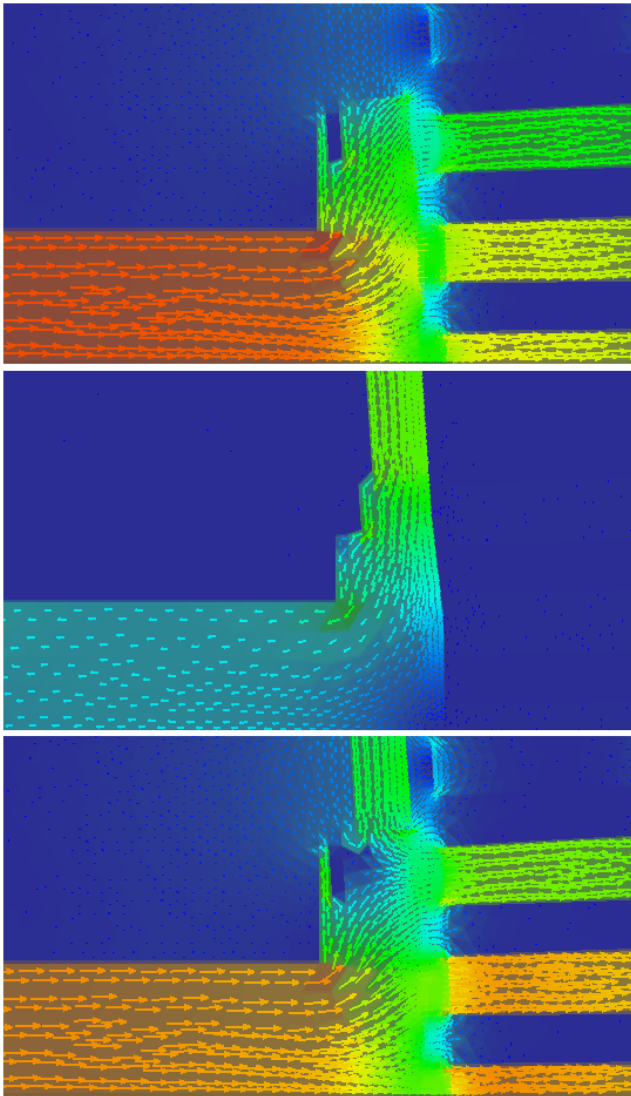


Fig.1. Flux de fuites (a : excitation sans compensation, b : aimts seuls, c : excitation avec compensation)

Sur la base de ce principe, un prototype a été dimensionné et construit par la société Jeumont Electric pour une application éolienne avec les grandeurs nominales suivantes : 900 kW, 690 V, 27 tr/min et 10,8 Hz. La figure 2 montre la géométrie de principe de la machine dimensionnée. Le bobinage statorique, réparti dans 288 encoches, est composé de deux étoiles triphasées en phase avec 4 voies en parallèle par phase. Le rotor comporte 48 pôles entre lesquels sont insérés les aimants de compensation. Enfin, le diamètre extérieur de la machine est de 3700 mm pour une longueur utile de 350 mm. Le prototype a été instrumenté lors de sa construction et, entre autres, des capteurs à effet hall ont été disposés à différents endroits de la machine dans le but d'accéder à l'évolution de grandeurs locales.

Afin de caractériser ce prototype, des essais normalisés ont été effectués pour obtenir les caractéristiques globales à vide et en court-circuit. Les résultats de ces campagnes de mesures seront présentés plus bas et comparés à des résultats de simulations numériques par éléments finis.

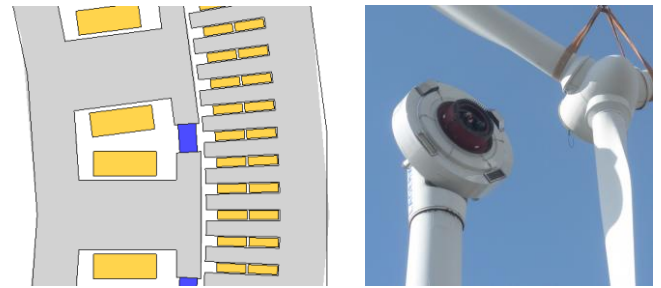


Fig.2. Géométrie et photo du prototype

3. MODELE NUMERIQUE

Pour étudier le prototype dimensionné, un modèle numérique par éléments finis est utilisé. Dans le cas des essais classiques effectués, le comportement électromagnétique peut être décrit par les équations de Maxwell dans le domaine quasi-statique et plus particulièrement celui de la magnéto-statique ;

$$\text{Rot } \mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (1)$$

$$\text{Div } \mathbf{B} = 0 \quad (2)$$

Avec la loi de comportement magnétique non linéaire :

$$\mathbf{B} = \mu(\mathbf{H})\mathbf{H} + \mathbf{B}_R \quad (3)$$

où \mathbf{H} représente le champ magnétique, \mathbf{B} et \mathbf{B}_R , l'induction magnétique et l'induction rémanente des aimants, et \mathbf{J} la densité de courant source.

