

Modélisation et commande d'une génératrice Synchrone à aimants permanents dédiée à la conversion de l'énergie éolienne

S. Belakehal*, A. Bentounsi, M. Merzoug et H. Benalla

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

(reçu le 14 Janvier 2010 – accepté le 28 Mars 2010)

Résumé - Dans cet article, nous étudions la modélisation et la commande d'une génératrice synchrone à aimants permanents associée à une chaîne de conversion d'énergie éolienne de petite taille en site isolé. Le système proposé débite à travers un redresseur MLI commandé en sortie continue par un algorithme MPPT afin d'obtenir un rendement énergétique maximal. Les résultats des différentes simulations de toute la chaîne de conversion, réalisées sous environnement MATLAB/Simulink, ont permis d'évaluer les performances du système proposé.

Abstract - In this paper, we study the modeling and the control of a synchronous permanent magnet generator associated to a chain of wind energy conversion of small size in isolated site. The proposed system outputs through a PWM rectifier checked up at continuous output by a MPPT algorithm in order to obtain a maximum energetic efficiency. The results of various simulations of all the chain of conversion, carried out under MATLAB/Simulink software, made it possible to evaluate the performances of the proposed system.

Mots clés: Commande MPPT - Eolienne - Génératrice synchrone à aimants permanents - Modélisation - Redresseur MLI.

1. INTRODUCTION

Les énergies renouvelables ou EnR (hydraulique, solaire, éolienne, géothermique,..) ne représentent actuellement qu'environ 20 % de la production mondiale d'électricité ; en excluant l'hydroélectricité, ce taux tombe à 2 % [1] ! Dans un contexte de crise énergétique mondiale sous-tendue par l'impératif d'un *développement durable* (problèmes environnementaux, épuisement des ressources fossiles, ...), les défis du futur énergétique nécessiteraient le développement des EnR comme sources de substitution, propres et inépuisables.

A titre indicatif, la Communauté Economique Européenne se donne comme triple objectif à l'horizon 2020 d'augmenter la part des EnR à hauteur de 20 %, de dépolluer de 20 % et d'économiser 20 % d'énergie et ce, grâce à de multiples actions politico-économiques et technologiques concertées.

Dans ce contexte, la filière éolienne représente le créneau à plus forte croissance dans la production d'électricité [2]. Parallèlement au marché de la génération éolienne de forte puissance, se développent de plus en plus des systèmes de petite taille en site

* bel_soltane@yahoo.fr, amar_bentounsi@yahoo.fr, benalladz@yahoo.fr

isolé. Ces derniers s'adaptent bien aux spécificités de notre pays, l'Algérie [3]. Ce qui justifie quelque peu le choix de cette technologie pour notre présente étude.

En effet, les chaînes de conversion d'énergie associées utilisent souvent un générateur synchrone à aimants permanents [2, 4]. Afin de maximiser l'efficacité de l'aérogénérateur éolien, diverses solutions ont été examinées à différents niveaux de la chaîne de conversion [2]. En ce qui concerne l'interface électronique de puissance entre le générateur et la charge, son rôle est souvent de commander le générateur afin d'extraire le maximum de puissance du vent [2, 5].

Les éoliennes convertissent l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique, puis en électricité. Les pales du rotor éolien captent une partie de l'énergie contenue dans le vent et la transfèrent au moyeu qui est fixé sur l'arbre de l'éolienne. Celui-ci transmet ensuite l'énergie mécanique au générateur électrique qui transforme l'énergie mécanique en énergie électrique.

Le schéma bloc de l'éolienne étudiée ici est représenté en figure 1.

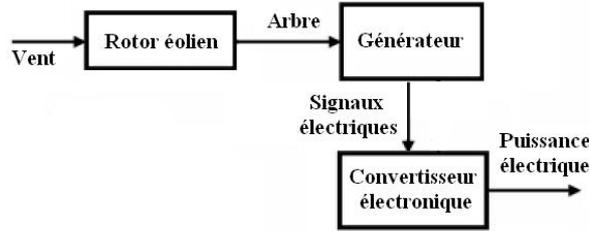


Fig. 1: Structure du système de conversion éolien

2. MODELISATION DU GENERATEUR EOLIEN

Le générateur éolien, constitué d'une turbine à vitesse variable couplée directement à une génératrice synchrone à aimants permanents raccordée à un bus continu par l'intermédiaire d'un convertisseur de puissance MLI, est représenté en figure 2.

La modélisation et la commande de ces différents organes vont être examinées dans ce qui suit.

