

## STRATÉGIE DE CONTRÔLE NON LINÉAIRE OPTIMISÉE POUR LE GÉNÉRATEUR SYNCHRONES À AIMANT PERMANENT (GSAP) DANS LE SYSTÈME DE CONVERSION DE L'ÉNERGIE ÉOLIENNE (SCEE)

Mohamed Baha Eddine ZARROUKI<sup>1</sup>, Said BENAGGOUNE<sup>2</sup>, Rachid  
ABDESSEMED<sup>3</sup>

*L'article décrit la conception et la mise en œuvre en temps réel d'une commande non linéaire appliquée à un système de conversion de l'énergie éolienne (SCEE). La commande backstepping a été mise en œuvre pour améliorer les performances du système de conversion éolienne basé sur un générateur synchrone à aimants permanents (PMSG) connecté au réseau. Deux convertisseurs statiques assurent la connexion au réseau et sont contrôlés par la modulation de largeur d'impulsion (MLI). L'algorithme de contrôle proposé assure un contrôle de vitesse adéquat pour extraire la puissance maximale. Une description détaillée des lois de contrôle du backstepping basées sur la technique de stabilité de Lyapunov a été exposée. Les résultats obtenus par l'application de cette approche ont clairement répondu aux exigences de robustesse et de suivi des références même dans des conditions de vent fluctuants, et ont confirmé l'efficacité d'un tel contrôle dans les modes de fonctionnement statique et dynamique.*

**Mots-clés :** Contrôle backstepping, Suivi du point de puissance maximale (MPPT), Pitch contrôle, Générateur synchrone à aimants permanents (GSAP), Permanent magnet synchronous generator (PMSG), PWM, Commande vectorielle, Energie éolienne, Wind energy conversion system (WECS).

### 1. Introduction

Ces dernières années, une prise de conscience sérieuse de la préservation de l'environnement s'est fortement manifestée. La plupart des pays se sont engagés dans cette dynamique pour réduire les problèmes d'émissions de gaz à effet de serre [1]. Dans ce contexte et parmi les stratégies impliquées, on retrouve l'intégration des énergies renouvelables permettant de garantir un développement durable et ce sans compromettre les ressources naturelles des générations futures.

---

<sup>1</sup> PhD Student, Faculty of Technology, LEB Laboratory, University of Mostefa Ben Boulaïd Batna 2, Algeria, e-mail: mohamedzarga9111@gmail.com

<sup>2</sup> Prof., Faculty of Technology, LEB Laboratory, University of Mostefa Ben Boulaïd Batna 2, Algeria, e-mail: S\_benaggoune@yahoo.fr

<sup>3</sup> Prof., Faculty of Technology, LEB Laboratory, University of Mostefa Ben Boulaïd Batna 2, Algeria, e-mail: rachid.abdessemed@gmail.com

De plus, parmi ces énergies renouvelables, l'énergie éolienne s'est positionnée comme l'une des plus importantes au monde par sa croissance et se considère comme l'énergie du futur, [2].

Les nouveaux concepts de contrôle des systèmes de conversion de l'énergie éolienne deviennent primordiaux pour la sécurité de fonctionnement et la production optimale d'électricité. Par conséquent, une bonne maîtrise de l'architecture des éoliennes (WECS) permet d'obtenir de meilleurs rendements énergétiques. C'est dans ce but que les chercheurs développent continuellement de nouveaux algorithmes de contrôle des générateurs des éoliennes afin de réduire les coûts d'installation et d'améliorer l'efficacité énergétique, [3].

Dans ce contexte, l'objectif fixé à travers cet article se concentre sur l'évaluation de l'impact du contrôle Backstepping appliqué au SCEE basé sur un GSAP. Bien entendu, ce générateur présente un choix optimal grâce à ses multiples qualités par rapport aux autres générateurs à courant alternatif. En effet, le GSAP prend actuellement sa place sur le marché des parcs éoliens en raison de son rendement élevé, de sa forte densité de puissance, de sa robustesse et de son poids qui reste considérablement faible par rapport aux générateurs asynchrones de même puissance, [4].

Le contrôle du GSAP reste considérablement complexe en raison de plusieurs facteurs. A titre d'exemple, la non-linéarité du modèle analytique du générateur, une machine hautement couplée et multivariable, sensible aux variations paramétriques et aux perturbations des éléments de l'environnement extérieur. C'est dans cette optique que les chercheurs continuent à apporter des améliorations au niveau des algorithmes de contrôle pour effectuer une commande découplée du GSAP et du SCEE.

Pour faire face aux imperfections du contrôle vectoriel à flux orienté ou "Field Oriented Control" (FOC) et remplacer les techniques de contrôles conventionnels, le contrôle non linéaire (Backstepping) est présenté dans ce travail. Cet algorithme de contrôle non linéaire basé sur la technique de stabilité de Lyapunov offre de meilleurs résultats cela sans pour utiliser les modèles analytiques du générateur et du système. De plus, cet algorithme de contrôle ne dépend pas des paramètres du générateur essentiels pour le contrôle (FOC), et ne nécessite donc aucune identification paramétrique pour une éventuelle régulation. L'une des plus grandes préoccupations de nos jours est l'origine inépuisable de l'énergie. Les combustibles fossiles sont moins intéressants en raison des prix fluctuants du pétrole, de la pollution atmosphérique et des problèmes liés au réchauffement climatique. Il y a donc un manque de découverte de nouvelles sources d'énergie [5].