Les aimants utilisés sont en terres rares et donc avec une conductivité électrique significative. Toutefois, étant segmentés, les courants qui peuvent y être induits sont très limités ce qui justifie la non utilisation d'une formulation en magnéto-dynamique. L'alternateur étant étudié sain, on peut exploiter les différentes symétries pour limiter le domaine d'étude. Par conséquent, seul un secteur de 15° est modélisé avec des conditions de périodicités appliquées aux frontières symétriques en plus de la condition limite « $\mathbf{B} \cdot \mathbf{n} = 0$ » qui est imposée à la périphérie du stator et de l'alésage du rotor.

Le problème peut se réduire à une équation s'exprimant en fonction d'un potentiel vecteur magnétique « \mathbf{A} » telle que :

$$\text{Rot } \frac{1}{\mu(H)} \text{Rot } \mathbf{A} = \mathbf{J} + \text{Rot } \frac{1}{\mu(H)} \mathbf{B}_R \quad (4)$$

Avec,
$$\mathbf{B} = \text{Rot } \mathbf{A} \quad (5)$$

Le code de calcul utilisé dans cette étude est code_Carmel [7] qui est développé au laboratoire.

4. CARACTERISATION DU PROTOTYPE

Cette partie porte sur la détermination des principaux paramètres électriques de la machine d'étude, importants pour la chaîne de commande. Ces paramètres sont issus de résultats de mesures obtenus par des essais normalisés tels que les essais à vide et en court circuit. Ces derniers sont également réalisés par le modèle numérique. Ainsi il sera montré qu'il est possible de caractériser l'alternateur à l'aide d'essais virtuels réalisés par éléments finis.

4.1. Résultats des essais à vide

Dans un premier temps, afin de quantifier les effets tridimensionnels qui peuvent apparaître à la suite de la faible longueur de la machine par rapport à son diamètre, le prototype dimensionné a été modélisé par éléments finis en 2D et en 3D à l'aide de code_Carmel. Les calculs réalisés à vide par les deux modèles ont montré que les différences étaient très peu significatives, à l'inverse du temps de calculs requis. Par conséquent, la suite de l'étude est effectuée en 2D avec pour

but l'évaluation de l'impact des aimants sur l'amplitude de la fem à courant d'excitation donné.

La première grandeur comparée entre la mesure et la simulation est la forme d'onde des forces électromotrices relevées. La figure 3 représente la comparaison de cette forme d'onde dans le cas de la tension composée obtenue pour un courant d'excitation de 38 A.

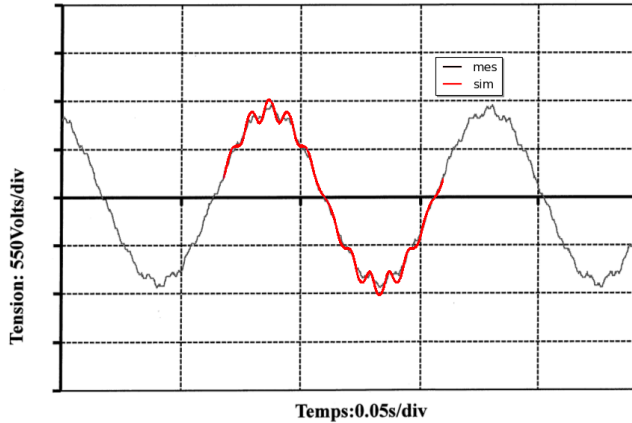


Fig.3. Forme d'onde mesurée et simulée de la tension composée à vide.

On constate que les formes d'ondes sont très proches pour ce point de fonctionnement, tant d'un point de vue temporel que du point de vue du contenu harmonique. La figure 4 montre la comparaison entre les caractéristiques internes simulée et mesurée. Par ailleurs, la caractéristique interne a également été simulée sans aimants, afin de montrer l'intérêt de ces derniers.