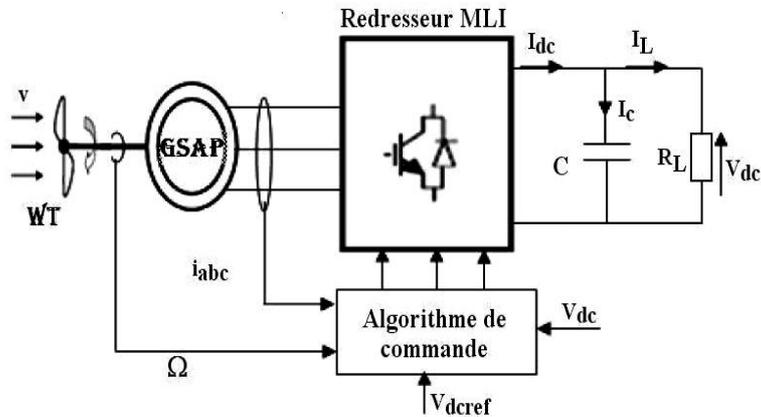


Fig. 2: Structure du générateur éolien étudié

2.1 Modèle de la turbine

La turbine éolienne est un dispositif qui transforme l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. A partir de l'énergie cinétique des particules de la masse d'air en mouvement passant par la section de la surface active S de la voilure, la puissance de la masse d'air qui traverse la surface équivalente à la surface active S de l'éolienne est donnée par [2, 5]:

$$P_v = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot S \cdot V_v^3 \quad (1)$$

où: ρ représente la masse volumique de l'air (kg/m^3), V_v la vitesse du vent (m/s), S la surface utile traversée par le vent a pour expression:

$$S = 2R \times H \quad (2)$$

où: R représente le rayon de la voilure (m) et H sa hauteur (m).

Pour décrire la vitesse de fonctionnement d'une éolienne, on utilise la vitesse réduite (spécifique) λ qui est le rapport de la vitesse linéaire en bout de pales de la turbine ramenée à la vitesse de vent, soit:

$$\lambda = \frac{R \times \Omega}{V_v} \quad (3)$$

avec: Ω la vitesse angulaire de rotation des pâles (rad/s).

En utilisant le coefficient de puissance $C_p(\lambda)$, la puissance éolienne est calculée ainsi:

$$P_{eol} = \frac{1}{2} \cdot C_p(\lambda) \times \rho \times S \times V_v^3 \quad (4)$$

L'équation analytique de C_p en fonction de λ résultant de l'interpolation est:

$$C_p(\lambda) = -0.2121 \lambda^3 + 0.0856 \lambda^2 + 0.2539 \lambda \quad (5)$$

La figure 3 représente le tracé de la caractéristique $C_p(\lambda)$ où apparaît un maximum de 0.15 pour une vitesse réduite de 0,78. Afin d'optimiser la conversion de puissance, il faut donc essayer de conserver cette vitesse réduite, c'est-à-dire modifier la vitesse de rotation lorsque la vitesse du vent varie.

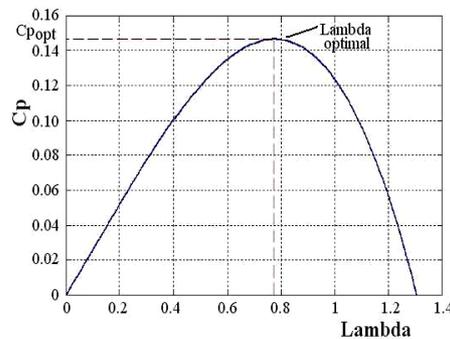


Fig. 3: Courbe $C_p(\lambda)$ de la voilure étudiée de type Savonius

A partir de cette puissance, le couple éolien est donc donné par:

$$C_{eol} = P_{eol} / \Omega \quad (6)$$

En remplaçant la valeur de la puissance par le produit (couple \times vitesse) et en utilisant:

$$C_{eol} = \frac{C_p(\lambda) \times \rho \times R^2 \times H \times V_v^2}{\lambda} \quad (7)$$

Les figures 4 et 5 représentent un réseau de caractéristiques respectivement de la puissance et du couple éoliens en fonction de la vitesse de rotation, le paramètre étant la vitesse du vent.

