

## Optimisation de la commande d'une génératrice à réluctance variable pour une application éolienne

R. Rebbah<sup>\*</sup>, A. Bentounsi, H. Benalla<sup>†</sup> et H. Djeghloud

Laboratoire d'Electrotechnique de Constantine, LEC,  
Faculté des Sciences de l'Ingénieur, Université des Frères Mentouri  
Route Ain-El-Bey, Constantine, Algérie

(reçu le 24 Juin 2010 – accepté le 25 Septembre 2010)

**Résumé** - Cet article a pour objectif de présenter une nouvelle stratégie de commande optimale d'une génératrice à réluctance variable (GRV) entraînée directement par une turbine éolienne en vue de maximiser le rendement énergétique. Il s'agit d'optimiser les angles de commutations du convertisseur associé à une GRV 6/4, en modes continu (impulsion unique) et haché (modulation de largeur d'impulsion), selon un processus original qui consiste à approcher la caractéristique flux-courants pour une vitesse donnée par une courbe référence idéalisée pour la vitesse nominale qui permet de maximiser la surface correspondant à l'énergie convertie. Les résultats des simulations sont analysés et illustrent les bonnes performances du contrôleur proposé pour une application éolienne à vitesse de vent variable.

**Abstract** - This paper aims to present a new strategy of optimal control of a Variable Reluctance Generator (VRG) in the direct wind driven application in order to maximize the energetic efficiency. The proposed method is based on an optimization of the switching angles of the converter associated to a 6/4 VRG, in continuous (single-pulse) and chopped (PWM) modes, according to an original process which consists to approach the flux-current characteristic for a given speed by a reference curve idealized for the nominal speed which maximizes the converted energy area. The results of simulations are analyzed and illustrate the good performance of the proposed controller for a wind application at variable speed.

**Mots clés:** Commande - Optimisation - Génératrice à réluctance variable - Vitesse variable - Eolienne.

### 1. INTRODUCTION

Le concept de développement durable né des multiples crises énergétiques mondiales, sous-tendues par des problèmes de pollution, a contribué à l'essor d'énergies de substitution, dites Energies Renouvelables ou EnR, qui ne représentaient alors qu'environ 2 % de la production mondiale d'électricité.

Parmi ces EnR, la filière éolienne a certainement eu le plus fort taux de croissance durant la dernière décennie. La chaîne de conversion de l'énergie du vent en énergie électrique a connu plusieurs évolutions technologiques. Différentes architectures de générateurs asynchrones ou synchrones, associés à plusieurs variantes de convertisseurs, ont ainsi été proposées [1].

---

<sup>\*</sup> redjem\_rebbah@yahoo.fr , amar\_bentounsi@yahoo.fr

<sup>†</sup> benalladz@yahoo.fr, hinddjeghloud@yahoo.fr

La vitesse de rotation d'une turbine éolienne étant très faible devant celle des génératrices classiques, un multiplicateur de vitesse est rendu nécessaire. Dans la perspective d'éliminer ce dernier, les recherches se sont orientées vers la conception de nouvelles structures de générateurs dits à attaque directe. Les machines synchrones et surtout asynchrones dominent encore le marché des applications éoliennes. Toutefois, la génératrice à réluctance variable ou GRV (Fig. 1) est considérée comme une alternative sérieuse aux génératrices traditionnelles grâce à ses multiples atouts (robustesse, simplicité de construction, faible coût, couple massique élevé, ...) [2].

A titre indicatif, pour une application éolienne offshore, le laboratoire de l'université de Washington a proposé récemment un concept intéressant qui exploite une GRV de 12 kW à entraînement direct qui peut concurrencer les machines traditionnelles de la même gamme et à grand nombre de pôles [3]. Le générateur dont le bobinage est réalisé en câbles (concept Powerformer) permet de délivrer directement de la haute tension.

Pour notre présente étude, nous avons choisi une GRV 6/4 triphasée (Fig. 2) qui a fait l'objet d'un dimensionnement préalable (**Table 1**) [4] et où chaque phase est alimentée indépendamment par un bras de l'onduleur en demi-pont asymétrique associé (Fig. 3).

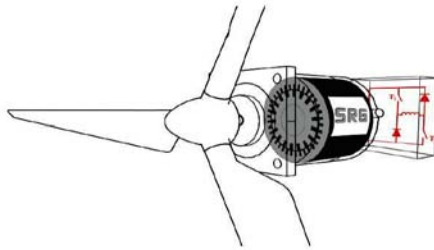


Fig. 1: Schéma GRV et convertisseur associé pour une application éolienne

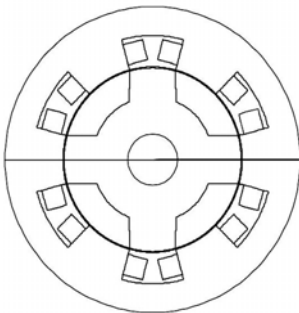


Fig. 2: Schéma GRV 6/4

**Table 1:** Paramètres de la GRV 6/4

Paramètres	Valeur
Longueur de culasse	150 mm
Diamètre extérieur	250 mm
Diamètre rotorique	150 mm
Diamètre de l'axe	42 mm
Entrefer	0.8 mm
Hauteur des dents statoriques	25.6 mm
Hauteurs des dents rotoriques	28 mm
Epaisseur de culasse	23.6 mm
Inductance maximale	2.2 mH
Inductance minimale	0.2 mH