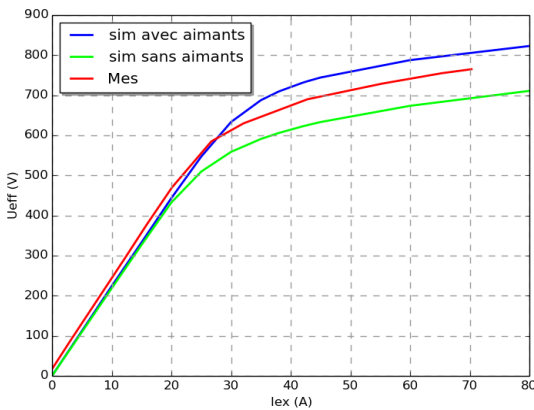


Fig.4. Caractéristiques à vide simulée et mesurée.

Ces résultats montrent d'une part que la caractéristique interne simulée avec les aimants est très proche de celle mesurée et que l'effet de ces derniers est non négligeable dans la mesure où l'amplitude de la fem à vide est augmentée de près de 15% au courant d'excitation nominal. Une différence apparaît cependant pour des niveaux de saturation importants. Cet effet est dû au modèle non linéaire utilisé pour la simulation. En effet, les paramètres de la courbe de Marrocco, utilisée pour prendre en compte la non linéarité, sont ajustés pour correspondre à la courbe fournie par le constructeur de tôles magnétiques dans la zone linéaire et au voisinage du coude de saturation pour décrire au mieux le fonctionnement de l'alternateur en fonctionnement nominal. Or, en réalité, la loi de comportement magnétique peut sensiblement varier suite aux procédés de construction de la machine, généralement avec de légères dégradations des performances. Par conséquent, les

champs calculés par le modèle numérique peuvent être surestimés dans les zones fortement saturées.

Comme évoqué précédemment, on retrouve l'effet de retard de saturation. En l'absence des aimants le niveau de saturation magnétique du rotor est atteint pour un courant d'excitation proche de 20A tandis que ce phénomène n'apparaît qu'à une amplitude du courant proche de 30A avec la présence des aimants. La figure 5 illustre ce phénomène pour un courant d'excitation de 25 A.

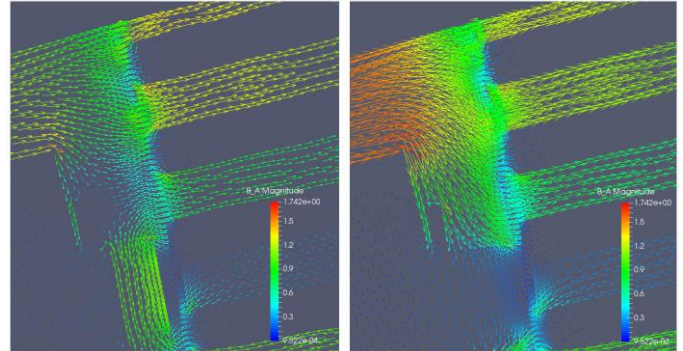


Fig.5. Carte d'induction pour un courant d'excitation de 25A a) avec aimants et b) sans aimants.

La saturation commence clairement à s'établir dans le cas sans aimants (fig.5.b) contrairement au cas avec aimants (fig.5.a) où l'on remarque une induction moins importante au sein du rotor et une réduction des fuites magnétiques inter polaires conjuguée à une augmentation du flux capté au stator.

Comme indiqué plus haut, des capteurs à effet Hall ont été disposés à différents endroits de la machine pour accéder à l'induction magnétique. Diverses comparaisons entre mesure et simulation du champ dans l'entrefer ont été effectuées. La figure 6 illustre un exemple montrant le champ radial mesuré et simulé sous une dent statorique pour un courant d'excitation de 38 A.

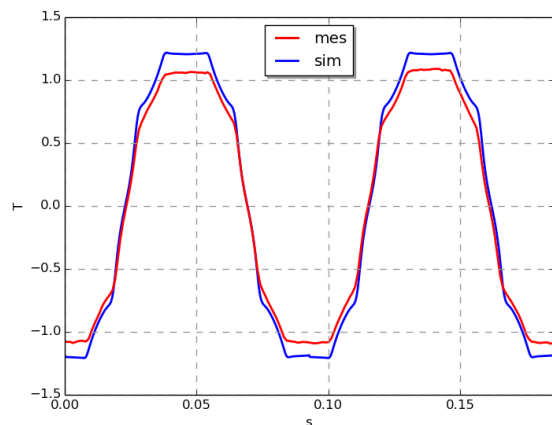


Fig. 6. Induction radiale mesurée et simulée sous une dents statorique en fonction du temps.