## 2. Le modèle d'éolienne

Le développement du contrôle non linéaire (Backstepping) appliqué au SCEE basé sur le GSAP nécessite une modélisation précise de la machine. C'est pourquoi la modélisation du générateur synchrone est une étape essentielle. En d'autres termes, le modèle analytique doit être le plus proche du modèle réel de la machine afin d'obtenir de meilleurs résultats par la suite.

La structure du système de conversion de l'énergie éolienne est représentée comme indiqué dans fig. 1

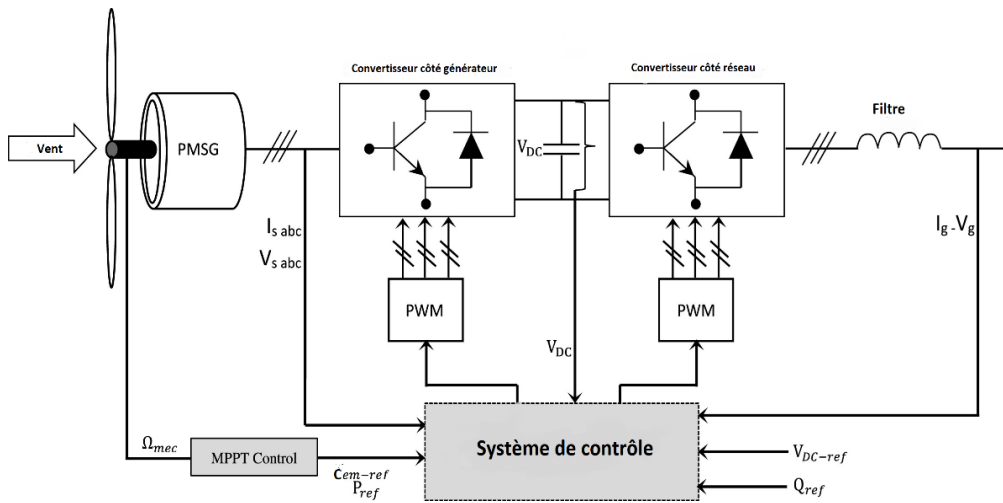


Fig. 1 : Modèle général de SCEE (WECS).

L'objectif fixé dans cette partie sera de modéliser les aspects aérodynamiques du SCEE.

La conversion de l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique est assurée par une turbine. De plus, l'énergie cinétique stockée dans l'air est proportionnelle à l'unité de surface perpendiculaire à la direction de la vitesse du vent.

En tenant compte de l'aérodynamique des pales, la puissance extraite par une éolienne ne présente qu'une partie de la puissance disponible au vent. Cette puissance extraite peut être exprimée par :

$$P_m = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 V^3 C_p(\lambda, \beta) \quad (1)$$

Où  $\rho$  est la densité de l'air,  $R$  le rayon de la pale,  $V$  la vitesse du vent et  $C_p$  la puissance efficace  $\lambda$  la vitesse spécifique ou normalisée (Tip-Speed-Ratio) et  $\beta$  l'angle de calage. Théoriquement, nous ne pouvons tirer de l'énergie éolienne que 59,25 %. La limite du BETZ est reconnue par la puissance maximale théorique  $C_p$

égale à 16/27. À cette époque, en raison d'a conception du rotor, les valeurs d'énergie éolienne converties à partir des éoliennes sont inférieures à 50%, ce qui entraîne diverses pertes aérodynamiques [9]. Le coefficient de puissance  $C_p$  est une fonction de  $f(\beta, \lambda)$ :

$$\lambda = \frac{W_{wt} R}{V} \quad (2)$$

Où  $W_{wt}$  est la vitesse angulaire du rotor.

La fonction générale représentant le coefficient de puissance du rotor  $C_p$  est spécifiée comme suit, [9] :

$$C_p = c_1 \left( \frac{c_2}{\lambda} - c_3 \beta - c_4 \beta^x - c_5 \right) e^{\frac{-c_6}{\lambda_i}} \quad (3)$$

Où le type de rotor est caractérisé par les coefficients  $c_1$ - $c_6$  et  $x$ . en plus du paramètre  $\lambda_i$  est représenté par, [10] :

$$\frac{1}{\lambda_i} = \frac{1}{\lambda + 0.008 \beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1} \quad (4)$$

Le couple du rotor est présenté par l'équation suivante :

$$C_{wt} = \frac{1}{2} \rho V^2 \pi R^3 C_q \quad (5)$$

Où  $C_q$  est le coefficient de couple. Le coefficient de couple et le coefficient de puissance ont la relation suivante :

$$C_q = \frac{C_p}{\lambda} \quad (6)$$

Dans le cas idéal, le coefficient de puissance atteint une valeur maximale qui se situera dans la fourchette de 59,26% selon la limite de Betz.