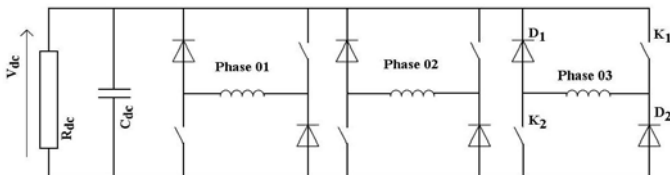


Fig. 3: Convertisseur triphasé en demi-pont asymétrique

## 2. PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Sachant que l'expression du couple électromagnétique à courant constant est

$$T_e = \frac{1}{2} i^2 \frac{\partial L}{\partial \theta_m} \quad (1)$$

où  $L$  est l'inductance,  $i$  le courant et  $\theta_m$  la position relative des dents rotor-stator. L'alimentation de la machine lors de la phase croissante ou décroissante d'inductance donnera le régime de fonctionnement souhaité (Fig. 4):

- Moteur ( $T_e > 0$ ) sur la phase croissante de l'inductance ( $\partial L / \partial \theta_m > 0$ )
- Générateur ( $T_e < 0$ ) sur la phase décroissante de l'inductance ( $\partial L / \partial \theta_m < 0$ )

Pour le convertisseur représenté à la figure 3, l'équation électrique relative à une phase est:

$$V = R i + L \frac{di}{dt} + \Omega \frac{\partial \Psi}{\partial \theta_m} \quad (2)$$

Où  $R$  est la résistance par phase,  $\Psi$  le flux totalisé et  $\Omega$  la vitesse angulaire de rotation.

La FEM d'expression

$$E = \Omega \frac{\partial \Psi}{\partial \theta_m} = \Omega i \frac{\partial L}{\partial \theta_m} \quad (3)$$

$E$  est négative en fonctionnement générateur ( $\partial L / \partial \theta_m < 0$ ).

Quand les interrupteurs ( $K1, K2$ ) sont fermés (magnétisation de la GRV selon la figure 5), la tension appliquée à la phase 1 est  $V = +V_{DC}$  où  $V_{DC}$  est la tension du bus continu.

Lorsque ces interrupteurs sont ouverts et que les diodes ( $D1, D2$ ) conduisent, la tension appliquée s'inverse et devient  $V = -V_{DC}$  (génération de la GRV selon la figure 5).

Il existe une séquence intermédiaire dite de roue libre où ( $K1, K2$ ) ou ( $K2, D2$ ) conduisent de sorte que la tension s'annule  $V = 0$ .

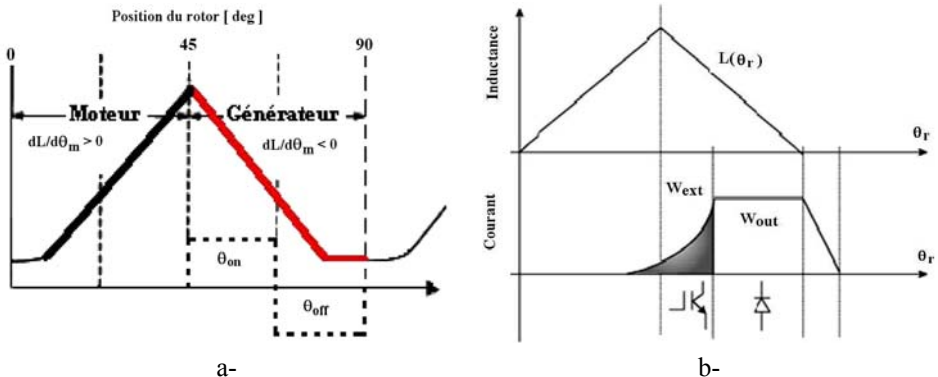


Fig. 4: a- Modes et b- Phases de fonctionnement de la MRV

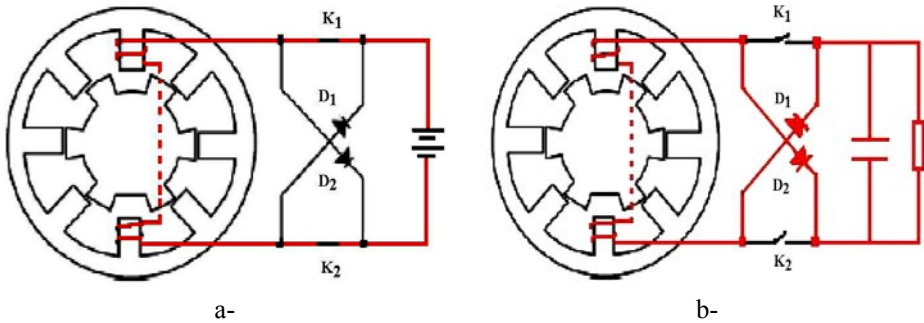


Fig. 5: Phases de magnétisation- a- et de génération électrique- b- de la GRV

Le mode générateur pose un problème qui n'existe pas en fonctionnement moteur à cause de la FEM négative ( $\partial L / \partial \theta_m < 0$ ). En effet, si la FEM est supérieure à la tension du bus continu  $V_{DC}$ , alors le courant est croissant lorsque D1 et D2 conduisent et il n'existe plus de configuration où le courant est décroissant. Dès lors, le courant augmente sans qu'aucun contrôle du convertisseur ne soit possible.

