



HAL
open science

Evaluation de deux stratégies de conversion AC/DC pour les éoliennes équipées de génératrices synchrones à aimants permanents

Adrien Prévost, Romain Delpoux, Vincent Léchappé, Xavier Brun

► To cite this version:

Adrien Prévost, Romain Delpoux, Vincent Léchappé, Xavier Brun. Evaluation de deux stratégies de conversion AC/DC pour les éoliennes équipées de génératrices synchrones à aimants permanents. Conférence des Jeunes Chercheurs en Génie Electrique 2022 (JCGE 2022), Jun 2022, Le Croisic, France. hal-03779363

HAL Id: hal-03779363

<https://hal.science/hal-03779363v1>

Submitted on 16 Sep 2022

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Evaluation de deux stratégies de conversion AC/DC pour les éoliennes équipées de génératrices synchrones à aimants permanents

Adrien Prévost*, Romain Delpoux*, Vincent Léchappé* et Xavier Brun*

* Univ Lyon, INSA Lyon, Université Claude Bernard Lyon 1, Ecole Centrale de Lyon, CNRS, Ampère, UMR5005, 69621 Villeurbanne, France
adrien.prevost@insa-lyon.fr

Résumé

RESUME - Les travaux présentés comparent expérimentalement l'effet de deux topologies de conversion AC/DC sur la courbe de rendement d'une éolienne équipée d'une génératrice à aimants permanents à flux axial. Les deux stratégies de conversion étudiées sont (i) un redresseur passif à diodes et (ii) un redresseur actif à transistors MOSFETs piloté par commande vectorielle sans capteur mécanique. Il est mis en évidence que les deux stratégies ne peuvent couvrir les mêmes points de fonctionnement mécaniques avec la même tension de bus. La configuration (i) permet uniquement une adaptation d'impédance localisée dépendante de la tension DC aux bornes du redresseur. La configuration (ii) permet de maximiser le rendement de conversion sur toute la plage de vitesses de vent mais son opération à haute vitesse est limitée par la tension du bus continu.

ABSTRACT - This work studies the effect of two rectifying strategies on the energy conversion efficiency of a wind turbine equipped with an axial flux permanent magnet synchronous generator. The experimental comparison involves (i) a diode full bridge rectifier and (ii) a PWM MOSFETs rectifier with sensorless vector control. It has been shown that the two configurations cannot cover the same operating points with the same DC bus voltage. Configuration (i) allows a localized impedance matching which is highly dependent on the DC bus voltage. Strategy (ii) allows to maximize the conversion efficiency along a wide wind speed range. The latter is limited by the DC voltage for high speeds.

MOTS-CLES - Eolienne - Rendement - AC/DC - Commande vectorielle sans capteur - Machine synchrone à aimants permanents

1. Introduction

Alors que près de 800 millions de personnes n'avaient pas accès à l'électricité dans le monde en 2019 [1], que le déploiement de microréseaux DC est sérieusement étudié pour renforcer la sécurité énergétique et faciliter l'intégration des énergies renouvelables [2], il paraît essentiel de concentrer un effort de recherche sur l'efficacité et le pilotage des sources d'énergie renouvelables distribuées. A ce titre, l'éolienne domestique est identifiée comme une technologie appropriée pour l'électrification rurale [3].

Les enjeux associés à la production d'énergie avec du petit éolien sont multiples, dont principalement : robustesse, efficacité, consommation intelligente, facilité de maintenance, minimisation des nuisances. Bien que ces aspects méritent d'être considérés sur un même plan, nous proposons dans un premier temps d'étudier l'efficacité à travers la comparaison de deux stratégies de conversion électrique.

Un schéma électrique classique d'une éolienne domestique non raccordée au réseau consiste à connecter une génératrice synchrone à aimants permanents avec un redresseur passif à diodes lui-même connecté à un bus continu (DC). Quand la tension du bus reste constante

(ex : imposée par une batterie), la vitesse de l'éolienne varie très peu, ce qui empêche d'atteindre un point de fonctionnement aérodynamique optimal systématique du rotor et dégrade ainsi l'efficacité mécanique. De plus, le pont de diode génère des pertes électriques dues notamment aux chutes de tension directe des diodes et à l'introduction d'harmoniques de courant basses fréquences [4] également responsables de bruits acoustiques importants [5].