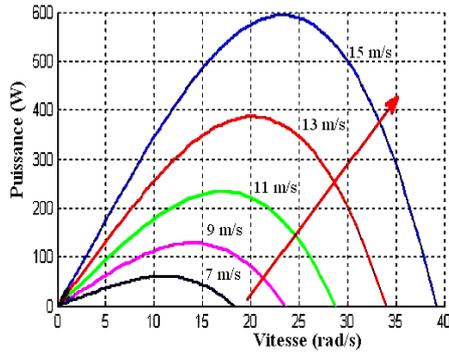


Fig. 4: Caractéristiques $P_{eol}(\Omega)$

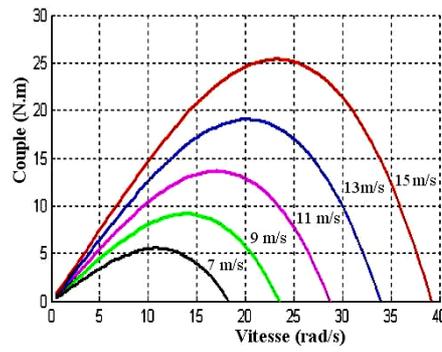


Fig. 5: Caractéristiques $C_{eol}(\Omega)$

2.2 Modélisation de l'arbre de la machine

L'équation différentielle qui caractérise le comportement mécanique de l'ensemble turbine et générateur est donnée par [6]:

$$(J_t + J_m) \frac{d\Omega}{dt} = C_{eol} - C_{em} - (f_m - f_t) \Omega \quad (8)$$

Où: J_t et J_m sont les inerties de la turbine et de la machine respectivement, f_m le coefficient de frottement de la machine, f_t le coefficient de frottement des pâles et C_{eol} le couple statique fournie par l'éolienne.

Dans notre application, nous ne considérons que le coefficient de frottement associé à la génératrice (celui de la voilure ne sera pas pris en compte). Par suite, le modèle qui caractérise le comportement mécanique de la chaîne éolienne est donné par l'équation différentielle suivante:

$$C_{eol} = J_t \frac{d\Omega}{dt} + C_{em} + f_m \Omega \quad (9)$$

2.3 Modèle de la machine synchrone

Grâce aux nombreux avantages qu'elle a par rapport aux autres types de machines électriques (performances, robustesse, ...), la machine synchrone à aimants permanents est intéressante pour une application en générateur couplé à une turbine éolienne.

La modélisation de la machine synchrone à aimants permanents a déjà fait l'objet de nombreux travaux. Le modèle le plus adéquat pour étudier le comportement dynamique de la machine et pour l'implémentation des lois de commande est inspiré des travaux [7, 8].

Un modèle dans le repère de Park de cette machine sera utilisé. Le repère de Park est en fait un repère diphasé, équivalent du repère triphasé, plus simple à manipuler car les grandeurs électriques évoluent comme des grandeurs continues. On peut passer de l'un à l'autre repère à l'aide de matrices de passage.

Les équations de la machine dans le repère de Park sont les suivantes:

$$V_{sd} = R_s \cdot i_{sd} + L_s \frac{di_{sd}}{dt} - L_s \cdot \omega \cdot i_{sq} \quad (10)$$

$$V_{sq} = R_s \cdot i_{sq} + L_s \frac{di_{sq}}{dt} + L_s \cdot \omega \cdot i_{sd} + K_A \cdot \omega \quad (11)$$

$$C_{em} = p \cdot K_a \cdot i_{sq} \quad (12)$$

$$\omega = p \cdot \Omega \quad (13)$$

Avec: i_{sq} , i_{sd} les courants statoriques dans le repère de Park (A), V_{sq} et V_{sd} les tensions statoriques dans le repère de Park [V], R_s et L_s sont respectivement les résistances statoriques (Ω) et l'induction cyclique statorique (H), p et ω sont respectivement le nombre de paire de pôles de la machine synchrone et la pulsation des tensions (rad/s).

Les tensions étant les grandeurs d'entrée, on peut exprimer les grandeurs de sortie (les courants) en fonction de celles-ci. On obtient alors:

$$\frac{di_{sd}}{dt} = \frac{1}{L_s} \cdot (V_{sd} - R_s \times i_{ds} + L_s \times p \times \Omega \times i_{sq}) \quad (14)$$

$$\frac{di_{sq}}{dt} = \frac{1}{L_s} \cdot (V_{sq} - R_s \times i_{qs} - L_s \times p \times \Omega \times i_{sd} - K_A \times p \times \Omega) \quad (15)$$

$$C_{em} = p \times K_a \times i_{sq} \quad (16)$$

2.4 Modèle du redresseur MLI

Pour l'étude de l'ensemble (génératrice - redresseur MLI - charge), on s'intéressera uniquement au comportement dynamique des variables électriques et mécaniques de la machine. Afin de faciliter la modélisation et réduire le temps de simulation, on modélise le redresseur par un ensemble d'interrupteurs idéaux: c'est-à-dire résistance nulle à l'état passant, résistance infinie à l'état bloqué, réaction instantanée aux signaux de commande.