La variation de la puissance calculée  $P_{ref}$  et de la puissance électromagnétique  $P_{em}$  permet d'obtenir l'angle de pas, qui est le taux de référence dans cette situation. La puissance électromagnétique est obtenue en appliquant l'équation suivante :

$$P_{em} = C_{em} W_m \quad (7)$$

## 2.2 Modèle PMSG

Le générateur synchrone à aimants permanents est le centre d'intérêt du système de conversion de l'énergie éolienne dans cette étude. Le GSAP a été choisi en raison de ses nombreux avantages. Les équations dynamiques régissant son fonctionnement seront présentées dans le repère fixe au rotor (référentiel rotorique) comme suit :

$$\begin{aligned} V_{sd} &= R_s I_{sd} + L_s \frac{dI_{sd}}{dt} - \omega \phi_{sq}; \\ V_{sq} &= R_s I_{sq} + L_s \frac{dI_{sq}}{dt} + \omega \phi_{sd}. \end{aligned} \quad (8)$$

Où  $R_s$  est la résistance du stator et  $L_s$  est l'inductance du stator. Respectivement la liaison de flux des axes  $\phi_d$  et  $\phi_q$  :

$$\begin{aligned} \phi_{sq} &= L_s I_{sq}; \\ \phi_{sd} &= L_s I_{sd} + \phi_f. \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} V_{sd} &= R_s I_{sd} + L_s \frac{dI_{sd}}{dt} - \omega L_s I_{sq}; \\ V_{sq} &= R_s I_{sq} + L_s \frac{dI_{sq}}{dt} + \omega L_s I_{sd} + \omega \phi_f. \end{aligned} \quad (10)$$

Le circuit équivalent du GSAP dans le système de référence tournant d-q est représenté par Fig. 2.

L'expression du couple électromagnétique dans le système de coordonnées de Park est donnée par :

$$C_{em} = \frac{3}{2} P \phi_f I_{sq} \quad (11)$$

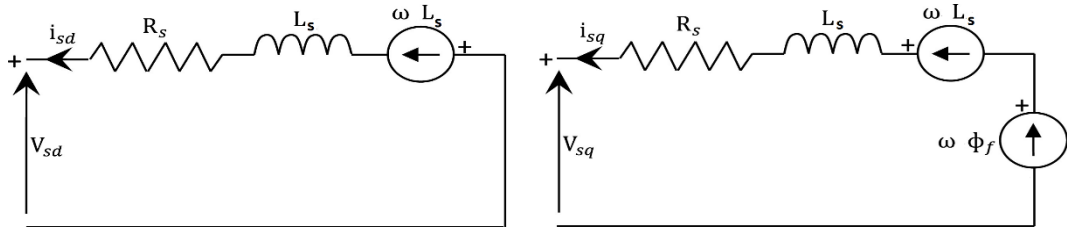


Fig. 2 : Circuit équivalent du GSAP dans le système de référence tournant d-q.

De plus, les expressions des puissances active et réactive peuvent être calculées selon les équations suivantes :

$$\begin{aligned} P_s &= \frac{3}{2} (V_{sd} I_{sd} + V_{sq} I_{sq}); \\ Q_s &= \frac{3}{2} (V_{sq} I_{sd} - V_{sd} I_{sq}). \end{aligned} \quad (12)$$

### 3. La Commande Vectorielle

Le contrôle vectoriel autorise la commande du flux et du couple du GSAP individuellement, [6]. Ceci est obtenu en décomposant le vecteur de courant

statorique et en appliquant une boucle de contrôle du courant avec des régulateurs PI. En conséquence, l'objectif du système de contrôle est de fixer les références des composantes d-q du courant statorique suivant le besoin de références de couple et de flux, [7].

### 3.1 Régulateur de courant de l'axe d

Pour préserver la constante du flux statorique, nous devons contrôler le courant. Sa quantité de référence doit être nulle [8]. La fonction de transfert en boucle ouverte est :

$$\frac{I_{sd}}{V_{sd}} = \frac{\frac{1}{R_s}}{1 + s \frac{L_{sd}}{R_s}} \quad (13)$$

Une fonction de transfert de PI est :

$$G(s) = k_d \left( \frac{1 + \tau_d s}{\tau_d s} \right) \quad (14)$$

La fonction de transfert de la boucle fermée est :

$$F_d(s) = \frac{1}{1 + s \frac{L_{sd}}{R_s}} \quad (15)$$

La synthèse de cet PI peut être réalisée en appliquant la technique de compensation. Donc

$$\begin{aligned} \tau_d &= \frac{L_{sd}}{R_s}; \\ k_d &= \frac{R_s^2}{L_{sd}}. \end{aligned} \quad (16)$$

### 3.2 Régulateur de courant de l'axe des q

Le courant suivant l'axe q et celui du contrôleur suivant l'axe d sont obtenus de la même manière, [11]. La régulation de la composante du courant en quadrature a permis de régler facilement le couple électromagnétique, [12]. C'est pourquoi :

$$\begin{aligned} \tau_q &= \frac{L_{sq}}{R_s}; \\ k_q &= \frac{R_s^2}{L_{sq}}. \end{aligned} \quad (17)$$