L'optimisation de la chaîne de conversion d'énergie pour le petit éolien a été traitée de différentes manières dans la littérature, on distingue les approches passives et actives détaillées ci-après.

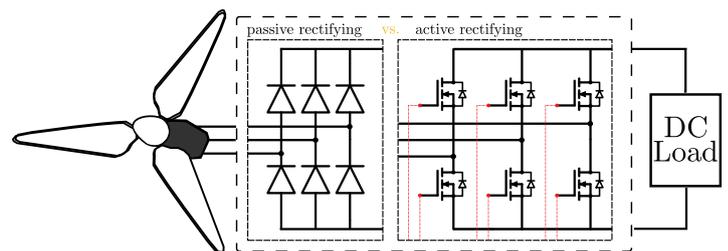


FIGURE 1: Chaîne de conversion d'énergie étudiée, avec redressement passif ou actif

2. Etude des stratégies de conversion

2.1 La chaîne de conversion passive

La chaîne de conversion schématisée sur la Figure 1 est dite passive quand la génératrice est connectée à un redresseur non commandé (ex : pont de diode triphasé à double alternance (PD3)) directement relié à un bus DC de tension fixe où à une charge. L'approche vise donc à optimiser un ou plusieurs éléments de la chaîne tels que les pales et la génératrice. Le but est de réaliser une adaptation d'impédance pour maximiser le transfert de puissance entre la source (éolienne) et la charge (batterie) pour une certaine gamme de vitesses de vent.

L'approche multicritère considère l'optimisation de plusieurs éléments de la chaîne passive en même temps. Ainsi, le dimensionnement d'une génératrice pour une tension de système donnée a été étudiée dans [6] pour une tension DC donnée. Une autre piste, plus holistique, pratique l'optimisation sur l'ensemble de la chaîne de conversion électromécanique d'une éolienne auto-construite : profil de pales, génératrice, lignes [7]. Également, l'ajout de filtres entre génératrice et redresseur peut réaliser une adaptation d'impédance pour une certaine gamme de vitesses de vent [8] ou rejeter des harmoniques de puissance et ainsi réduire le bruit acoustique de la génératrice [5].

Ces approches ont l'avantage de se passer de convertisseurs de puissance pilotés, rendant l'investissement financier initial moins élevé tout en ayant un rendement global intéressant bien que non-optimal sur une plage de fonctionnement donnée. Cependant, pour être efficaces, elles nécessitent un dimensionnement du système au cas par cas. L'expérience a montré en laboratoire la sensibilité de la production d'énergie à la variation des paramètres du système (gisement éolien, tension du système de batteries, longueur des lignes de transmission) [6]. L'analyse d'une campagne de mesures sur des éoliennes auto-construites confirme cette sensibilité vis à vis des paramètres, limitant les performances d'une partie des machines, et provoquant une irrégularité de production selon les éoliennes [9].

2.2 Le pilotage actif

L'approche active consiste à piloter le couple ou la vitesse de la génératrice grâce à l'ajout de convertisseurs de puissance pilotés entre la génératrice et le bus DC. Ceci permet d'établir des stratégies de pilotage comme le Maximum Power Point Tracking (MPPT) ayant pour but de maximiser la puissance électrique en tout instant.

Dans la littérature, deux types de conversion sont principalement étudiés : le redressement actif et la conversion DC/DC à la suite d'un PD3. Dans [10], un PD3 suivi d'un hacheur buck est comparé avec un redresseur actif (RA) à transistors piloté par commande vectorielle. Ces travaux mettent en évidence un gain de production énergétique dans les deux cas par rapport au pont de diode seul, avec un gain encore meilleur pour le redresseur commandé, mais cette dernière solution est laissée de côté à cause de sa complexité d'implémentation (capteur mécanique de position, calculs complexes à embarquer sur microcontrôleur). D'autres travaux poursuivent néanmoins la commande vectorielle sans capteur d'une petite éolienne à axe vertical [11]. L'efficacité de la méthode est démontrée en simulation mais l'expérimentation sur site éolien pose problème notamment à cause de la complexité à embarquer la commande sans capteur sur microcontrôleur.