Pour le modèle dynamique du système, on va diviser l'étude du convertisseur en trois parties: le côté alternatif, la partie discontinue composée par les interrupteurs et le côté continu. Dans ce contexte, la fonction des interrupteurs est d'établir une liaison entre le côté alternatif et le bus continu; ces interrupteurs étant complémentaires, leur état est défini par la fonction suivante [9, 10]:

$$S = \begin{cases} +1, \bar{S} = -I \\ -1, \bar{S} = +I \end{cases} \quad \text{pour } S = a, b, c$$

Puis, les tensions de phase d'entrée et le courant de sortie peuvent être écrits en fonction de: S_j , U_{dc} et les courants d'entrée i_a , i_b , i_c .

$$i_a + i_b + i_c = 0 \quad (17)$$

Les tensions d'entrée entre phases du redresseur MLI peuvent être décrites par:

$$\begin{aligned} U_{S_{ab}} &= (S_a - S_b) \cdot U_{dc} \\ U_{S_{bc}} &= (S_b - S_c) \cdot U_{dc} \\ U_{S_{ca}} &= (S_c - S_a) \cdot U_{dc} \end{aligned} \quad (18)$$

Les équations de tension pour le système triphasé équilibré sans raccordement neutre peuvent être écrites ainsi:

$$\begin{bmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{bmatrix} = R \cdot \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + L \cdot \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} U_{S_a} \\ U_{S_b} \\ U_{S_c} \end{bmatrix} \quad (19)$$

Avec:

$$\begin{aligned} U_{S_a} &= \frac{2S_a - S_b - S_c}{3} \cdot U_{DC} \\ U_{S_b} &= \frac{2S_b - S_a - S_c}{3} \cdot U_{DC} \\ U_{S_c} &= \frac{2S_c - S_a - S_b}{3} \cdot U_{DC} \end{aligned} \quad (20)$$

Finalement, on déduit l'équation de couplage entre côtés alternatif et continu par:

$$C \frac{dU_{dc}}{dt} = S_a i_a + S_b i_b + S_c i_c - i_l \quad (21)$$

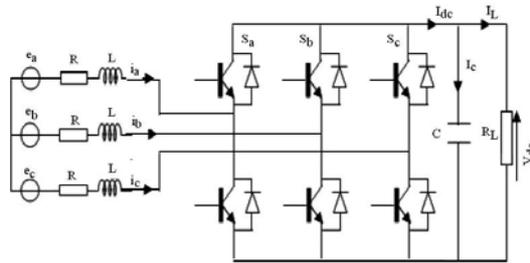


Fig. 6: Schéma de l'association MSAP – Redresseur MLI

Les équations précédentes dans les coordonnées synchrones dq sont:

$$e_D = R \cdot i_d + L \frac{di_d}{dt} - \omega \cdot L \cdot i_q + U_{sd} \quad (22)$$

$$e_Q = R \cdot i_q + L \frac{di_q}{dt} + \omega \cdot L \cdot i_d + U_{sq} \quad (23)$$

$$C \cdot \frac{dU_{dc}}{dt} = S_d \cdot i_d + S_q \cdot i_q - i_L \quad (24)$$

Avec:

$$S_d = \frac{1}{\sqrt{6}}(2 \cdot S_a - S_b - S_c) \cdot \cos(\omega t) + \frac{1}{\sqrt{2}}(S_b - S_c) \cdot \sin(\omega t)$$

$$S_q = \frac{1}{\sqrt{2}}(S_b - S_c) \cdot \cos(\omega t) - \frac{1}{\sqrt{6}}(2 \cdot S_a - S_b - S_c) \cdot \sin(\omega t)$$

3. COMMANDE DU GENERATEUR EOLIEN

Le schéma bloc de la commande est représenté par la figure 7. Le couple électromagnétique C_{em} de référence peut être élaboré pour un fonctionnement à puissance fixée qui est de toute façon utilisé pour limiter la puissance de la génératrice à sa valeur nominale.

