

# Analyse Eléments Finis Quasi-3D Transitoire de Différentes Structures de Rotors de Machines Asynchrones Doublement Alimentées Sans Balais

Clément Junior KENDEG ONLA<sup>1,2</sup>, Eric Duckler KENMOE FANKEM<sup>2</sup>, Joseph Yves EFFA<sup>2</sup>, Yacine AMARA<sup>1</sup>

<sup>1</sup> GREAH, EA 3220, Université du Havre (France); <sup>2</sup> Département de Physique, Université de Ngaoundéré (Cameroun)

**RESUME** – L’objectif de ce travail est de mener une étude comparative sur six structures de rotors de machines asynchrones doublement alimentées sans balais (MADASB) en utilisant la méthode des éléments finis quasi-3D (MEF-Q3D) transitoire. Dans ce travail les performances de la MADASB sont évaluées pour chacune des topologies dans le contexte du fonctionnement en double alimentation et l’impact de l’inclinaison des barres rotoriques est également examiné. Les résultats obtenus donnent des informations très intéressantes sur les performances des différentes structures en fonction de l’angle d’inclinaison des barres du rotor. Ces résultats pourront également aider les ingénieurs et les concepteurs de MADASB à effectuer un choix éclairé lors des phases de pré-dimensionnement.

**Mots-clés**— *Analyse éléments finis, Couplage croisé, Double alimentation, Etude transitoire, Génération d’énergie éolienne, Inclinaison de barres rotoriques, Machines asynchrones, Méthode des éléments finis quasi-3D.*

## 1. INTRODUCTION

Les machines asynchrones doublement alimentées sans balais (MADASB) ont connu un regain d’attention cette dernière décennie en particulier dans le contexte de la génération d’énergie éolienne à vitesse variable et à fréquence fixe. Dans ces machines, l’un des enroulements du stator de fréquence fixe est directement connecté au réseau et le second enroulement de fréquence variable est connecté au réseau via un convertisseur de puissance. La MADASB a l’avantage de la robustesse et de la fiabilité grâce à son fonctionnement sans balai et à son convertisseur de puissance plus petit (fraction de la puissance totale) par rapport à une machine à induction classique. Ces avantages rendent la MADASB particulièrement intéressante pour les applications éoliennes off-shore dont les coûts de maintenance sont élevés, et où il est souhaitable d’éviter l’utilisation du système balais-collecteur qui est souvent source d’incendie [1].

La conception du rotor d’une MADASB est un défi en raison de son impact crucial sur les performances globales de la machine. Le rotor doit assurer le couplage croisé entre les deux enroulements du stator pour fonctionner correctement. En plus, l’efficacité de la machine est intrinsèquement liée à la configuration de son rotor. A l’état actuel des travaux disponibles dans la littérature et à la limite de nos connaissances, seulement deux études ont été menées sur les structures du rotor de la MADASB. La première étude [2] menée en 2004 a permis d’évaluer de façon expérimentale les performances de certaines structures de rotor. Elle se focalise

sur la caractéristique couple-vitesse lorsque la machine fonctionne en mode induction simple et le mode induction en cascade [3]. Le mode double alimentation, qui est le mode de fonctionnement souhaité n’est pas abordé. La seconde étude a été menée en 2012 [4], elle porte sur deux structures de rotor, la machine étant en mode induction en cascade. Le modèle circuit couplé est utilisé et les résultats sont validés expérimentalement. Concernant l’inclinaison des bars rotoriques, quelques travaux [5]-[6] ont été menés sur une structure de rotor de MADASB.

Cet article examine l’influence de l’inclinaison des barres du rotor sur les performances d’une MADASB en utilisant la MEF-Q3D. Il étudie et compare les performances de six structures de rotors potentiels de la MADASB. La MEF-Q3D pour l’étude de la MADASB nécessite généralement une grande puissance de calcul. Grâce au calculateur du GREAH (plus 700 Go de RAM avec 48 CPUs de 2.10 GHz chacun), l’étude d’une structure avec 5 divisions dans la direction axiale (slices ou couches) de la machine nécessite environ 07H de temps de calcul.