2.3 Démarche et positionnement des travaux

La courbe de puissance d'une chaîne de conversion éolienne (puissance électrique vs. vitesse de vent) permet de prédire la production d'énergie d'une turbine pour un site donné en fonction de la distribution des vents. On peut obtenir la courbe de puissance d'une éolienne à partir de son rendement pour chaque point de fonctionnement. A notre connaissance, peu de travaux étudient l'impact des topologies de conversion sur la courbe de rendement de l'éolienne domestique. Nous proposons donc la comparaison expérimentale d'une éolienne équipée d'une génératrice synchrone à aimants permanents connectée alternativement à deux topologies de redressement différentes schématisées sur la Figure 1 : un PD3 et un RA constitué de 3 bras d'onduleur à base de transistors MOSFETs. Le RA sera piloté par une commande vectorielle sans capteur de position du rotor dans l'objectif de ne pas complexifier le système mécanique. Les algorithmes MPPT ne seront pas étudiés dans ce papier. Nous utiliserons une génératrice d'éolienne auto-construite de type "Piggott" [12], devenue référence dans l'éolien domestique pour son efficacité et robustesse à moindre coût [13][14]. Le choix de l'éolienne auto-construite se justifie par la simplicité de fabrication/réparation. Son bas-coût et son design libre permettent notamment de faciliter la modélisation et la modification du système.

3. Modélisation de la chaîne de conversion

La chaîne de conversion d'énergie éolienne considérée est représentée sur la Figure 2, elle comprend d'abord une partie mécanique composée d'une hélice connectée en direct (sans réducteur) à une génératrice synchrone à aimants permanents (PMSG) via un arbre de transmission. Pour la partie électrique, un redresseur triphasé fait l'interface entre les phases de la machine et un bus DC connecté à une charge considérée dans cette étude comme une source de tension fixe (ex. : batterie). Nous modéliserons chacun de ces éléments dans les sections suivantes. Le sens des flèches sur le schéma fait référence aux causalités des grandeurs physiques.

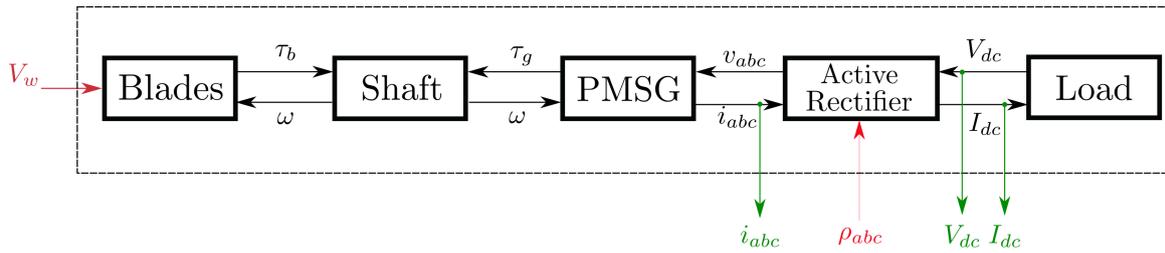
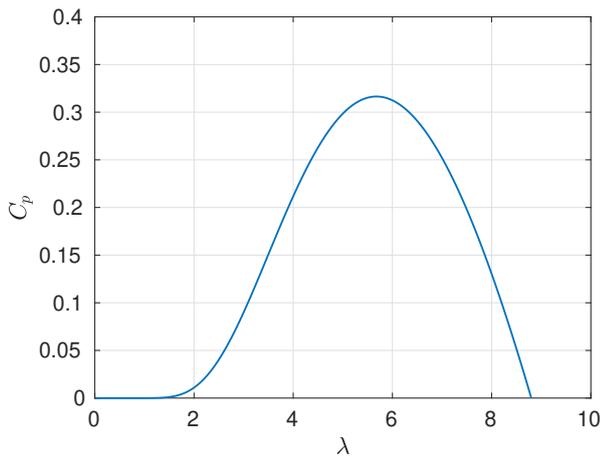
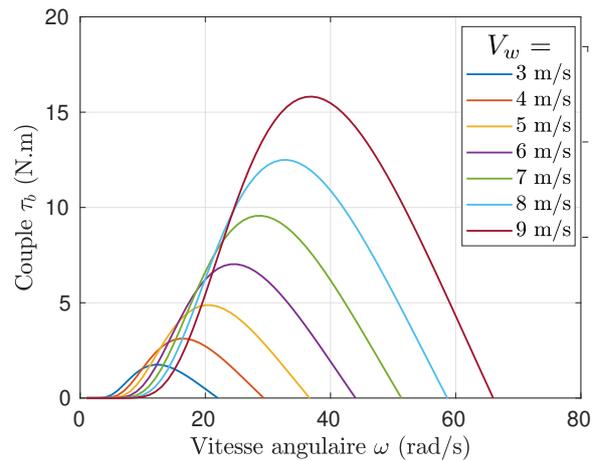