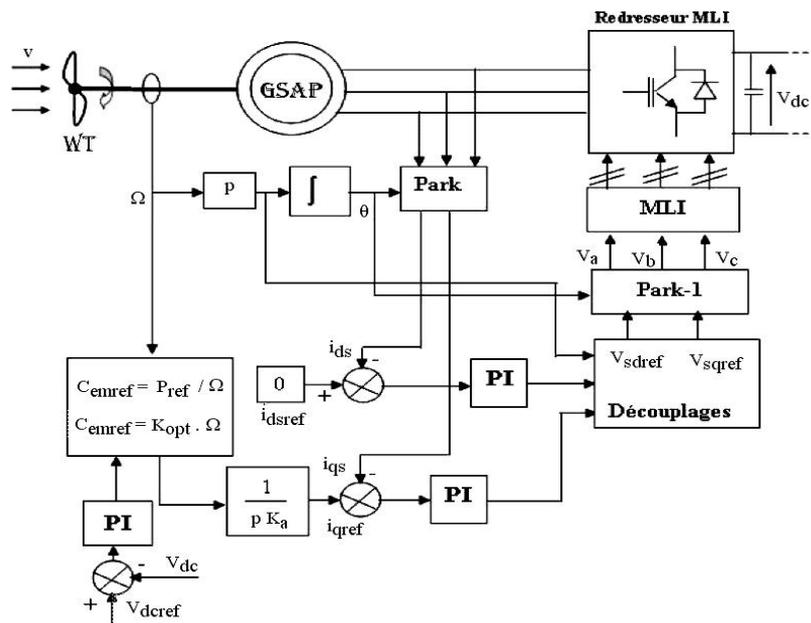


Fig. 7: Synoptique de la commande du redresseur et de la machine synchrone

3.1 Stratégie de maximisation de la puissance

Les équations de la puissance électrique et mécanique du système en régime permanent permettent à nouveau la formulation du nouvel objectif principal. Cependant, pour la fonction de la puissance mécanique, une forme plus simple est utilisée. Pour réduire les degrés de liberté du système, la vitesse du vent, seule variable non contrôlable du système, est sortie de la formulation mathématique par l'utilisation d'une forme optimale [11, 12].

L'équation (4) donne la puissance correspondant à une vitesse de vent V_v :

$$P_{\text{eol}} = \frac{1}{2} \cdot C_p(\lambda) \times \rho \times S \times V_v^2 \quad (25)$$

Si le rapport de vitesse λ est maintenu à sa valeur optimale λ^{opt} , le coefficient de puissance est à sa valeur maximale $C_{pM} = C_p(\lambda^{\text{opt}})$, ainsi que la puissance de l'éolienne:

$$P_{\text{eol}}^{\text{opt}} = \frac{1}{2} \cdot C_{pM} \times \rho \times S \times V_v^2 \quad (26)$$

D'autre part, si de l'équation du rapport de vitesses supposé maintenu à la valeur optimale, on isole la vitesse du vent (27) pour la remplacer dans l'équation de la puissance mécanique maximale (25), on obtient l'équation (28).

$$\lambda^{\text{opt}} = \frac{\Omega \cdot R}{V_v} \Rightarrow V_v = \frac{R}{\lambda^{\text{opt}}} \times \Omega \quad (27)$$

$$P_{\text{eol}}^{\text{opt}} = \frac{1}{2} \cdot C_{pM} \times \rho \times S \times \left(\frac{R}{\lambda^{\text{opt}}} \right)^3 \cdot \Omega^3 \quad (28)$$

On obtient donc une forme analytique de la puissance mécanique maximale de la turbine éolienne en fonction de sa vitesse de rotation Ω uniquement.

En supposant que les conditions sont optimales (à puissance optimale), alors l'équation (28) permet le calcul de la valeur du couple optimal :

$$C_{\text{eol}}^{\text{opt}} = \frac{1}{2} \cdot C_{pM} \times \rho \times S \times \left(\frac{R}{\lambda^{\text{opt}}} \right)^3 \cdot \Omega^2 \quad (29)$$

La figure 8 représente un réseau de caractéristiques de la puissance éolienne en fonction de la vitesse Ω où la courbe rouge représente le lieu des puissances optimales (28).

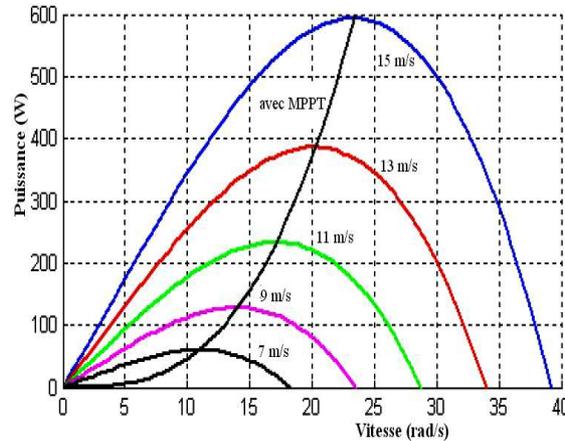


Fig. 8: Caractéristiques de la puissance éolienne en fonction de la vitesse de rotation