Afin de générer du courant avec une GRV, il est nécessaire d'alimenter ses phases lors de la décroissance de l'inductance. En effet, c'est dans cette région que la FEM est négative et va permettre de générer de la puissance électrique. L'augmentation de la vitesse  $\Omega$  joue également en faveur des possibilités en débit, puisqu'elle intervient dans l'expression précédente de  $E$ .

Cependant, si on impose une tension en créneaux aux bornes de chaque phase sans découpage, on ne peut exercer un contrôle sur la forme d'onde du courant. La seule manière d'agir sur ce dernier passe donc par les deux angles de commande  $\theta_{on}$  et  $\theta_{off}$ .

Le principe de fonctionnement en mode générateur étant assez simple, sa complexité réside au niveau de la commande du convertisseur associé. En effet, les séquences d'allumage ( $\theta_{on}$ ) et d'extinction ( $\theta_{off}$ ) des interrupteurs doivent être bien synchronisées avec les positions relatives des dents rotor-stator (nécessité d'un capteur de position), lors des phases d'excitation et de génération (Fig. 4)

En conséquence, la stratégie envisagée pour optimiser la commande de la GRV 6/4 fonctionnant à vitesse variable est basée sur la recherche d'angles de conduction optimaux à partir des caractéristiques magnétiques 'flux/ampères-tours' (Fig. 6).

La méthode consiste à approcher la courbe relative à une vitesse donnée par une courbe idéale dite de référence, qui est celle de la vitesse nominale de la génératrice, puis de maximiser l'énergie convertie pour les deux modes d'excitation, continu par impulsion unique et haché par MLI (Fig. 7). La figure 7 montre la relation entre le profil d'inductance et les courants de phase idéalisés pour les deux cas de commande à tension simple et MLI [6].

Pour déterminer les caractéristiques électromagnétiques de la machine associée à son convertisseur, on a dû résoudre l'équation de Poisson régissant le fonctionnement du système.

$$\nabla \times \left( \frac{1}{\mu} \nabla \times A \right) = J \quad (4)$$

où  $A$  est le potentiel vecteur magnétique,  $J$  la densité de courant et  $\mu$  la perméabilité.

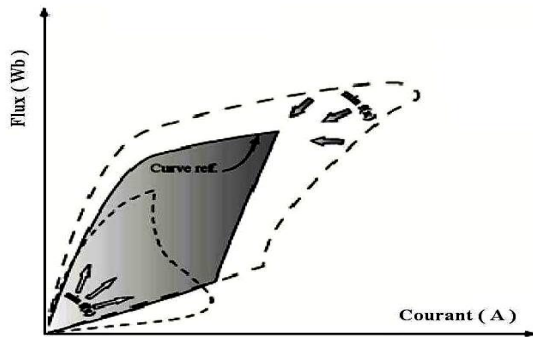
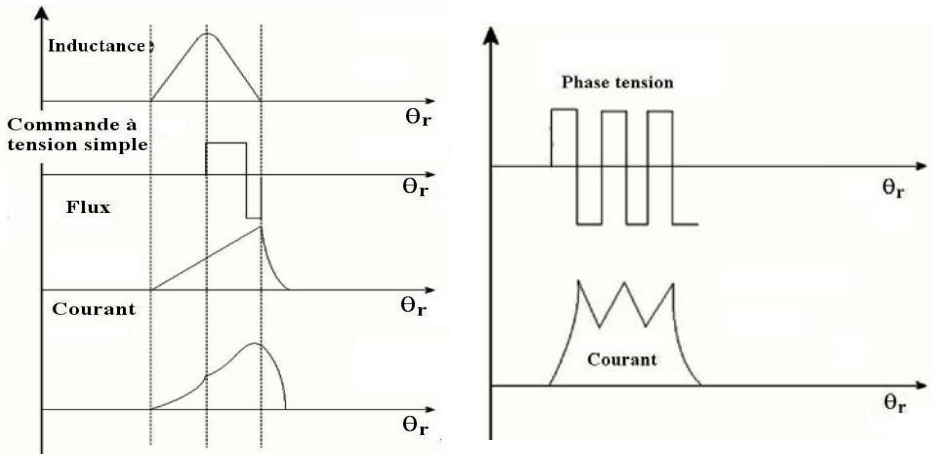


Fig. 6: Illustration de l'optimisation des courbes (Flux-At)



a-  
b-  
Fig. 7: Courbes en alimentation, a- continue pour grandes vitesses et b- MLI pour basses vitesses

La résolution de l'équation (4) par la méthode des éléments finis a été réalisée en régime non linéaire bidimensionnel sous environnement Flux2D [5] et a nécessité la mise au point d'un programme Fortran adapté à la structure du logiciel. Elle a permis le tracé des iso potentiels vecteurs en fonction des ampères-tours ( $ni$ ) et pour différentes positions ( $\theta$ ) du rotor (Fig. 8).