FIGURE 2: Chaîne de conversion d'énergie en configuration de redressement actif (RA)



(a) Coefficient aérodynamique en fonction de la vitesse spécifique



(b) Couple exercé sur les pales en fonction de la vitesse angulaire pour plusieurs vitesses de vent

FIGURE 3: Caractéristiques aérodynamiques du rotor de l'éolienne modélisée

3.1 Aérodynamique des pales

Le couple exercé sur les pales de l'éolienne peut s'écrire

$$\tau_b = \frac{1}{2\omega} \rho_{air} A V_w^3 C_p(\lambda) \quad (1)$$

avec A l'aire balayée par les pales, ρ_{air} la masse volumique de l'air transporté à la vitesse V_w , ω la vitesse angulaire du rotor, et le coefficient aérodynamique $C_p(\lambda)$ qui modélise l'efficacité des pales à extraire l'énergie cinétique du vent. Cette dernière dépend de la vitesse spécifique λ , donnée par la relation

$$\lambda = \frac{\omega \cdot r}{V_w} \quad (2)$$

avec r le rayon de balayage des pales.

Un système de protection tel que la mise en drapeau ou le changement d'angle de pas des pales permettant de réduire la puissance captée par l'éolienne par vent fort est indispensable. Cependant, pour garder un modèle mécanique le plus générique possible, ce système ne sera pas modélisé car son comportement dépend fortement de la technologie employée. Ainsi, un modèle générique $C_p(\lambda)$ est utilisé [15] en considérant un angle de pas des pales constant et un couple ($C_{p(max)}$, λ_{opt}) cohérent avec une éolienne Piggott [16]. La courbe de coefficient aérodynamique associée à ce modèle et utilisée dans la suite des travaux est représentée sur la Figure 3a. Nous ne modéliserons pas l'effet de la viscosité de l'air sur cette caractéristique. Le couple des pales est tracé sur la Figure 3b grâce à (1) pour plusieurs vitesses de vent V_w .

3.2 Génératrice synchrone à aimants permanents

La génératrice utilisée pour les éoliennes autoconstruites est une machine synchrone à flux axial à aimants permanents montés en surface et bobinage concentré sans cœur magnétique. Cette topologie discoïde est particulièrement adaptée au petit éolien auto-construit car elle est compacte, facilement réalisable, et l'absence de saillance magnétique permet d'éviter l'effet de crantage, assurant un démarrage fluide de l'éolienne.

L'amplitude des forces électromotrices (FEM) de la machine peut s'écrire

$$E = p\phi_f\omega \quad (3)$$

où ϕ_f décrit l'amplitude du flux magnétique rotorique couplé aux phases de la machine et p le nombre de paires de pôles. La machine étudiée étant à pôles lisses, connectée en étoile et équilibrée, les FEM et tensions de phase s'écrivent

$$e_{abc} = E \begin{bmatrix} \sin(p\theta) \\ \sin\left(p\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \sin\left(p\theta + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix}, \quad v_{abc} = R_s i_{abc} + L_s \frac{di_{abc}}{dt} + e_{abc} = V \begin{bmatrix} \sin(p\theta + \alpha) \\ \sin\left(p\theta - \frac{2\pi}{3} + \alpha\right) \\ \sin\left(p\theta + \frac{2\pi}{3} + \alpha\right) \end{bmatrix} \quad (4)$$

avec θ l'angle du rotor, α le déphasage entre FEM et tension de phase, et L_s , R_s inductance et résistance statoriques. On considérera le rotor comme un ensemble de raideur infinie constitué des pales et des disques rotoriques de la machine à flux axial. Ainsi, selon la relation fondamentale de la dynamique

$$J_{tot} \frac{d\omega}{dt} = \tau_b - \tau_g - \tau_f \quad (5)$$

avec J_{tot} l'inertie totale, τ_g le couple appliqué par la génératrice, τ_b défini par l'équation (1) et τ_f le couple de frottements.