On remarque une surestimation de l'induction simulée, ce qui est en accord avec les résultats de la figure 4 concernant la caractéristique interne.

4.2. Essais en court-circuit

Des simulations ont également été effectuées en court-circuit. Dans ce cas, l'alternateur est entraîné à la vitesse nominale et les bobinages d'induit sont court-circuités. Il est à noter que pour cet essai, la non linéarité des matériaux magnétiques n'est pas prise en compte sachant que la réaction

magnétique d'induit entraîne une diminution globale des niveaux d'inductions au sein de la machine. La figure 7 montre la comparaison entre la caractéristique de court-circuit simulée et mesurée qui montre une très bonne concordance.

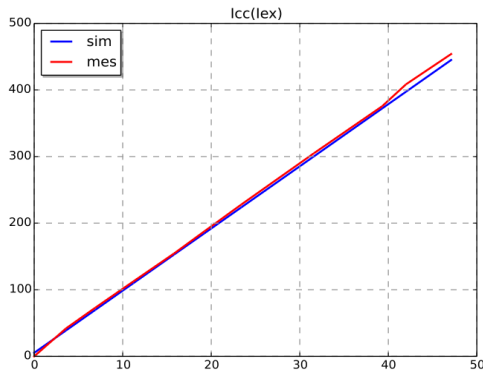


Fig.7. Caractéristiques de court-circuit simulée et mesurée.

Ces essais, conjointement aux essais à vide, permettent dans un premier temps de déterminer le rapport de court circuit « K_{CC} ». Le pré-dimensionnement analytique a fourni une première valeur de ce rapport que l'on compare aux valeurs déterminées par mesure et simulation dans le tableau 1. Sont également présentes les valeurs de la réactance synchrone calculées à partir des essais à vide et en court circuit. Les résultats sont très proches dans les trois cas.

Tableau 1. Rapport de court circuit K_{CC} et réactance synchrone longitudinale..

	Analyt.	Mesure	Simulation
K_{CC}	1.02	1.08	0.9
$X_d(\text{Ohm})$	1.16	1.38	1.42

Comme dans le cas des essais à vide, on compare, sur la figure 8, l'induction magnétique entre deux encoches statorique en fonction du temps, obtenue par simulation et mesure. Cette induction est une image du flux de fuite entre deux dents statoriques. On constate des que les allures des courbes sont très similaires et les amplitudes très proches..

4.3. Détermination des réactances synchrones longitudinale et transverse

Plusieurs possibilités d'essais permettent de déterminer les caractéristiques d'un alternateur telles les réactances synchrones longitudinale et transverse X_d et X_q . Dans un premier temps, il est intéressant d'utiliser des outils comme la transformation de Park, facilement exploitable en simulation numérique (6), afin de déterminer les réactances X_d et X_q pour un coût de simulation faible.

$$\Phi_{d,q} = X_{d,q} / \omega I_{d,q} \quad (6)$$

Les résultats suivants ont donc été obtenus pour des simulations aux deux positions d et q du rotor et pour plusieurs valeurs de courant traversant les phases. La figure 9 montre l'évolution des réactances X_d et X_q en fonction du courant statorique efficace obtenu par simulation sachant que le courant nominal est de 375 A. Les valeurs obtenues sont regroupées dans le tableau 2.

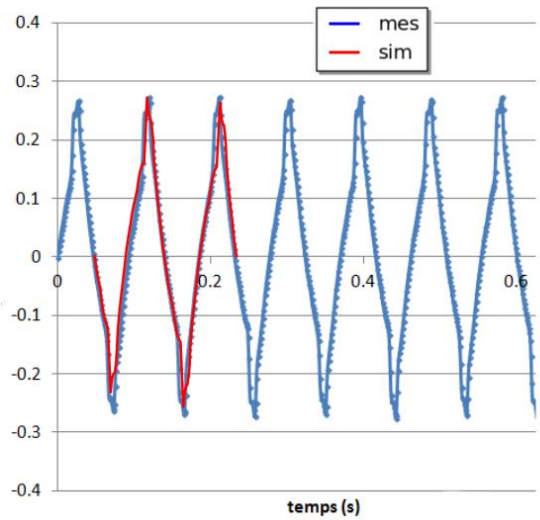


Fig.8. Induction mesurée et simulée entre deux dents statoriques .