De ces caractéristiques magnétiques, nous avons déduit les courbes d'inductance (Fig. 9) et de couple (Fig. 10) en fonction de la position du rotor pour différentes excitations.

Pendant la génération, les bobinages statoriques de la GRV produisent un couple négatif (résistant) qui tend à s'opposer à la rotation des pales soumises au vent. Si la

phase stator est excitée pendant que les pôles du rotor entrent en position de conjonction, le rotor reçoit la contrainte de la rotation opposée par le couple de génération.

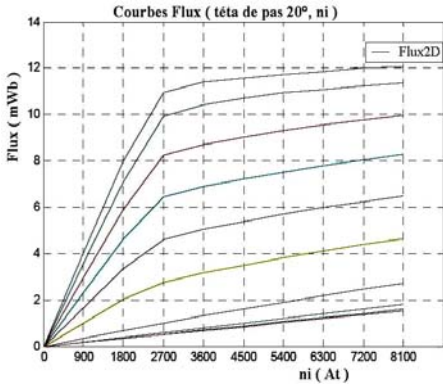


Fig. 8: Caractéristiques flux-At (pas  $\theta = 20^\circ$ )

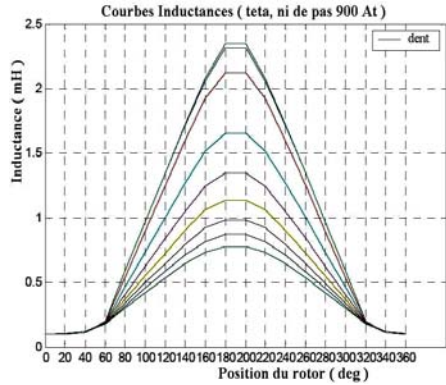


Fig. 9: Caractéristiques inductance-position

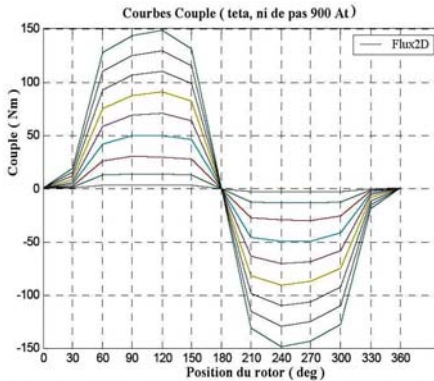


Fig. 10: Caractéristiques couples en fonction position et excitation

L'expression du couple moyen étant

$$T = \frac{m N_r W_{mec}}{2 \pi} \tag{5}$$

Où  $m$  est le nombre de phases,  $N_r$  le nombre de dents rotoriques et  $W_{mec}$  l'énergie par cycle, déduite à partir de la surface délimitée par les courbes 'flux/courants' des phases conjonction et opposition du rotor pour les deux modes d'alimentation (Fig. 11).

### 3. COMMANDE EN VITESSE DE LA GRV

La commande en couple engendre plus de fluctuation dans la puissance de sortie et la variation rapide notamment du couple électrique peut produire plus de contraintes dans l'arbre de transmission de la turbine qui peut endommager le système mécanique.

Elle est connue comme étant une réponse dynamique faible pour les vitesses variables [7-17]. Toutefois, ce problème peut être atténué avec une commande adaptée [18]. Une alternative à cette commande est la commande en vitesse représentée en figure 12 [7].

Dans ce cas, une boucle de régulation est préconisée pour palier le problème lié à la variation de la vitesse de la GRV due au vent et atteindre une efficacité maximale [6].

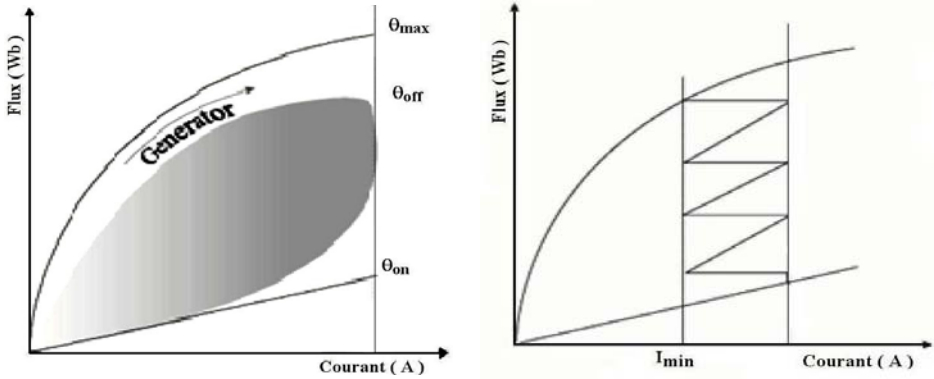


Fig. 11: Cycles énergétiques de la GRV pour les deux modes, a- continu et b- pulsé (MLI)