3.3 Interaction redresseurs/bus DC

On peut définir le rapport de conversion entre l'amplitude de la FEM et la tension du bus DC par la relation

$$m = \frac{V_{dc}}{E} \quad (6)$$

où V_{dc} est défini sur la Figure 2. Dans les paragraphes qui suivent on explicitera ce rapport de conversion dans le cas du redresseur passif (m_{PD3}) et du redresseur actif (m_{RA}).

Redresseur passif

Le PD3 commence à conduire quand les tensions composées ont une amplitude plus grande que la tension de bus, c.à.d. pour

$$V_{dc} < \sqrt{3}E \Rightarrow m_{PD3} < \sqrt{3}. \quad (7)$$

L'évolution de la puissance transmise via le PD3 en fonction du rapport m et de l'impédance interne de la machine est étudiée dans [17] mais ne sera pas approfondie dans cet article. Nous noterons seulement que le transfert de puissance ne s'opère que pour $m_{PD3} < \sqrt{3}$.

Redresseur actif

Il a été choisi de piloter le RA avec une commande vectorielle car elle permet de contrôler précisément le couple ou la vitesse de la machine tout en contraignant sa puissance réactive. Les rapports cycliques ρ_{abc} de la modulation à largeur d'impulsion (MLI) sont contrôlés pour réaliser les tensions de phases tel que

$$v_{abc} = \rho_{abc} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \frac{V_{dc}}{3}. \quad (8)$$

Nous ferons dans un premier temps abstraction de la possibilité de défluxage et de surmodulation. Nous utiliserons une MLI vectorielle permettant de réaliser des tensions de phases sinusoïdales d'une amplitude maximum de $V = V_{dc}/\sqrt{3}$ [18]. Or en mode génératrice $V > E$ ce qui implique que

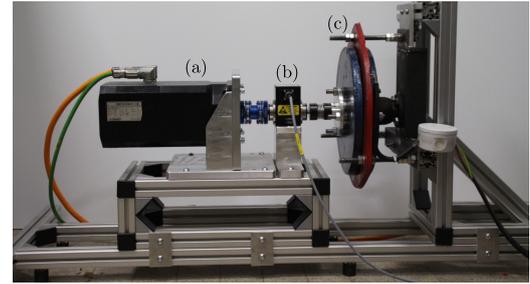
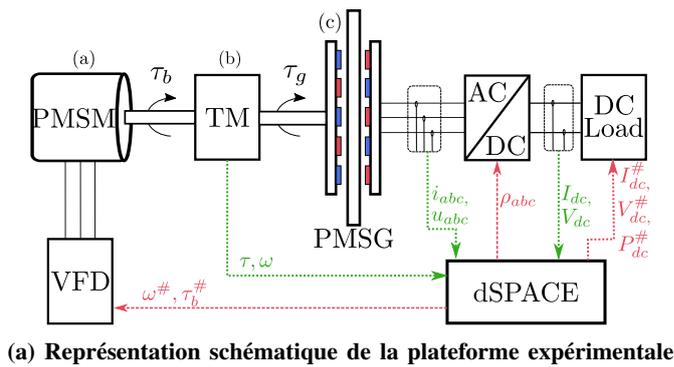
$$m_{RA} > \sqrt{3}. \quad (9)$$

On constate avec les équations (7) et (9) que l'intersection des rapports m_{PD3} et m_{RA} est nulle. On ne pourra donc pas comparer les deux stratégies de conversion avec un V_{dc} identique.

4. Configuration expérimentale

Plateforme d'essais

La plateforme d'expérimentation est schématisée sur la Figure 4a. Elle est constituée d'un banc équipé de deux machines synchrones à aimants permanents accouplées au même arbre. La première (PMSM) est pilotée par un variateur industriel (VFD). La deuxième (PMSG) est une génératrice à flux axial initialement dimensionnée pour une chaîne passive avec une tension de bus de 24V. Elle est connectée alternativement au RA ou au PD3 eux-mêmes reliés à une charge active qui peut être piloté en tension, courant ou puissance. Un couplemètre (TM) fait l'interface entre les deux machines et



(b) Photo du banc d'essais : Moteur d'entraînement (PMSM), Couplemètre (TM), Générateur (PMSG)

FIGURE 4: Illustration de la plateforme expérimentale

assure une mesure de couple, de vitesse et d'angle de l'arbre. En ce qui concerne les convertisseurs étudiés, le PD3 choisi est un composant standard correspondant à ce qui est installé classiquement sur le terrain dans le domaine du petit éolien. Le RA a été dimensionné et construit au laboratoire Ampère.