#### 4. Contrôle de Backstepping

Le domaine du contrôle des systèmes non linéaires nécessite des algorithmes performants pour assurer un meilleur niveau de stabilité et de performance. Le contrôle (Backstepping) fait partie des algorithmes dans ce domaine. Cette technique, qui a été développée par Kanellakopoulos en 1990, offre une méthode systématique pour produire des contrôleurs pour les systèmes non linéaires. La stratégie (Backstepping) chargée de faire une représentation en utilisant plusieurs sous-systèmes d'ordre 1 qui est mise en cascade pour dissocier le système global. Chaque sous-système fournit une commande virtuelle pour le sous-système suivant afin d'assurer la convergence du processus vers son état d'équilibre. Dans ce contexte, on trouve les fonctions de Lyapunov qui assurent la stabilité globale du système.

La stratégie appliquée par la suite se décompose en deux étapes consécutives. La première étape fournit les instructions nécessaires pour la deuxième étape

##### Étape 1 : contrôleur de courant

Dans cette étape, les erreurs " $E_1$ " et " $E_2$ ", qui représentent l'erreur entre les courants réels ( $I_{sq}, I_{sd}$ ) et les courants de référence ( $I_{sq-ref}, I_{sd-ref}$ ), sont identifiées.

$$\begin{aligned} E_1 &= (I_{sq-ref} - I_{sq}); \\ E_2 &= (I_{sd-ref} - I_{sd}). \end{aligned} \quad (18)$$

La dérivée de ces erreurs est donnée par :

$$\begin{aligned} \dot{E}_1 &= (\dot{I}_{sq-ref} - \dot{I}_{sq}); \\ \dot{E}_2 &= (\dot{I}_{sd-ref} - \dot{I}_{sd}). \end{aligned} \quad (19)$$

La première étape garantit un suivi de la vitesse de référence et permet donc d'annuler l'erreur de vitesse. La fonction de Lyapunov est utilisée à cette fin :

$$V = \frac{1}{2}(E_1^2 + E_2^2) \quad (20)$$

Pour rendre nulle la dérivée de la fonction de Lyapunov, il faut choisir des erreurs comme suit :

$$\begin{aligned} \dot{E}_1 &= -K_1 E_1; \\ \dot{E}_2 &= -K_2 E_2. \end{aligned} \quad (21)$$

La dérivée temporelle de la fonction de Lyapunov est :

$$\dot{V} = -K_1 \cdot E_1^2 - K_2 \cdot E_2^2 \quad \text{Avec} \quad K_1 > 0 \text{ et } K_2 > 0$$

En remplaçant les dérivées des courants  $I_{sq}$  et  $I_{sd}$  par leurs valeurs, on obtient les expressions des erreurs dérivées donnée par :

$$\begin{aligned}\dot{I}_{sq} &= \frac{1}{L_s} [V_{sq} - R_s I_{sq} - \omega L_s I_{sd} - \omega \phi_f]; \\ \dot{I}_{sd} &= \frac{1}{L_s} [V_{sd} - R_s I_{sd} + \omega L_s I_{sq}].\end{aligned}\quad (22)$$

$$\begin{aligned}\dot{E}_1 &= \dot{I}_{sq-ref} - \frac{1}{L_s} [V_{sq} - R_s I_{sq} - \omega L_s I_{sd} - \omega \phi_f]; \\ \dot{E}_2 &= -\frac{1}{L_s} [V_{sd} - R_s I_{sd} + \omega L_s I_{sq}].\end{aligned}\quad (23)$$

### Étape 2 :

En remplaçant les dérivés de l'erreur par leurs valeurs, on obtient :

$$\begin{aligned}-K_1 E_1 &= \dot{I}_{sq-ref} - \frac{1}{L_s} [V_{sq} - R_s I_{sq} - \omega L_s I_{sd} - \omega \phi_f]; \\ -K_2 E_2 &= -\frac{1}{L_s} [V_{sd} - R_s I_{sd} + \omega L_s I_{sq}].\end{aligned}\quad (24)$$

Enfin, le choix de la loi de contrôle est le suivant :

$$\begin{aligned}V_{sq} &= \dot{I}_{sq-ref} L_s + K_1 E_1 L_s + R_s I_{sq} + \omega L_s I_{sd} + \omega \phi_f; \\ V_{sd} &= K_2 E_2 L_s + R_s I_{sd} - \omega L_s I_{sq}.\end{aligned}\quad (25)$$

La Fig. (3) présente schéma principal du Backstepping.

Avec  $R_g$ ,  $L_g$  représentent respectivement la résistance et la réactance du filtre intermédiaire.  $i_{gd}$  et  $i_{gq}$  sont le courant continu et le courant en quadrature transitant vers le réseau  $\omega_g$  : la pulsation angulaire du réseau.  $V_{id}$  et  $V_{iq}$  les composantes de tension du convertisseur côté réseau.