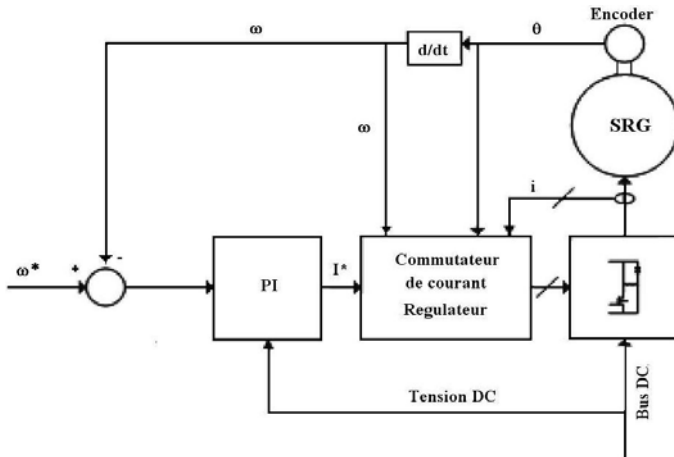


Fig. 12: Commande en vitesse pour la GRV

## 4. RESULTATS DES SIMULATIONS

### 4.1 Allures des courants

La résolution de l'équation électrique (2), en négligeant la résistance  $R$ , a permis le tracé des allures des courants dans les trois cas suivants:

- Cas 1 ( $n > n_b$ ): après amorçage des interrupteurs (K1 , K2 ), le courant continuera à augmenter en fin de phase d’excitation; comme  $V < 0$  et  $E < 0$ , l’augmentation du courant est due au fait que la fem  $E$  est plus grande que la tension  $V$  appliquée durant la *magnétisation*, cas typique des vitesses élevées et faibles couples (Fig. 13).
- Cas 2 ( $n = n_b$ ): il se produit pour l’angle d’extinction  $\theta_{off}$  où  $|E| = |V_{dc}|$  soit, de l’équation (2),  $\frac{dt}{di} = 0$ ; en conséquence, le courant reste constant (Fig. 13) jusqu’à ce que l’inductance soit minimale; ce cas produit un plus grand couple issu de son cycle et une meilleure conversion d’énergie.
- Cas 3 ( $n < n_b$ ): le courant est maximum à  $\theta_{off}$ , puis diminue à cause de l’inégalité  $|E| < |V_{dc}|$  (Fig. 13), ce qui correspond à une faible vitesse et un couple réduit.

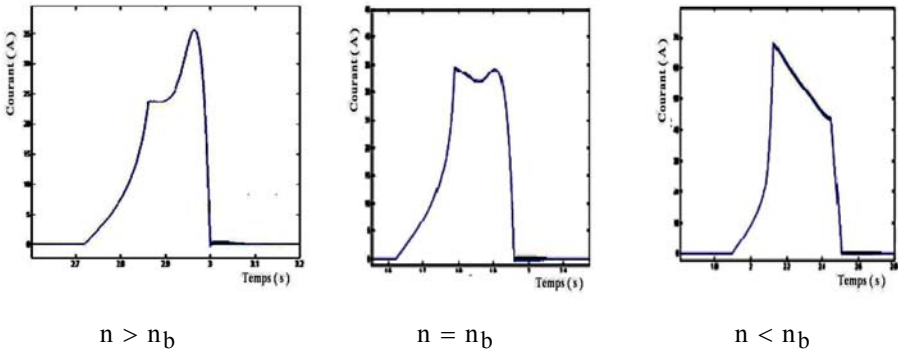


Fig. 13: Allures des courants de phases

La figure 14 montre respectivement les caractéristiques flux, courant, couple et vitesse en fonction de la position simulées sous environnement Matlab. Le modèle utilisé est un block Simulink de MRV 6/4 proposé par T.J.E. Miller [10].

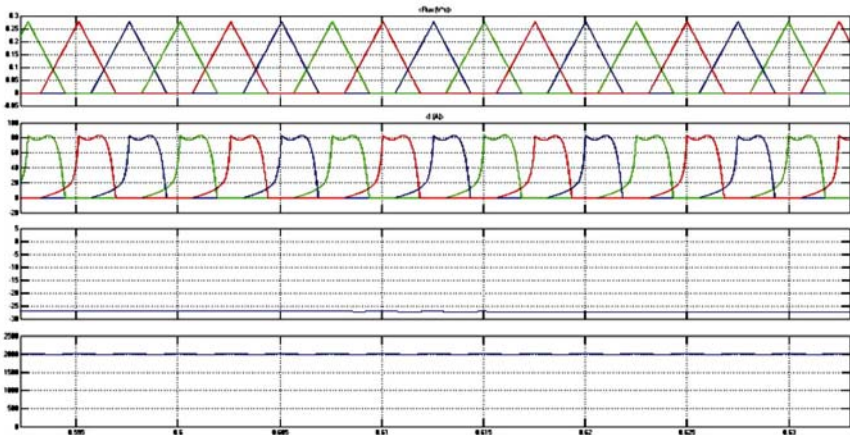


Fig. 14: Caractéristiques des flux, courant, couple et vitesse simulées sous environnement Matlab



## 4.2 Cycles énergétiques

La surface délimitée par chaque cycle représente la transformation de l'énergie mécanique en énergie électrique. Cette boucle est obtenue pour chaque cycle de phase en traçant les courbes flux en fonction des courants de phase.