Le présent travail est structuré de la manière suivante : la section 2 présente le concept et le principe de fonctionnement de la MADASB, la section 3 présente les différentes structures de rotors et les sections 4 et 5 sont dédiées respectivement à la modélisation quasi-3D transitoire et au calcul des performances des différentes structures, les résultats de simulation et la conclusion sont données par les sections 6 et 7.

## 2. CONCEPT ET PRINCIPE DE LA MADASB

Comme toute machine électrique, une MADASB comprend une armature statorique et une armature rotorique séparées par un entrefer. L’armature statorique possède deux enroulements avec un nombre de paires de pôles différent conçus pour éviter un couplage magnétique direct. L’un des bobinages est directement connecté au réseau (bobinage de puissance) et l’autre est connecté au réseau via un convertisseur de puissance (bobinage de commande). Cette machine a le même principe de fonctionnement qu’une machine à induction, cependant le couplage magnétique entre les deux bobinages du stator doit se faire via le rotor dont le choix est fortement corrélé au nombre de pôles de chaque bobinage. La Fig. 1 présente l’armature statorique de la machine étudiée.

La MADASB possède trois principaux modes de fonctionnement à savoir le mode simple induction, le mode induction en cascade et le mode synchrone. Dans le dernier mode, les deux enroulements du stator sont simultanément

alimentés et c'est le mode de fonctionnement souhaité pour ces machines en particulier dans le contexte de la génération d'énergie éolienne. Ce dernier se décline en deux sous modes : le mode hyper-synchrone (fréquence du bobinage de commande supérieure à la fréquence du réseau), les deux bobinages transfèrent l'énergie au réseau et le mode hypo-synchrone (fréquence du bobinage de commande inférieure à la fréquence du réseau), le bobinage de puissance (BP) transfère l'énergie au réseau et celui de commande (BC) prélève l'énergie du réseau qui sera utilisée pour la commande.

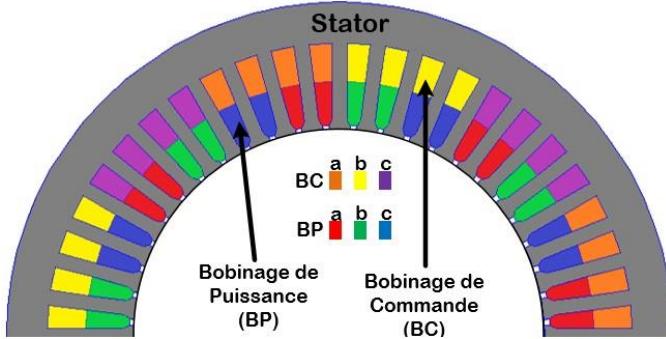


Fig. 1. Armature du statotor de la MADASB.

### 3. STRUCTURES DE MADASB ETUDEES

Dans ce travail, six structures de rotor ont été considérées. La conception des structures de rotors étudiées a été discutée dans [7]-[9]. La MADASB étudiée a 48 encoches statoriques et 36 encoches/bars rotoriques. Les enroulements de puissance et de commande du stator possèdent 8 et 4 pôles, respectivement.

Les six structures considérées sont les suivantes :

La structure de rotor à « boucle imbriquée » qui est la plus rencontrée. Elle se décompose en trois sous structures à savoir la structure avec deux anneaux communs de court-circuit, avec un anneau commun (Fig. 2) de court-circuit et celle sans anneaux (NLR1-S1, NLR2-S2 et NLR3-S3). En considérant le nombre d'encoches du rotor et le nombre de paires de pôles du BC et du BP, on obtient 6 nids de 3 boucles dont chacun occupera 6 encoches.



Fig. 2. Rotor à « boucle imbriquée » avec un anneau de court-circuit [10].

La quatrième structure dite à « double couche » (DLR-S4) nécessite deux couches comprenant un ensemble de circuit égal à la somme du nombre de paire de pôle du BP et du BC, avec le pas de bobinage choisi de manière à coupler efficacement les deux champs du stator. Le prototype de cette structure est présenté à la Fig. 3.