Pour assurer la stabilité du système, les gains  $K_{gd}$  et  $K_{gq}$  les ont des constantes positives. De plus, la dérivée de la fonction de Lyapunov doit être négative. Par conséquent, les valeurs des tensions de référence seront :

$$\begin{aligned}V_{id-ref} &= R_g I_{gd} - K_{gd} E_1 L_g - \omega_g L_g I_{gq} + V_{gd}; \\ V_{iq-ref} &= R_g I_{gq} - K_{gq} E_1 L_g + \omega_g L_g I_{gd} + V_{gq};\end{aligned}\quad (26)$$

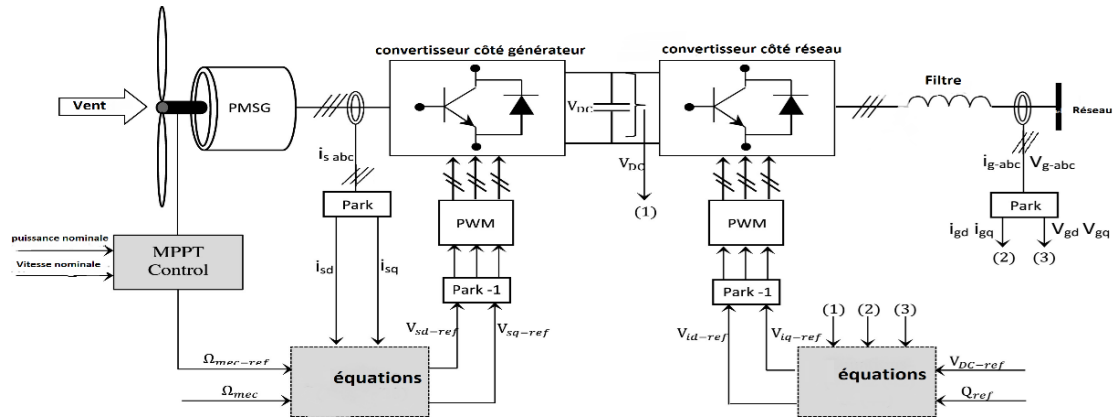


Fig. 3 : Schéma de principe du contrôle Backstepping.

## 5. Résultats de la simulation

Le premier test est utilisé pour prouver la robustesse du contrôle Backstepping sur le SCEE. Il est évident que le profil du vent utilisé pour ce test ne reflète pas les conditions réelles ; cependant, ce profil atteste de la performance de la commande choisie par rapport aux changements brusques. Pour un bon fonctionnement du système complet, nous devons choisir le courant continu de référence  $i_{sd-ref}=0$ , qui offre un couple électromagnétique maximal de la machine avec un courant statorique moindre. Les Figs. 4 et 5 représentent respectivement les résultats obtenus par simulation du profil du vent et de la vitesse angulaire de la machine. On voit que la vitesse mécanique suit l'évolution du profil du vent de manière remarquable. Les courbes de la puissance active et du courant ont de mêmes allures que celle de la vitesse mécanique. L'application de la commande Backstepping offre de bonnes performances que ce soit au niveau de la vitesse ou de celui de la qualité de l'énergie générée. Elles sont clairement visibles à travers les figures de courants illustrées dans les Figs. 6 et 7.

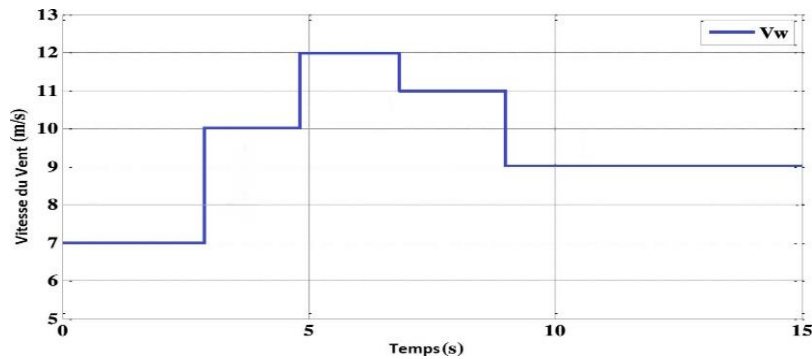


Fig. 4 : Profil de vent idéal.

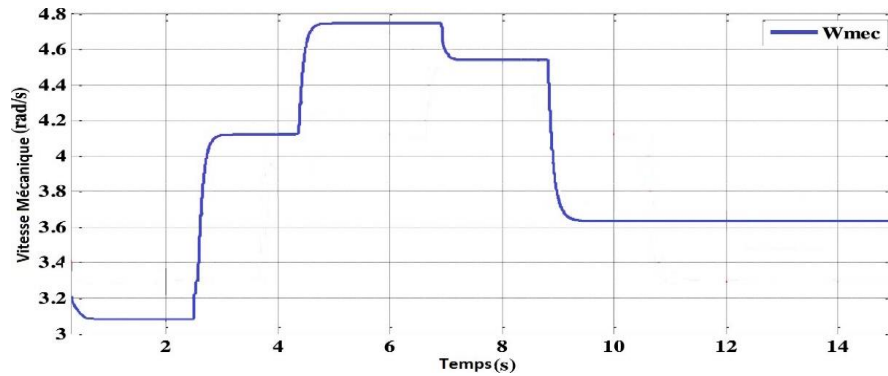


Fig. 5 : Vitesse mécanique.