Protocole expérimental

La PMSM émule le couple τ_b produit par les pales suivant les courbes tracées sur la Figure 3b grâce à une commande en couple du VFD. La PMSG appliquera un couple τ_g à l'arbre qui dépendra du mode de redressement et du point de fonctionnement. Pour le PD3, on fixera plusieurs tensions V_{dc} grâce à la charge active pour lesquelles on balayera les vitesses de vents (3-9 m/s). Alternativement pour le RA, on fixera la tension de bus suffisamment grande pour pouvoir atteindre la vitesse angulaire du point de puissance maximum (MPP) à la plus haute vitesse de vent (9 m/s), ce qui correspond ici à $V_{dc} = 50V$. On variera le couple de la PMSG par échelons pour chaque vitesse de vent jusqu'à atteindre le MPP grâce à la commande vectorielle. Pour chaque point en régime permanent, les grandeurs V_{dc} , I_{dc} , τ , ω seront moyennées sur 1 seconde.

5. Résultats expérimentaux

Soit le rendement global de conversion

$$\eta = \frac{P_{dc}}{P_{aero}} = \frac{V_{dc} \cdot I_{dc}}{0.5 \rho_{air} A V_w^3}, \quad (10)$$

on définit le rendement η^* normalisé par le coefficient aérodynamique maximal

$$\eta^* = \frac{\eta}{C_p(\lambda_{opt})} \quad (11)$$

avec λ_{opt} la vitesse spécifique qui maximise C_p . On utilisera la grandeur η^* pour présenter les résultats car elle permet de visualiser non seulement le rendement de conversion électromécanique mais aussi la capacité du système à se positionner sur un point de fonctionnement aérodynamique optimal pour une vitesse de vent donnée.

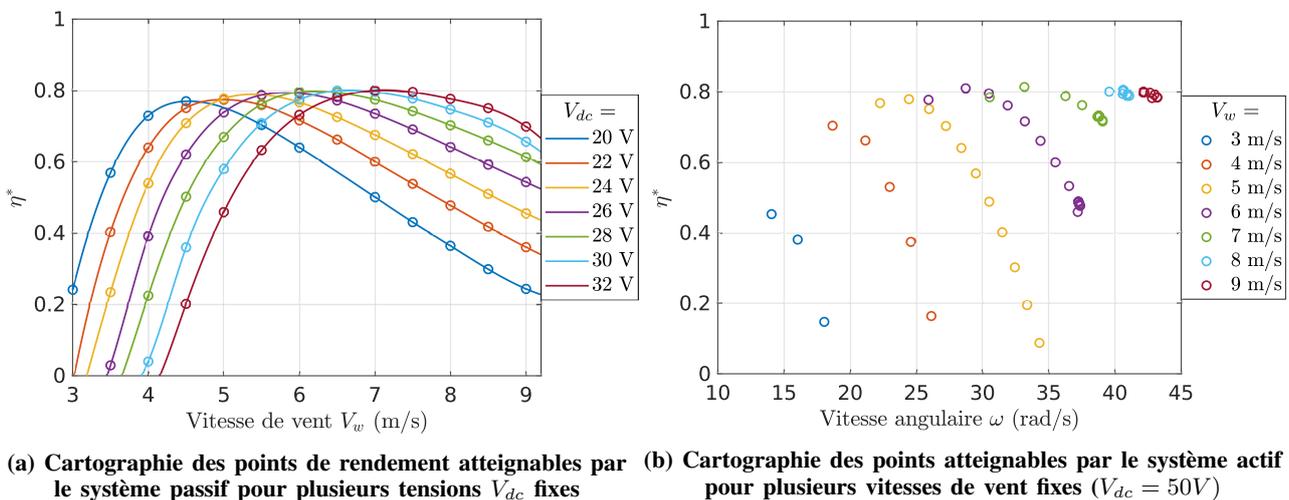


FIGURE 5: Courbes de rendements normalisés pour les deux configurations de redressement étudiées