La cinquième structure dite à « boucle isolée » (ILR-S5) est composée de 18 boucles isolées, chacune ayant un pas de bobinage de 7/36, et chaque boucle décalée de la suivante d'une quantité égale (1/18 de la circonférence du rotor). Son prototype est présenté à la Fig. 4.

La dernière structure est le rotor à cage d'écureuil standard (Fig. 5) avec 36 bars rotoriques (SCR-S6). Elle est identique à celle généralement rencontrée dans les machines à induction classique.



Fig. 3. Prototype du rotor à « double couche » [9].

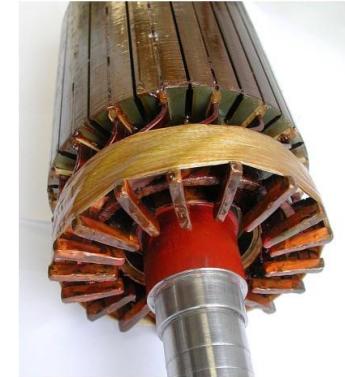


Fig. 4. Prototype du rotor à « boucle isolée » [9].



Fig. 5. Prototype du rotor à « boucle isolée » [9].

Pour chacune de ces structures, l'armature statorique reste inchangée. En plus du point de vue de la modélisation géométrique, le rotor ne change pour chaque angle d'inclinaison considéré. Afin de prendre en compte les spécificités des différents rotors, un couplage circuit est effectué en régime transitoire. Toutes les simulations ont été menées avec le logiciel Flux.

### 4. MODELISATION QUASI-3D TRANSITOIRE

Le modèle quasi-3D ou modèle 2D<sup>1/2</sup> permet d'analyser le comportement des machines électriques dans certains cas particuliers où le modèle 2D s'avère être inefficace, par exemple l'étude de l'inclinaison des bars/encoches rotoriques/statoriques. Dans de telles situations, le développement des modèles 3D peuvent être exploités à condition d'avoir les ressources informatiques suffisantes.

Le modèle 2D<sup>1/2</sup> est donc une alternative qui permet de surmonter les limites observées en 2D tout en conservant les potentialités de la 3D mais avec moins de ressources calculatoires et un effort de modélisation réduit.

Dans le contexte de l'étude de l'inclinaison des barres du rotor, celles-ci ne sont plus parallèles à la direction axiale car elles sont inclinées d'un certain angle  $\alpha$ . Dès lors, l'inclinaison des bars rotoriques ne saurait être étudiée qu'en 3D car les courants induits du rotor ne circulent pas uniquement dans la direction axiale. Toutefois, une méthode approximative qui consiste à représenter une machine avec un modèle FE 2D multi-coupe peut être employée.

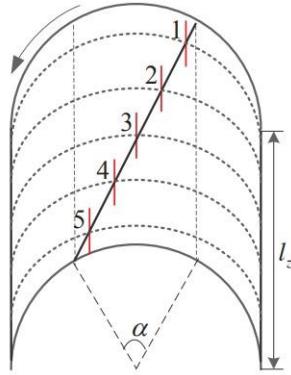


Fig. 6. Représentation 2D1/2 de l'inclinaison du rotor [5].

La Fig. 6 donne la représentation de l'inclinaison en utilisant la méthode multicouche. Les courants dans chaque tranche sont supposés circuler uniquement suivant la direction axiale. De cette façon, résoudre le modèle 2D<sup>1/2</sup> revient à résoudre un ensemble de modèles 2D classiques.

Chaque couche correspond à une section de longueur  $l_z/m$  prise à différentes positions le long de la direction axiale, avec  $m$  le nombre de tranches. L'équation de champ électromagnétique 2D résolue dans chaque tranche est donnée par la relation (1). Avec  $n$  le numéro de la couche considérée,  $\mu$  la perméabilité du matériau,  $A_z$  la composante du potentiel vecteur magnétique suivant la direction axiale et  $J_{e,z}$  la densité de courant appliquée.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{1}{\mu} \frac{\partial A_z^n}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{1}{\mu} \frac{\partial A_z^n}{\partial y} \right) = J_{e,z}^n \quad (1)$$