La forme de la puissance active est identique à celle des courants produits par le générateur. Par ailleurs, le suivi de la puissance active par rapport à la puissance mécanique de référence est bien respecté, (Fig. 8).

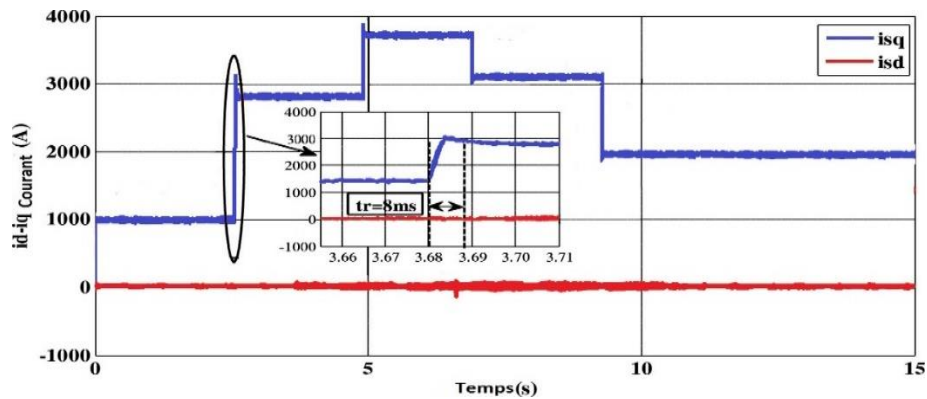


Fig. 6 : Courant statorique Isd- Isq

La Fig. 9 montre l'évolution de la puissance réactive avec celle de sa référence.

Afin de valider le contrôle du Backstepping, un second test avec un profil de vent aléatoire est mis en œuvre, (fig.10a).

Le contrôle appliqué montre un bon suivi des consignes des puissances active et réactive, (fig.10 c et d).

La qualité des courants générés peut être observée à travers les Figs. 10 (e) et 10 (f).

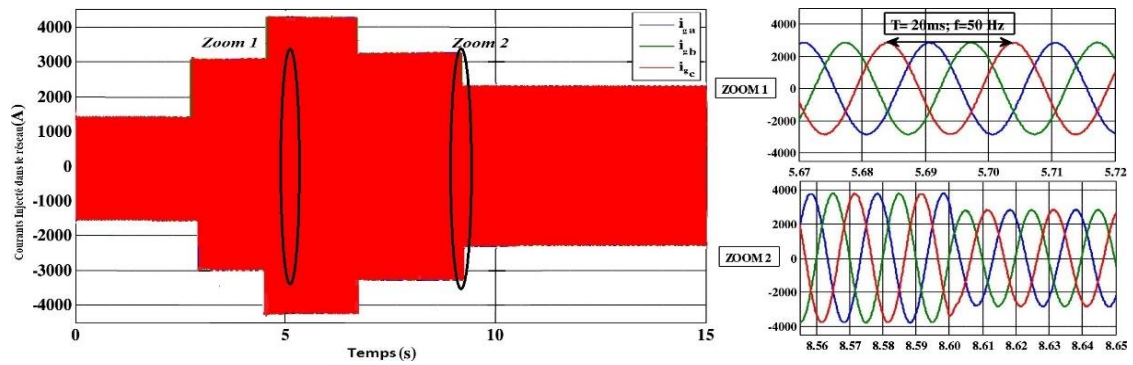


Fig. 7 : les Courants triphasé injecter dans le réseau électrique (Iga, Igb, Igc)