5.1 Redresseur PD3

Les courbes de rendement correspondant à l'association de la génératrice avec le pont de diodes sont tracées pour plusieurs tensions de bus sur la Figure 5a. On constate que l'augmentation de la tension de bus entraîne une augmentation de la vitesse de vent d'accroche, c.à.d. la vitesse de vent pour laquelle l'éolienne commence à produire de la puissance. De même, la zone qui maximise le rendement de la chaîne de conversion se déplace vers des plus hautes vitesses de vents à mesure que la tension DC augmente. L'adaptation d'impédance entre le bus DC et la turbine peut ainsi être réglée via la tension de bus, pour une génératrice et un jeu de pales donnés. La zone de récupération maximale de puissance peut donc être déplacée pour correspondre au mieux à la plage de vitesses de vent la plus fréquente sur le site. En pratique, la génératrice est dimensionnée de manière à adapter l'impédance entre une tension de bus donnée [19] et une courbe $C_p(\lambda)$ correspondant à l'hélice. La génératrice utilisée a été dimensionnée pour maximiser le rendement autour de 5 m/s de vent pour une tension classique de 24V correspondant à deux batteries au plomb-acide en série. On constate que la zone d'impédance adaptée s'élargit quand la tension augmente mais le rendement en basse vitesse de vent chute drastiquement. Ainsi, la tension de charge de la batterie, variant typiquement de 24V à 29V, a une influence non négligeable sur l'adaptation d'impédance.

5.2 Redresseur actif

La commande vectorielle sans capteur de la PMSG via le redresseur actif a permis de tracer les courbes sur la Figure 5b. On constate qu'il est possible de conserver une adaptation d'impédance maximale en suivant la courbe de puissance maximale. Cette dernière est tracée sur la Figure 6 et comparée à la courbe de puissance de la configuration PD3-24V_{dc}. On obtient ainsi une efficacité de conversion maximisée tant que possible sur la plage entière de vent. Il est à noter que plusieurs facteurs sont susceptibles de dégrader l'adaptation d'impédance pour les basses vitesses de vent dont entre autre le mauvais rendement de la génératrice à faible couple et faible vitesse, ainsi que les faibles valeurs de rapports cycliques de la MLI pouvant réduire le rendement du redresseur commandé.

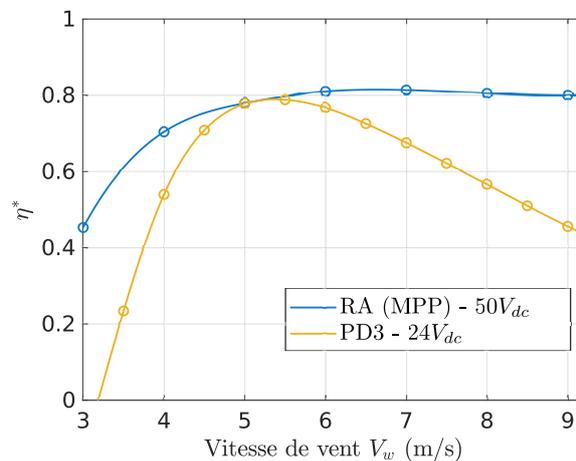


FIGURE 6: Comparaison des courbes de rendement normalisé pour les deux redresseurs

6. Conclusion

Le RA piloté par commande vectorielle sans capteur d'angle permet de maximiser la puissance récupérable d'une éolienne à base de génératrice synchrone à aimants permanents. Cependant, il est nécessaire de vérifier que la tension de bus DC permette bien à la MLI de réaliser la commande vectorielle à la vitesse angulaire qui maximise la puissance extraite à la vitesse de vent maximale souhaitée. Le PD3 ne permet l'adaptation d'impédance entre les pales, la génératrice et le bus DC que pour une plage de vent dont la nature est fortement dépendante de la tension de bus. Faire varier cette tension permet d'adapter l'impédance sur toute la gamme de vent et suivre la courbe de puissance maximum [10], mais cela nécessite un convertisseur DC/DC supplémentaire. Ce dernier pourrait également être utilisé pour piloter la tension DC du RA pour optimiser son rendement en tout instant, ce qui devrait apporter quelques points d'efficacité supplémentaires.

De futurs travaux donneront suite à cette première analyse succincte avec entre autres pour objectifs d'évaluer les performances de l'observateur d'angle et de comparer des stratégies MPPT en laboratoire et sur site de test éolien. Les résultats permettront d'élaborer notamment une analyse de cycle de vie de l'éolienne et de sa chaîne de conversion.