3.2 Commande de la machine synchrone à aimants permanents

La technique de la commande vectorielle est utilisée pour établir un modèle linéaire et transformer la machine synchrone à aimants en une structure équivalente à la machine à courant continu à excitation séparée du point de vue couple, pour permettre un découplage du couple et du flux. Si le courant I_d est forcé à zéro, comme le flux constant, le couple est directement proportionnel à I_q , d'où la représentation suivante:

$$C_e = k_t \cdot I_q \quad (30)$$

Avec $k_t = p \cdot K_a$

3.3 Commande par MLI

Cette stratégie est une alternative à la commande dans le repère (a, b, c). Elle exige pour la régulation des courants I_q et I_d d'imposer les tensions de référence V_{dref} et V_{qref} dont on déduit les tensions de référence sinusoïdales V_{aref} , V_{bref} et V_{cref} , pour la commande de redresseur.

3.4 Régulation des courants

La fonction de transfert de la machine étant de la forme :

$$H_s(s) = \frac{I_{sd,q}(s)}{V_{sd,q}(s) + E_{d,q}(s)} \quad (31)$$

$$H_s(s) = \frac{1}{R_s + L_s \cdot s} = \frac{1}{R_s} \cdot \frac{1}{1 + T_e \cdot s} \quad (32)$$

où: T_e est la constante de temps électrique donnée par: $T_e = L_s / R_s$.

$E_{d,q} = \omega \cdot \Phi_{sd,q}$ sont les fem de rotations dues aux termes de couplage.

Les boucles de régulation se présentent alors sous la forme du schéma donné par la figure 9. Le schéma est identique pour la boucle de courant dans l'axe q.

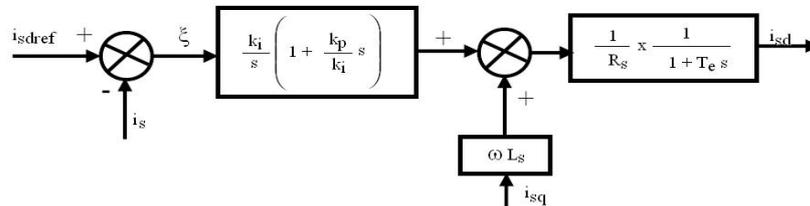


Fig. 9: Boucle de régulation de courant

3.5 Régulation de la tension V_{dc}

Pour dimensionner le régulateur de tension, considérons le schéma suivant qui met en oeuvre les boucles de tension et courant en cascade. En considérant le rendement du redresseur MLI unitaire, il vient:

$$P_{dc} = 3 \cdot P_g \quad \Rightarrow \quad V_{dc} \cdot I_{dc} = 3 V_q \cdot i_q \quad (33)$$

La puissance du bus continu peut se déterminer comme suit:

$$P_{dc} = V_{dc} \cdot I_{dc} \tag{34}$$

La figure 2 nous permet d'écrire

$$I_{dc} = I_c + I_L \tag{35}$$

Avec:
$$\begin{cases} I_c = C \cdot \frac{dV_{dc}}{dt} \\ I_L = \frac{V_{dc}}{R_L} \end{cases}$$

Les équations (33) et (35) permettent d'établir le modèle suivant:

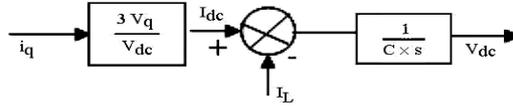


Fig.10: Modèle pour la boucle de tension

Ainsi, la structure du système en boucle fermée est représentée en figure 11 :

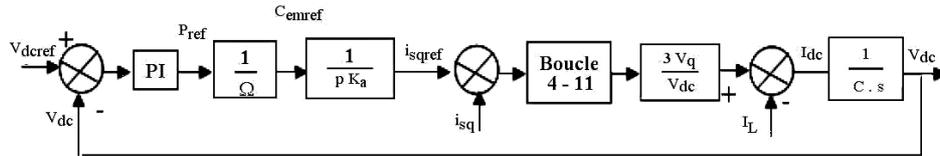


Fig. 11: Modèle complet en boucle fermée pour la régulation de tension

4. RESULTATS DE SIMULATION

Le fonctionnement du dispositif complet a été simulé sous environnement MATLAB®-Simulink®. En utilisant les paramètres électriques de la machine (voir annexe), la référence de la tension à la sortie du redresseur étant prise égale à 44 V, nous avons simulé le modèle de profil de vent en deux formes:

- La variation de vitesse du vent est donnée par la figure 12 et celle de la tension continue à la sortie du redresseur par la figure 13.