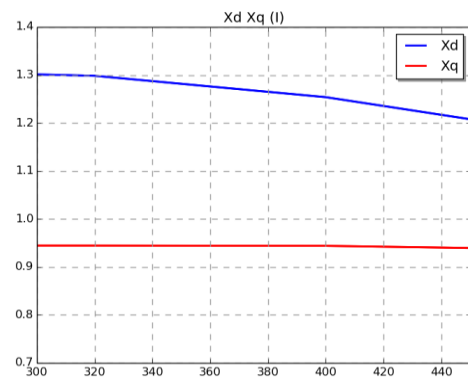


Fig.9. Inductance L_d et L_q en fonction du courant.

Tableau 2. X_d et X_q obtenue à l'aide de la transformation de Park par simulation.

	Analyt.	Mesure	Simulation
$X_d(\text{Ohm})$	1.16	1.38	1.25
$X_q(\text{Ohm})$	-	0.74	0.95

On constate que les résultats de simulation sont proches de la mesure, bien que, concernant X_d , différents de ceux présentés dans le tableau 1. Cet écart s'explique par les méthodes employées. Dans le cas de l'utilisation des essais à vide et en court circuit, la détermination de X_d requiert d'approximer la courbe à vide par une droite à l'origine. On s'appuie donc sur des grandeurs globales approchées. Tandis que pour les résultats présentés dans ce paragraphe, on travaille directement à partir des flux captés par les bobines et des courants qui les traversent.

Un second essai plus classique à faible glissement, permet d'obtenir les valeurs de ces réactances. Il consiste à alimenter le stator de l'alternateur à tension réduite et à faire tourner le rotor de celui ci à une vitesse proche du champ tournant statorique. Puis, à partir des valeurs extrêmes des formes d'ondes des courants et des tensions relevées il est possible de déterminer la valeur des réactances X_d et X_q aux instants où la tension induite au rotor s'annule ou est maximale.

$$X_d = V_{max} / I_{min} \quad (7)$$

$$X_q = V_{min} / I_{max} \quad (8)$$

Il est à noter que pour cet essai la non linéarité n'est également pas nécessaire aux vues des niveaux des grandeurs mises en jeu qui sont relativement faibles. Les figures 10 et 11 illustrent les évolutions du courant et de la fem de la phase 1. Sur chacune d'elle est représenté le régime transitoire ainsi qu'un zoom du régime permanent. La figure 13 représente la fem induite au rotor servant à déterminer les instants à considérer pour le calcul des réactances.

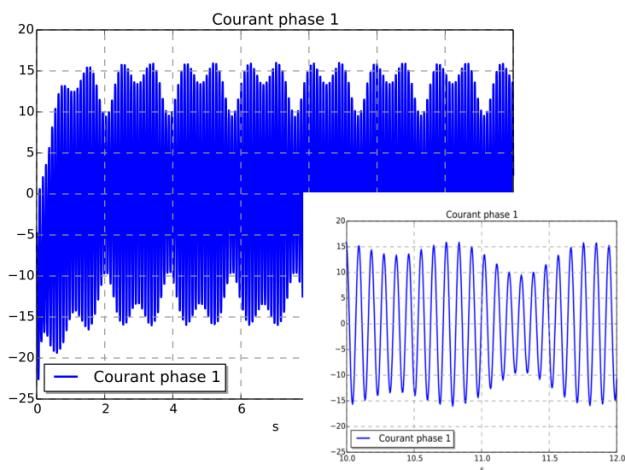


Fig.10. Forme d'onde obtenue par simulation du courant dans la phase 1.

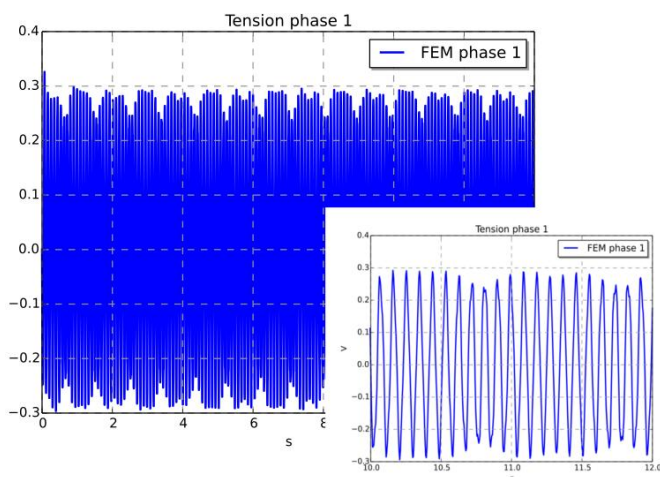


Fig.11. Forme d'onde obtenue par simulation de la FEM de la phase 1.