Chaque couche est maillée séparément et une autre condition est nécessaire pour maintenir le même courant dans la barre rotorique correspondante de chaque couche. C'est ainsi que l'on aboutit à l'équation (2) qui permet de lier le courant du rotor inconnu  $I_r$  au champ magnétique.

$$\frac{l_z/m}{S} \sum_{n=1}^m \left( \frac{d \left( \iint A_z^n dS_+ - \iint A_z^n dS_- \right)}{dt} \right) - RI_r = 0 \quad (2)$$

Avec  $l_z$  la longueur axiale,  $S$  la section transversale de la barre du rotor,  $S_+$  et  $S_-$  la surface des conducteurs aller et retour,  $R$  la résistance totale d'une boucle du rotor, y compris la résistance des parties d'extrémité de la barre.

## 5. CALCUL DE PERFORMANCES

La méthode du tenseur des contraintes de Maxwell est utilisée pour le calcul du couple électromagnétique dans chaque couche. Le couple total du rotor incliné est donné par la

relation (3). Avec  $\mu_0$  la perméabilité du vide,  $r$  le rayon de l'entrefer,  $B_r$  et  $B_t$  les composantes radiale et tangentielle de la densité de flux dans l'entrefer. Les relations (4) et (5) permettent d'obtenir respectivement l'ondulation du couple et le taux de distorsion harmonique total.

$$T_{em} = \frac{l_z/m}{\mu_0} \sum_{n=1}^m \int_0^{2\pi} r^2 B_r^n B_t^n d\theta \quad (3)$$

$$T_{ond} = \frac{T_{e\max} - T_{e\min}}{T_{emoy}} \times 100 \quad (4)$$

$$TDHT = \left( \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^{nh} v_h^2}}{\sqrt{\sum_{h=1}^{nh} v_h^2}} \right) \times 100 \quad (5)$$

## 6. RESULTATS DE SIMULATION

La Fig. 7 présente les différents paramètres géométriques du rotor et du stator. Les principales spécifications de la MADASB étudiée sont données dans le tableau 1.

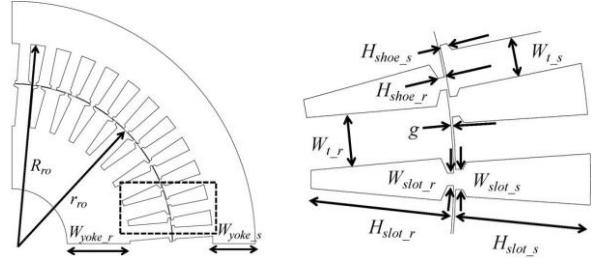


Fig. 7. Paramètres géométriques des structures étudiées.

Tableau 1. Principales spécifications de la machine.

Symbol	Description	Valeur	Unité
Ns	Nombre d'encoches du stator	48	
Nr	Nombre d'encoches du rotor	36	
pp/pc/pr	Paire de pole du BP/BC/rotor	4/2/6	
Nph	Nombre de phase	3	
fp,fc	Fréquence BP,BC	50,50	Hz
Wts		6.21	mm
Wtr		8.34	mm
Wyoke_s		23.12	mm
Wyoke_r		34.25	mm
rro		87.25	mm
Rro		109.38	mm
Wshoe_s		3.2	mm
Wshoe_r		2	mm
Hslot_s		21.78	mm
Hslot_r		23	mm
Hshoe_s		1.13	mm
Hshoe_r		1	mm

La Fig. 8 et la Fig. 9 présentent respectivement le couple moyen et l'ondulation du couple en fonction de différents angles d'inclinaison ( $\tau_s$  est le pas d'encoches). Le couple moyen diminue avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison pour toutes les structures étudiées excepté pour structure DLR dont le couple moyen croît jusqu'à  $1.50\tau_s$  avant de décroître. Nous constatons également que la structure NLR3 est celle qui

possède le couple moyen le plus élevé, ce qui signifie que cette dernière offre un couplage croisé efficace.