Six boucles de conversion d'énergie sont représentées pour six vitesses en modes continu et haché type MLI (Fig. 15).

A basse vitesse, on commande le courant en le hachant activement par méthode MLI. Le courant est limité dans les enroulements en coupant la commande pendant la phase croissante de l'inductance.

Au-dessus de la vitesse nominale, la machine est commandée en mode continu pour que le courant de phase puisse continuer à augmenter même en fin d'excitation [3].

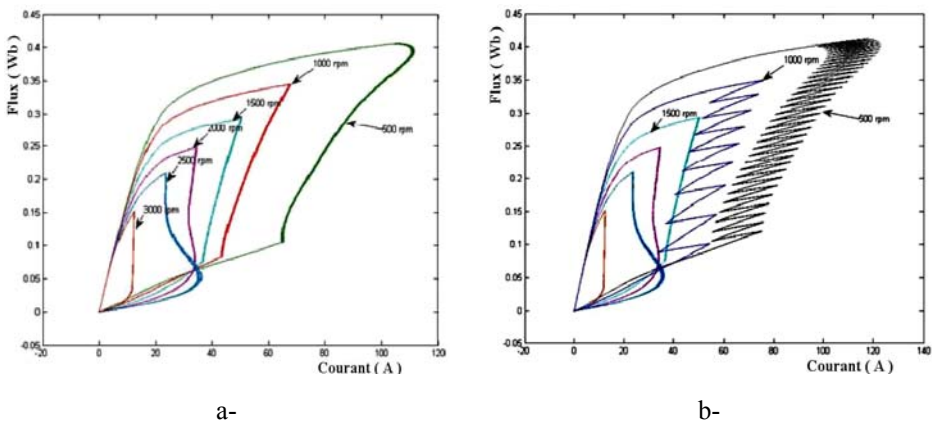


Fig. 15: Cycle énergétique pour chaque vitesse en modes, a- continu et b- MLI

## 5. OPTIMISATION

Le procédé d'optimisation réalisé sous environnement Matlab [19] est appliqué à la commande de la GRV avec les contraintes et les paramètres résumés (**Table 2**). Les limites de chaque variable définissent la région de recherche définie par la boucle d'optimisation précédente (Fig. 15).

Après la spécification des limites, la variable  $x$  de la fonction objective (7) représente un vecteur pour les valeurs d'angle de commande.

L'algorithme représenté en figure 16 est utilisé pour réduire au maximum la distance entre la courbe (flux/courant) calculée et celle de référence à vitesse nominale ( $n = n_b$ ) que représente le cas (2), en changeant et en trouvant le vecteur optimal  $x$  des angles de conduction recherchés.

A la différence des méthodes d'optimisation traditionnelles qui utilisent des informations sur le gradient ou des dérivés complexes pour rechercher un point optimal, la recherche directe est une méthode utilisée pour résoudre des problèmes d'optimisation qui n'exige aucune information sur le gradient de la fonction objective.

En effet un algorithme de recherche direct utilise un ensemble de points autour du point choisi, recherchant le point optimal où la valeur de la fonction objective (6) est inférieure à la valeur du point précédent [18].

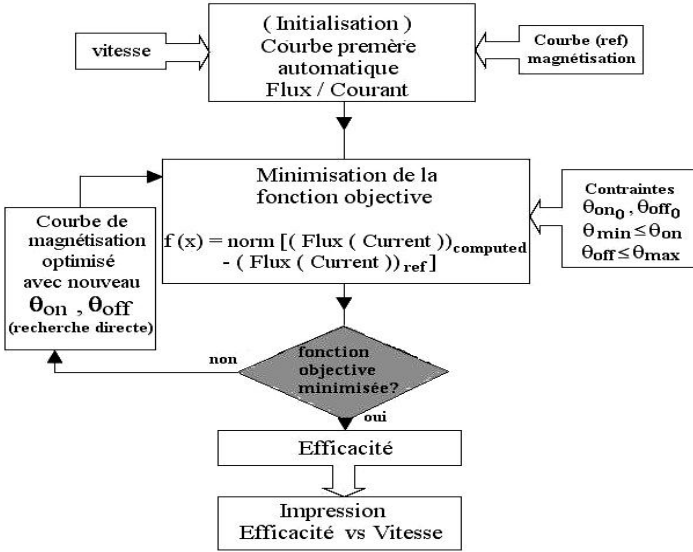


Fig. 16: Organigramme de l’algorithme d’optimisation

Sa structure est comme suit:

$$f(x) = \text{norm}(\text{Flux}_{\text{computed}} - \text{Flux}_{\text{ref}}) + \text{norm}(\text{Current}_{\text{computed}} - \text{Current}_{\text{ref}}) \quad (6)$$

La figure 17 montre la valeur de la fonction objective à chaque itération. La figure 18 indique la simulation de la courbe optimisée pour n = 500 tr/min. Les valeurs de la fonction objective s’améliorent rapidement aux premières itérations et se stabilisent à chaque fois qu’elles s’approchent de la valeur optimale de l’angle  $\theta_{\text{off}}$  (Fig. 19).