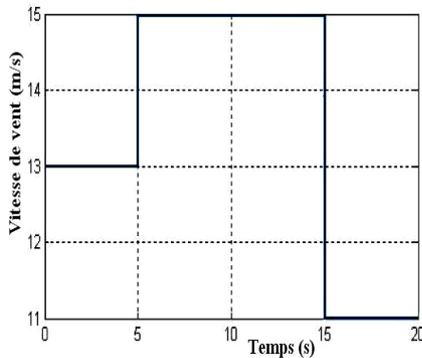


Fig. 12: Vitesse de vent = f (temps)

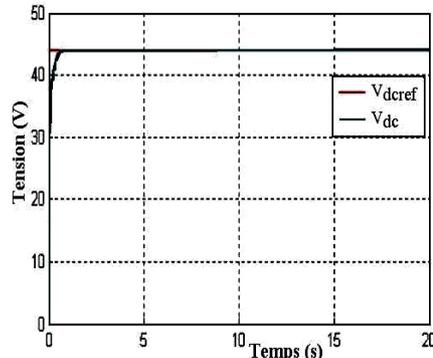


Fig. 13: Tension redressée = f (temps)

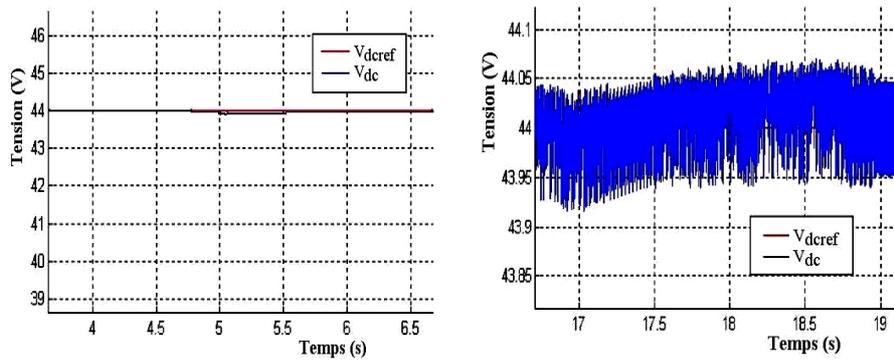


Fig. 14: Zoom de la tension redressée

- La vitesse du vent représentée en figure 15 sera modélisée sous forme déterministe par une somme de plusieurs harmoniques [11]:

$$V_v(t) = 10 + 0.2 \sin(0.1047t) + 2 \sin(0.2665t) + \sin(1.2930t) + 0.2 \sin(3.6645t) \quad (36)$$

La figure 16 présente la tension à la sortie du redresseur, lorsqu'on applique une vitesse de vent, comme cela est représenté en figure 15.

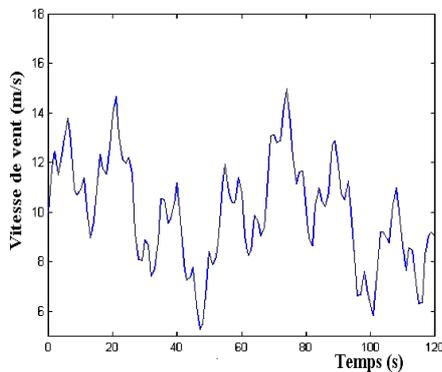


Fig. 15: Vitesse de vent = f (temps)

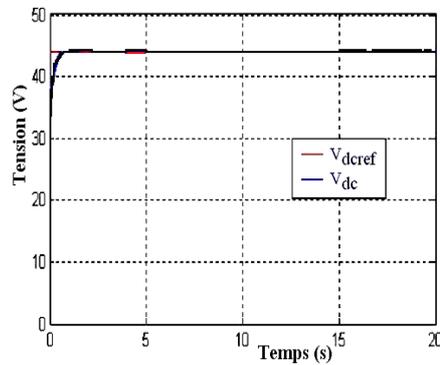


Fig. 16: Tension redressée = f (temps)

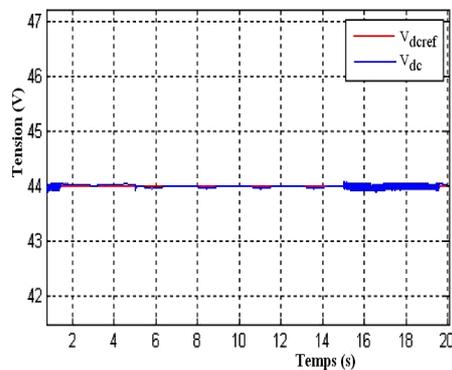


Fig. 17: Zoom de la tension redressée

A la lumière des résultats de simulation obtenus, nous concluons que la réponse de la tension à la sortie du redresseur (redressée) à une variation de vitesse est relativement rapide et ne dépasse pas 2 % de la valeur de référence, lors des perturbations.