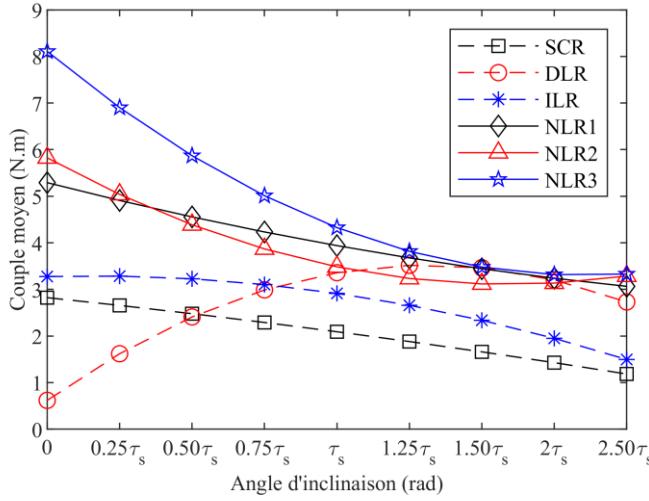


Fig. 8. Couple électromagnétique moyen des structures étudiées.

L'ondulation du couple augmente avec l'angle d'inclinaison pour la quasi-totalité des structures excepté pour la NLR2. La structure NLR3 présente un faible taux d'ondulation par rapport aux autres structures jusqu'à  $\tau_s$ . Ce dernier est décroissant jusqu'à  $0.75\tau_s$ .

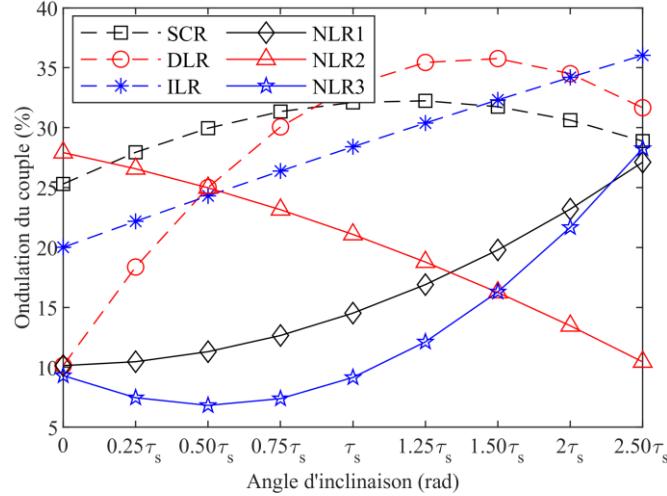


Fig. 9. Ondulation du couple électromagnétique des structures étudiées.

La Fig. 10 présente le taux de distorsion harmonique totale des structures étudiées. Ce taux augmente avec l'angle d'inclinaison. La structure NLR3 est celle qui possède le plus faible taux de distorsion.

Les Figs. 11, 12 et 13 donnent l'évolution de la puissance totale du stator, des pertes joules du stator et celles du rotor en fonction de l'angle d'inclinaison des barres rotoriques. La puissance totale diminue avec l'augmentation de l'angle. La structure avec le rotor à cage est celle qui possède la puissance la plus faible. Considérant les Figs. 12 et 13, nous constatons que les pertes joules statoriques et rotoriques diminuent avec l'angle d'inclinaison. Nous constatons également que les structures de rotor NLR1, NLR2 et NLR3 sont celles qui possèdent de plus grosses pertes joules.

La Fig. 14 présente l'évolution du rendement en fonction de l'angle d'inclinaison. Nous constatons que les structures NLR1 et NLR3 ont un rendement croissant jusqu'à  $\tau_s$ , ce dernier devient décroissant après cette valeur. La Structure NLR2 est

celle qui offre le rendement le plus bas. Il faudra noter que les valeurs de tous ces rendements sont normalement plus faibles, car dans ce travail toutes les pertes n'ont pas été prises en considération.