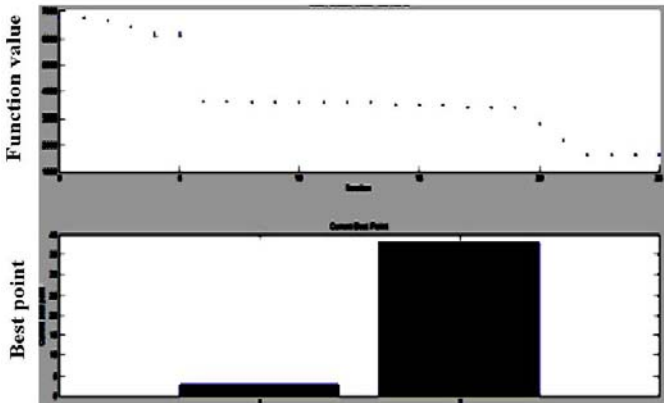


Fig. 17: Valeurs de la fonction objective et du meilleur point pour chaque itération

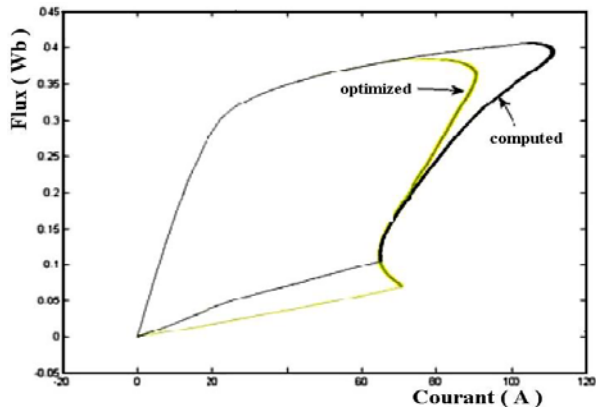


Fig. 18: Courbe flux/courant calculée et optimisée pour la vitesse  $n=500$  rpm

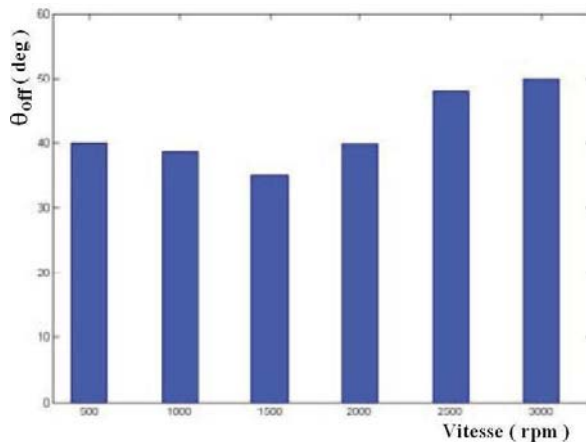


Fig. 19: Angle de conduction optimal en fonction des vitesses calculées

La GRV transfère la puissance par impulsion suggérant la nécessité d'un condensateur à l'extrémité du circuit de charge représentée par la tension du bus continu (Fig. 20).

On peut noter que l'énergie stockée dans le champ magnétique de la phase excitée est celle qui est débitée dans le condensateur et du coup dans la charge [2, 20].

L'efficacité de l'ensemble génératrice circuit de commande est calculée de la manière suivante:

$$\eta = \frac{P_0}{P_e + P_m} \times 100 \quad (7)$$

où  $P_m$ ,  $P_e$  et  $P_0$  sont respectivement, la puissance mécanique fournie, la puissance électrique d'excitation et la puissance de sortie.

La figure 21 montre les variations de l'efficacité du système en fonction de la vitesse de rotation. La courbe en pointillés illustre l'efficacité de référence et la courbe continue de l'efficacité optimisée.

Cette figure indique une amélioration de l'efficacité de la GRV 6/4 pour une large plage de la vitesse de rotation.

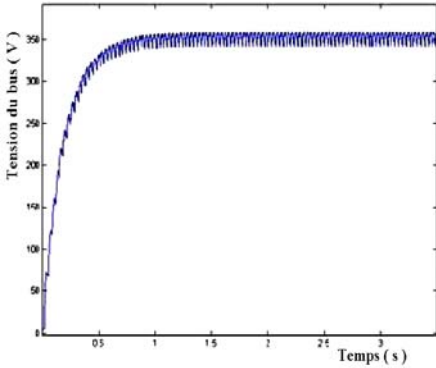


Fig. 20: Tension du bus continu en fonction du temps

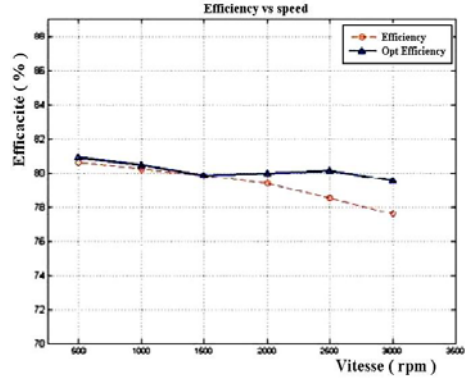


Fig. 21: Variations de l'efficacité en fonction de la vitesse

**Table 2:** Contraintes des paramètres angles de conduction

$-5^\circ < \theta_{on} < +10^\circ$
$35^\circ < \theta_{off} < 50^\circ$
$(\theta_{on} + \theta_{off}) < 50^\circ$

### 6. CONCLUSION

La génératrice à réluctance variable ‘GRV’, grâce à ses multiples atouts, commence à concurrencer les machines conventionnelles dans les applications éoliennes à basses vitesses de vent, car elle peut se passer du multiplicateur de vitesse.