Références

- [1] IEA. *Access to electricity – SDG7 : Data and Projections – Analysis*.
- [2] Goran STRBAC et al. "Microgrids : Enhancing the Resilience of the European Megagrid". In : *IEEE Power and Energy Magazine* 13.3 (mai 2015), p. 35-43.
- [3] J LEARY, L S TO et A ALSOP. *Is there still a role for small wind in rural electrification programmes ?* Rapp. tech. Low Carbon Energy For Development Network, 2018, p. 18.
- [4] Kostas C LATOUFIS, Thomas V PAZIOS et Nikos D HATZIARGYRIOU. "Empowering communities for sustainable rural electrification." In : *IEEE Electrification Magazine* (2015), p. 11.
- [5] Kostas LATOUFIS et al. "Acoustic Noise of Axial Flux Permanent Magnet Generators in Locally Manufactured Small Wind Turbines". In : *IET Renewable Power Generation* 13.15 (nov. 2019), p. 2922-2928.

- [6] Duc-Hoan TRAN. “Conception Optimale Intégrée d’une chaîne éolienne « passive » : analyse de robustesse, validation expérimentale”. fr. Thèse de doct. Institut National Polytechnique de Toulouse - INPT, 2010.
- [7] Kostas LATOUFIS et al. “Holistic Design of Small-scale Stand-alone Wind Energy Conversion Systems Using Locally Manufactured Small Wind Turbines”. In : *Journal of Physics : Conference Series* 1618 (sept. 2020), p. 042012.
- [8] F.G. ROSSOUW. “Analysis and Design of an Axial Flux Permanent Magnet Wind Generator System for Direct Battery Charging Applications”. Msc Eng. thesis. South Africa : University of Stellenbosch, mar. 2009.
- [9] Jon LEARY, Hugh PIGGOTT et Robert HOWELL. “The Scoraig wind trials – In situ power performance measurements of locally manufactured small wind turbines”. In : *Wind Engineering* (juil. 2020).
- [10] Adam MIRECKI, Xavier ROBOAM et Frédéric RICHARDEAU. “Architecture Complexity and Energy Efficiency of Small Wind Turbines”. In : *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 54.1 (fév. 2007), p. 660-670.
- [11] René AUBRÉE et al. “Design of an efficient small wind-energy conversion system with an adaptive sensorless MPPT strategy”. en. In : *Renewable Energy* 86 (fév. 2016), p. 280-291.
- [12] Hugh PIGGOTT. *A Wind Turbine Recipe Book-The Axial Flux Windmill Plans*. 2009.
- [13] Jon SUMANIK-LEARY et al. “Locally manufactured small wind turbines, how do they compare to commercial machines ?” In : *Proceedings of 9th PhD Seminar on Wind Energy in Europe* (2013), p. 5.
- [14] Kostas C. LATOUFIS, Thomas V. PAZIOS et Nikos D. HATZIARGYRIOU. “Locally Manufactured Small Wind Turbines : Empowering communities for sustainable rural electrification.” In : *IEEE Electrification Magazine* 3.1 (mar. 2015), p. 68-78.
- [15] J.G. SLOOTWEG et al. “General model for representing variable speed wind turbines in power system dynamics simulations”. In : *IEEE Transactions on Power Systems* 18.1 (fév. 2003), p. 144-151.
- [16] N. HOSMAN. “Performance analysis and improvement of a small locally produced wind turbine for developing countries”. Msc Eng. thesis. TU Delft, 2012.
- [17] Matteo F. IACCHETTI et al. “Analytical Evaluation of Surface-Mounted PMSG Performances Connected to a Diode Rectifier”. In : *IEEE Transactions on Energy Conversion* 30.4 (déc. 2015), p. 1367-1375.
- [18] Joachim HOLTZ, Wolfgang LOTZKAT et Ashwin M KHAMBADKONE. “On Continuous Control of PWM Inverters in the Overmodulation Range Including the Six-Step Mode”. In : *IEEE Transactions on Power Electronics* 8.4 (1993).
- [19] K.C. LATOUFIS et al. “Axial Flux Permanent Magnet Generator Design for Low Cost Manufacturing of Small Wind Turbines”. In : *Wind Engineering* (août 2012).