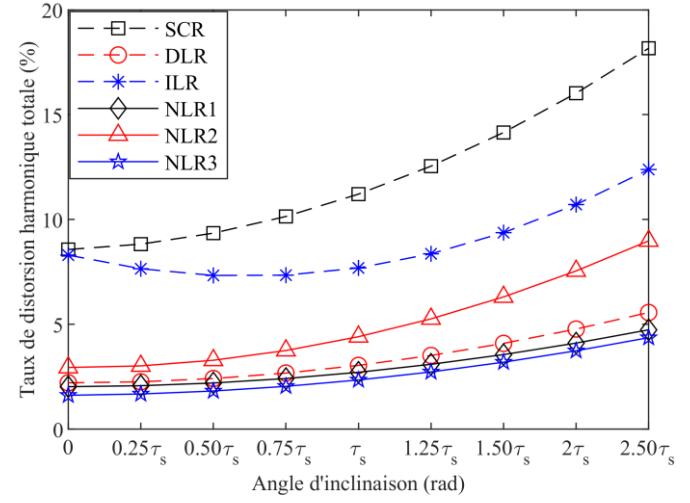


Fig. 10. Taux de distorsion harmonique du couple.

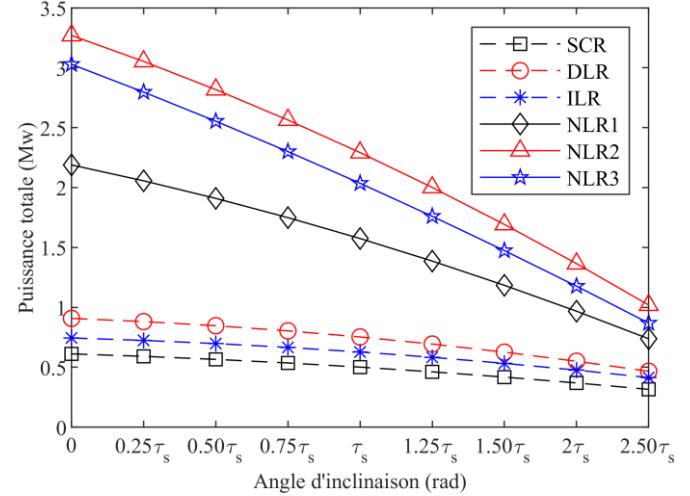


Fig. 11. Puissance totale du stator.

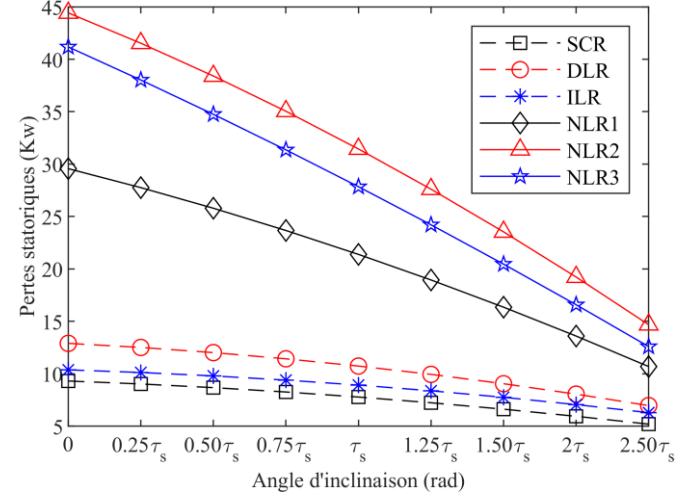


Fig. 12. Pertes joules du stator.

## 7. CONCLUSIONS

Les résultats issus de ce travail montrent que certaines structures de rotor ne peuvent pas être employées dans les MADASB. En plus, ceci explique pourquoi les structures à

« boucle imbriquée » sont les plus rencontrées dans la pratique pour ce type de machine. La structure à cage d'écureuil standard (SCR-S6) possède de piètres performances dans le contexte MADASB car elle offre une faible capacité de couplage croisé entre les deux champs statoriques.