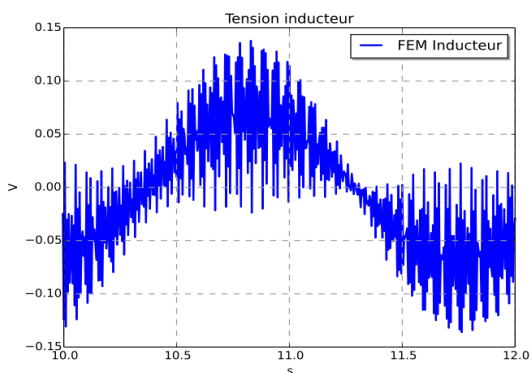


Fig.13. Forme d'onde obtenue par simulation de la FEM de l'inducteur rotorique.

Cet essai s'effectue habituellement pour des alternateurs à pôles lisses sans aimants mais il est néanmoins pertinent car le rôle de ces derniers n'est pas de constituer une excitation.

La détermination des valeurs maximales ou minimales des courants et des tensions est rendue difficile de par la saillance du rotor mais on constate des résultats cohérents (tableau 3).

Tableau 3. X_d et X_q obtenue à l'aide de l'essai à faible glissement par simulation.

	Analyt.	Mesure	Simulation
$X_d(\text{Ohm})$	1.16	1.38	1.08
$X_q(\text{Ohm})$	-	0.74	0.8

5. CONCLUSION

Cette communication porte sur l'étude et la caractérisation d'un alternateur synchrone pour l'éolien. La particularité de cet alternateur est qu'il possède des aimants interpolaire dont le but est d'améliorer les performances de la machine en compensant le flux de fuites au rotor. Un prototype a été pré dimensionné analytiquement, construit et caractérisé. Les résultats de la caractérisation par simulation par éléments finis à l'aide du logiciel code_Carmel ont été comparés aux mesures expérimentales montrant un bon accord avec ces dernières. Les différences qui subsistent sont dues, d'une part, aux erreurs de mesures et d'autre part aux erreurs de simulation qu'entraînent les simplifications géométriques, le maillage et les modèles de lois de comportement. Aux vues de ces résultats, la caractérisation 'virtuelle' permet la qualification d'alternateurs et peut être étendue à des machines de puissances différentes sans requérir à la fabrication de prototypes.

REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient l'ADEME qui a financé ces travaux au travers du projet AMI 'JEOLIS'

REFERENCES

- [1] H. Polinder, J. A. Ferreira, B. Jensen, A. B. Abrahamsen, K. Atallah, R. McMahon, and others, "Trends in wind turbine generator systems," *Emerg. Sel. Top. Power Electron. IEEE J. Of*, vol. 1, no. 3, pp. 174–185, 2013.
- [2] A. Ammar, "Modélisation et Optimisation d'un Générateur Synchrone à Double Excitation de Forte Puissance", thèse de Doctorat, Ecole Centrale de Lille, 2013.
- [3] S. Hlioui, L. Vido, Y. Amara, M. Gabsi, M. Lecrivain, and A. Miraoui, PM and hybrid excitation synchronous machines: Performances comparison, in 2008 18th International Conference on Electrical Machines, 2008, pp. 1-6.
- [4] C. Zhao and Y. Yan, "A review of development of hybrid excitation synchronous machine," in *Industrial Electronics, 2005. ISIE 2005. Proceedings of the IEEE International Symposium on*, 2005, vol. 2, pp. 857–862.
- [5] K. Yamazaki, K. Nishioka, K. Shima, T. Fukami, and K. Shirai, "Estimation of assist effects by additional permanent magnets in salient-pole synchronous generators," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 59, no. 6, pp. 2515–2523, 2012.
- [6] A. Bruyere, T. Henneron ; E. Semail ; F. Locment ; A. Bouscayrol ; J. M. Dubus ; J. C. Mipo, "Identification of a 7-phase claw-pole starter-alternator for a micro-hybrid automotive application", *Proc. Int. Conf. Elect. Mach. (ICEM)*, pp. 1-6, 2008.
- [7] Iamamura, B.A.T.; Le Menach, Y.; Tounzi, A.; Sadowski, N.; Guillot, E.; Jacq, T.; Langlet, J., "Study of synchronous generator static eccentricities — FEM results and measurements", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol 49, Issue 5, pp. 1605 – 1608, 2013.