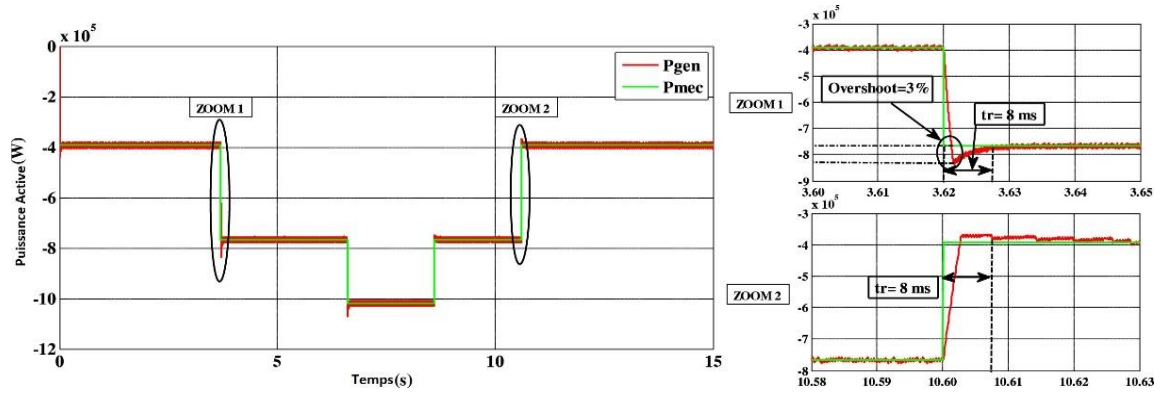


Fig. 8 : Générateur et puissance mécanique

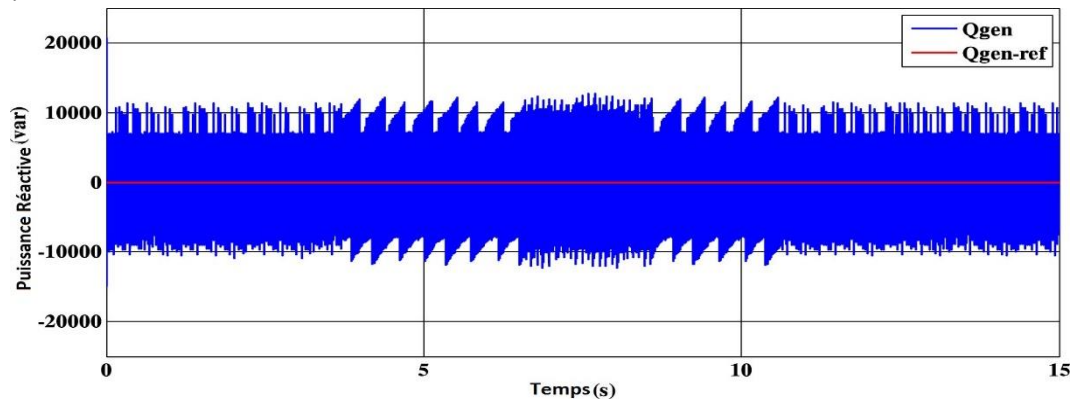


Fig. 9 : Puissance réactive générée.