5. CONCLUSION

Dans cet article, nous avons élaboré les modèles mathématiques des composantes du système de conversion d'énergie éolienne (modèles de la voilure, de la machine synchrone à aimants permanents et du redresseur MLI).

La loi commande du système a été détaillée. Les résultats des différentes simulations réalisées ont été commentés et ont permis de valider les modèles mathématiques du système éolien proposé.

ANNEXES

Paramètres de la GSAP et de la turbine éolienne [4]

Désignation	Valeur
Tension nominale	$V_n = 90 \text{ V}$
Courant nominal	$I_n = 4.8 \text{ A}$
Puissance nominale	$P_n = 600 \text{ W}$
Nombre de paires de pôles	$2p = 17$
Résistance des enroulements	$R_s = 1,137 \ \Omega$
Inductance synchrone	$L_s = 2.7 \text{ mH}$
Flux efficace	$\Phi_{\text{eff}} = 0.15 \text{ Wb}$
Coefficient de frottement	$f = 0,06 \text{ N.m.s/rad}$
Inertie de la GSAP	$J = 0.1 \text{ N.m}$
Rayon de la voilure	$R = 0.5 \text{ m}$
Hauteur de la voilure	$H = 2 \text{ m}$
Surface active	$S = 2 \text{ m}^2$
Inertie de la voilure	$J = 16 \text{ kg.m}^2$
Masse volumique de l'air	$\rho = 1.2 \text{ kg/m}^3$

REFERENCES

- [1] C. Alonso, 'Contribution à l'Optimisation, la Gestion et le Traitement de l'Energie', Mémoire en vue de l'obtention de l'Habilitation à Diriger les Recherches, Université Paul Sabatier, Toulouse III, Décembre 2003.
- [2] B. Multon, X. Roboam, B. Dakyo, C. Nichita, O. Gergaud et H. Ben Ahmed, 'Aérogénérateurs Electriques', Techniques de l'Ingénieur, Traités de Génie Electrique, D3960, Novembre 2004.
- [3] F. Yassa, B. Batoun and R. Khaniche, 'Study of Wind Resources in Algeria Based upon Satellite Data', International Conference on Ecological Vehicles & Renewable Energies, EVER'08, Monaco, March 27-30, 2008.

- [4] A. Mirecki, '*Etude Comparative de Chaînes de Conversion d'Energie Dédiées à une Eolienne de Petite Puissance*', Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique, Toulouse, 2005.
- [5] O. Gergaud, '*Modélisation Energétique et Optimisation Economique d'un Système de Production Eolien et Photovoltaïque Couplé au Réseau et Associé à un Accumulateur*', Thèse de Doctorat, Ecole Normale Supérieure de Cachan, Décembre 2002.
- [6] R. Cardenas-Dobson, '*Control of Wind Turbine Using a Switched Reluctance Generator*', PhD Thesis, University of Nottingham, 1996.
- [7] G. Sturtzer et E. Smichel, '*Modélisation et Commande des Moteurs Triphasés*', Edition Ellipses, 2000.
- [8] R. Abdessemed et M. Kadjoudj, '*Modélisation des Machines Electriques*', Presses de l'Université de Batna, 1997.
- [9] A.S. Toledo, '*Commande Directe et Observation des Convertisseur de Puissance: Application à l'Onduleur de Tension Triphasé*', Thèse de Doctorat, Ecole Doctorale de l'Institut National Polytechnique, Grenoble, 2000.
- [10] Communication, '*Les Moteurs Synchrones et leurs Applications Industrielles*', Journées de l'Enseignement, de l'Electrotechnique et de l'Electronique Industrielle, SEE-MAFPEN, Gif-sur-Yvette, Mars 1995.
- [11] A. Mirecki, X. Roboam and F. Richardeau, '*Architecture Complexity and Energy Efficiency of Small Wind Turbines*', IEEE Transaction on Industrial Electronics, Vol. 54, N°1, 2007.
- [12] A.M. Knigh and G.E. Peters, '*Simple Wind Energy Controller for an Expanded Operating Range*', IEEE Transaction on Energy Conversion, Vol. 20, N°2, pp. 459 - 466, 2005.
- [13] S. Belakehal, H. Benalla and A. Bentounsi, '*Power Maximization Control of Small Wind System Using Permanent Magnet Synchronous Generator*', Revue des Energies Renouvelables, Vol. 12, N°2, pp. 307 – 319, 2009.