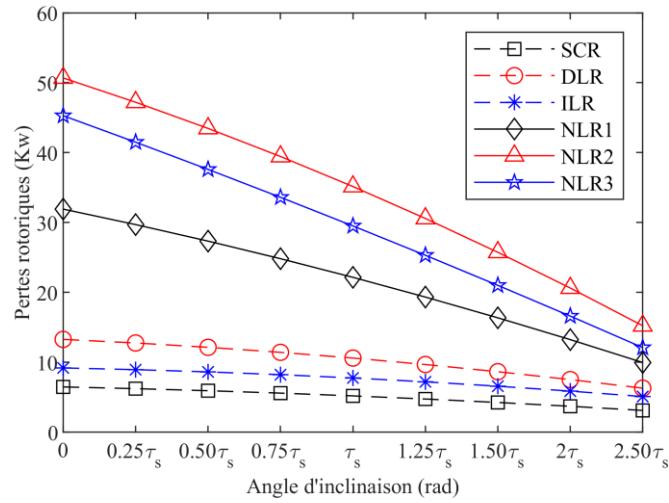


Fig. 13. Pertes joules du rotor.

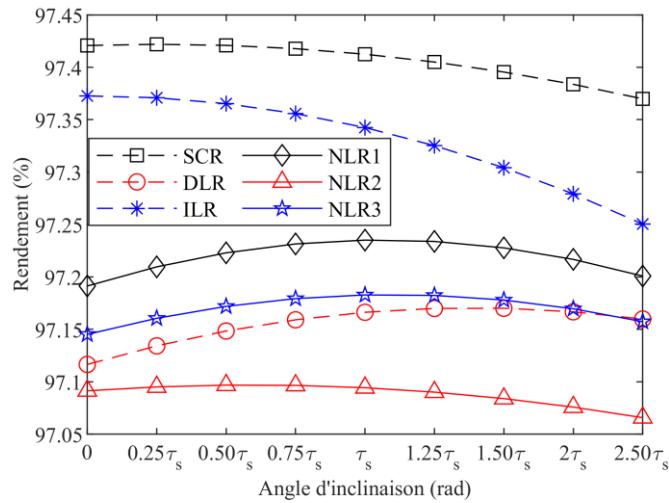


Fig. 14. Rendement.

Ce travail a également permis d'analyser l'influence de l'inclinaison du rotor sur les performances de la MADASB. De cette étude, nous pouvons en déduire la structure NLR3 avec un angle d'inclinaison valant  $\tau_s$  (un pas d'encoche statorique) est celle qui offre de meilleures performances. Il est également important de tenir compte du degré de « manufaturabilité » lors du choix de l'angle d'inclinaison.

## 8. REFERENCES

- [1] Polinder, Henk, et al. "Trends in wind turbine generator systems." IEEE Journal of emerging and selected topics in power electronics 1.3 (2013): 174-185.
- [2] Roberts, P. C., et al. "Performance of rotors for the brushless doubly-fed (induction) machine (BDFM)." The 16th International Conference on Electrical Machines, Cracow, Poland. Vol. 1. 2004.
- [3] Han, Peng, et al. "Brushless doubly-fed machines: Opportunities and challenges." Chinese journal of electrical engineering 4.2 (2018): 1-17.
- [4] McMahon, Richard, et al. "Characterising brushless doubly fed machine rotors." IET Electric Power Applications 7.7 (2013): 535-543.
- [5] Wang, Xuezhou, et al. "Effects of rotor skew on the performance of brushless doubly-fed induction machine." 2015 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC). IEEE, 2015.
- [6] Wang, Xuezhou, et al. "Computationally efficient calculation of skew effects in brushless doubly-fed induction machines." IET Electric Power Applications 11.3 (2017): 303-311.
- [7] Broadway, A. R. W., and L. Burbridge. "Self-cascaded machine: a low-speed motor or high-frequency brushless alternator." Proceedings of the Institution of Electrical Engineers. Vol. 117. No. 7. IET Digital Library, 1970.
- [8] Wallace, A., Rochelle, P., and Spée, R. "Rotor modeling and development for brushless doubly-fed machines." Electric machines and power systems 23.6 (1995): 703-715.
- [9] Roberts, Paul C. "A study of brushless doubly-fed (induction) machines." PhD, University of Cambridge, Cambridge, UK (2004).
- [10] Wang, Xuezhou. Modeling and design of brushless doubly-fed induction machines. Diss. Delft University of Technology, 2017