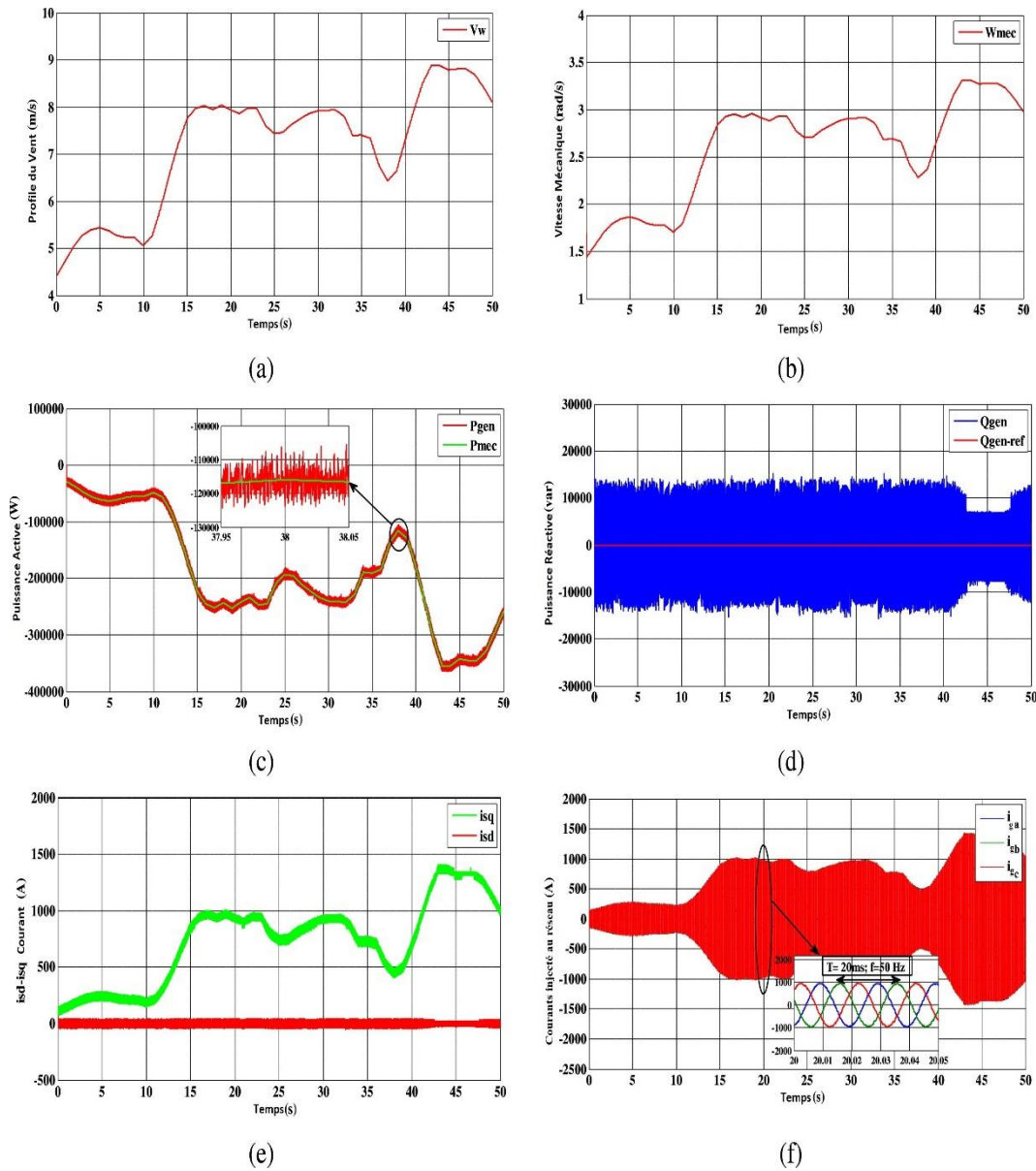


Fig. 10 : Fluctuation de la vitesse du vent : (a) Profil du vent, (b) Vitesse mécanique, (c) Puissance active, (d) Puissance réactive, (e) Courant direct et en quadrature, (f) les Courants triphasé injecter dans le réseau électrique ( $I_{ga}$ ,  $I_{gb}$ ,  $I_{gc}$ ).

## 7. Conclusion

Cet article est dédié au contrôle Backstepping appliqué à un système de conversion d'énergie éolien à vitesse variable basé sur un GSAP. La modélisation du SCEE, plus précisément, la turbine et le GSAP, ainsi que la théorie du contrôle

Backstepping sont développés dans cet article. La simulation utilisant l'outil Matlab/Simulink et l'implémentation du contrôle sont présentées. Les résultats obtenus permettent de conclure ce qui suit :

- ✓ la commande Backstepping offre de meilleures performances pour différents profils de vent comparativement à la commande vectorielle ;
- ✓ La robustesse contre les variations du profil du vent est bien assurée grâce à cet algorithme de contrôle.
- ✓ La vitesse et la poursuite des différentes tailles sont assurées avec de meilleures performances.
- ✓ Le rendement énergétique élevé et le facteur de puissance autour de l'unité attestent de l'efficacité du contrôle proposé
- ✓ les résultats de la simulation montrent que la stratégie de contrôle Backstepping permet d'obtenir de meilleures performances statiques et dynamiques d'un système de conversion de l'énergie éolienne.
- ✓ Nous pouvons affirmer et valider l'efficacité de la régulation non linéaire du Backstepping en nous basant sur les résultats expérimentaux qui restent fiables et similaires à ceux trouvés dans la simulation.

Les travaux futurs porteront sur l'étude des performances dynamiques d'un système de conversion d'énergie éolien basé sur le PMSG pour un changement de charge.

### **Reconnaisances :**

Les auteurs tiennent à remercier la Direction Générale de la Recherche Scientifique et du développement Technologique (DGRSDT) pour le soutien et le financement de l'axe de recherche à travers le laboratoire de recherche LEB.

### **R E F E R E N C E S**

- [1]. *Yang W. et al*, (2014), Wind turbine condition monitoring: technical and commercial challenges. *Wind Energy*: 673–693.
- [2]. *Semken RS et al*, (2012), Direct-drive permanent magnet generators for high-power wind turbines: Benefits and limiting factors. *IET Renew Power Gener.*
- [3]. *Nguyen TH, Lee D.-C.*, (2013), Advanced fault ride-through technique for PMSG wind turbine systems using line-side converter as STACOM. *IEEE Trans Ind Electron* 60(7):2842–2850
- [4]. *L. Youb, A. Crăciunescu*, “ Etude comparative entre la commande vectorielle à flux orienté et la commande directe du couple de la machine asynchrone ”, *P.B. Sci. Bull, Series C*, **Vol. 69**, No. 2, 2007, pp.113-128.
- [5]. *Li S, Haskew TA, Xu EL*, Conventional and novel control designs for direct driven PMSG wind turbines *Electric Power Systems Research* (2010), vol 80, no 3, March 2010.

- [6]. *Mohamed Yazid Zidani, Lamia Youb, Sebti Belkacem , Farid Naceri*, “ Design of robust control using fuzzy logic controller for doubly fed induction motor drives”, U.P.B. Sci.Bull , Series C, **vol. 81**, Iss. 1, 2019, pp. 159-170
- [7]. *Emna ME, Adel K, Mimouni MF*, (2013), the wind energy conversion system using PMSG controlled by vector control and SMC strategies. International Journal of Renewable Energy Research 3.1:41–50
- [8]. *Hung JY, Gao W, Hung JC*, (1993), Variable structure control: a survey. IEEE Trans Ind Electron 22:2
- [9]. *Z. Lubosny*. Wind Turbine Operation in Electric Power Systems. Springer, 2003.
- [10]. *Tao Sun*. Power Quality of Grid-Connected Wind Turbines with DFIG and Their Interaction with the Grid, Institute of Energy Technology, Aalborg University, Denmark, 2004
- [11]. *T. Senjyu, N. Nakasone, A. Yona, A. Yousuf Saber, T. Funabashi, and co.*, Operation Strategies for Stability of Gearless Wind Power Generation Systems. Sekine. IEEE Industry Applications Vol. Page 7. 2008
- [12]. *I. K. Bousserhane, A. Boucheta, A. Hazzab, B. Mazari, M. Rahli, M.K. Fellah*, “Adaptive backstepping controller design for linear induction motor position control”, U.P.B. Sci.Bull., Series C, **vol. 71**, Iss. 3, 2009, pp. 171-186.