La stratégie de commande du convertisseur associé qui est préconisée dans cet article est assez originale, car elle utilise un nouveau concept de courbe ‘flux-courant idéalisée à la vitesse de base  $n_b$ ’.

Grâce une procédure simple et fiable, sous environnement Matlab, cette méthode permet d’optimiser les angles de commutation du convertisseur afin de maximiser le rendement du système de conversion d’énergie éolienne.

Les résultats des différentes simulations indiquent l’efficacité de l’approche proposée et mise en œuvre.

**REFERENCES**

- [1] B. Multon, X. Roboam, B. Dakyo, C. Nichita, O. Gergaud et H. Ben Ahmed, 'Aérogénérateurs Electriques', Traités de Génie Electrique, D3960, 20 p., Novembre 2004.
- [2] S. Taïbi, I. Haouara, A. Tounzi et F. Piriou, 'Etude de MRV Excitées pour des Applications en Entraînement Direct', CEMD'99, Cachan, 4 février 1999.
- [3] D.A. Torrey and S.E. Childs, 'Development of Variable-Reluctance Wind Generator', Windpower'93 Proceedings, pp. 258 – 265, San Francisco, CA, July 1993.
- [4] A. Bentounsi, R. Rebbah, B. Batoun and H. Benalla, 'Design and Modeling of a Doubly Salient Variable Reluctance Machine', ICEM'2008, Vilamoura, Portugal, 6-9 September 2008.
- [5] Flux-2D, 'Software Package for Resolution by FEM', Cedrat Zirst, Meylan, France.
- [6] D.A. Torrey, 'Switched Reluctance Generators and Their Control', IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 49, N°1, pp. 3 - 14. Feb. 2002.
- [7] K. Buehring and L.L. Freris, 'Control Policies for Wind-Energy Conversion Systems', IEE Proceedings C, Generation, Transmission and Distribution, Vol. 128, N°5, pp. 153 – 261, 1981.
- [8] E.A. Bossanyi, 'Options for Variable Speed Operation of Horizontal Axis Wind Turbine Generators', Report prepared for Dept of Energy by Wind Energy Group Alpha House, Westmount Centre.
- [9] P.I. Lawrenson, J.M. Stephenson, P.T. Blenkinsop, J. Corda and N.N. Fulton, 'Variable Speed Switched Reluctance Motors', IEE Proceedings B, Vol. 127, N°4, pp. 253 - 265, 1980.
- [10] T.J.E. Miller, 'Converter Volt ampere Requirement of the Switched Reluctance Motor Drive', IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-21, N°5, pp. 1136 - 1144, Sept 1985.
- [11] W.F. Ray and R.M. Davis, 'Inverter Drive for Doubly Salient Reluctance Motor: Its Fundamental Behaviour Linear Analysis and Implications', Electrical Power Applications, Vol. 2, N°6, pp. 185 - 193, December 1979.
- [12] R.M Davis, W.F. Ray and R.J. Blake, 'Inverter Drive for Switched Reluctance Motor: Circuit and Components Ratings', IEE Proceedings B, Vol. 128, N°2, pp. 126 – 136, March 1981.
- [13] M. Ilic'-Spong, R. Marino, S. Peresada and D. Taylor, 'Feedback Linearising Control of Switched Reluctance Motor', IEEE Transactions on Automatic Control, Vol. 32, N°5, pp. 371 – 379, May 1987.
- [14] C.C. Johnson and R.T. Smith, 'Dynamics of Wind Generators on Electric Utility Network', IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, Vol. AES- 12, N°4, pp. 483 - 493, July 1976.

- [15] S. Vukosavic and V. Stefanovic, '*SRM Inverter Topologies a Comparative Evaluation*', IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-27, N°6, pp. 1034 -1047, November / December 1991.
- [16] B. Bose and T.J.E. Miller, '*Microcomputer Control of Switched Reluctance Motor*', IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-22, N°4, pp. 708 - 715, July / August 1986.
- [17] W. Leithead, '*Wind Turbine Control System Modelling and Design*', Report Prepared for Dpt. of Energy by Industrial Control Unit, University of Strathclyde, Glasgow, IJK, 1988.
- [18] R. Cardenas, W.F. Ray and G.M. Asher, '*Switched Reluctance Generators for Wind Energy Application*', Power Electronics Specialists Conference, 1995. PESC'95 Record. 26<sup>th</sup> Annual IEEE, Vol. 1, pp. 559 – 564, 18-22 June 1995.
- [19] Matlab, '*Language of Technical Computing*', R2008b, The MathWorks, Inc, 1994 – 2009.
- [20] J. Faiz and R. Fazai, '*Modeling of Losses in Switched Reluctance Generators*', 2<sup>nd</sup> International Conference on Technical and Physical Problems in Power Engineering (TPE-2004), Tabriz, Iran, September 2004.