

Analyse du comportement dynamique d'un multiplicateur magnétique au sein d'une chaîne éolienne de forte puissance

Melaine Desvaux, S Sire, B. Multon, H. Ben Ahmed, D. Ekeom

▶ **To cite this version:**

Melaine Desvaux, S Sire, B. Multon, H. Ben Ahmed, D. Ekeom. Analyse du comportement dynamique d'un multiplicateur magnétique au sein d'une chaîne éolienne de forte puissance. 24ème Congrès Français de Mécanique (CFM2019), Aug 2019, Brest, France. hal-02484346

HAL Id: hal-02484346
https://hal.science/hal-02484346

Submitted on 19 Feb 2020

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.

Analyse du comportement dynamique d'un multiplicateur magnétique au sein d'une chaîne éolienne de forte puissance

M. DESVAUX[a], S. SIRE[b], B. MULTON[a], H. BEN AHMED[a], D. EKEOM[c]

a. Laboratoire SATIE, ENS Rennes, Université de Bretagne Loire, CNRS UMR 8029
b. Université de Bretagne Occidentale, IRDL, CNRS UMR 6027
c. Jeumont Electric

Résumé :

Les multiplicateurs magnétiques constituent une alternative qui mérite d'être étudiée pour son potentiel de haute fiabilité (pas de frottements, ni lubrification). Nous traitons ici du comportement dynamique d'un engrenage magnétique utilisé dans une application éolienne de forte puissance (multi-MW). L'étude est basée sur un modèle dynamique mécatronique non linéaire incluant les composants d'une chaîne de conversion éolienne comprenant un multiplicateur magnétique. Les résonances en rotation des parties tournantes, liées au couplage magnétique et à sa faible raideur, sont analysées finement afin de dimensionner au mieux la chaîne de conversion et notamment d'éviter les risques de décrochage. Une procédure de pré-dimensionnement dynamique est proposée afin d'optimiser le rapport entre le couple nominal de la turbine et le couple maximal transmissible par le multiplicateur magnétique. Cela permet de minimiser le surdimensionnement et le surcoût associé du multiplicateur qui nécessite des aimants permanents à haute performance. Des simulations prenant en compte les fluctuations du couple aérodynamique de la turbine éolienne illustrent en particulier l'importance d'un dimensionnement dynamique des multiplicateurs magnétiques.

Mots clefs : Multiplicateur magnétique, éolienne, décrochage, perturbations, dynamique

Nomenclature

HPN: Grand nombre de paires de pôles (High Pole Number)

LPN: Faible nombre de paires de pôles (Low Pole Number)

$F_{tower\ rated}$: Fréquence de passage des pâles devant la tour à vitesse nominal de la turbine [Hz]

G_{magn}: Rapport de multiplication d'un train d'engrenages magnétique

J_T : Inertie de la turbine d'une éolienne [kg.m²]

J_G : Inertie du rotor de la génératrice d'une éolienne [kg.m²]

J_i : Inertie de l'élément i [kg.m²] (avec $i = HPN, LPN, Q, l$ et h respectivement pour la couronne HPN, la couronne LPN, la couronne Q, le rotor lent et le rotor rapide)

k_{sizing} : Rapport entre le couple de décrochage d'un engrenage magnétique et le couple nominal d'une turbine d'éolienne

p_{LPN} / p_{HPN}: Nombre de paires de pôles de la couronne LPN / HPN

Q : Nombre de plots ferromagnétiques

$T_{M\,i}$: Couple magnétique instantané de l'élément i [Nm] (avec $i = HPN, LPN, Q, l$ et h respectivement pour la couronne HPN, la couronne LPN, la couronne Q, le rotor lent et le rotor rapide)

$T_{M\,max}$: Couple maximal transmissible par un engrenage magnétique, aussi appelé couple de décrochage [Nm]

T_{rated} : Couple nominal de la turbine d'une éolienne [Nm]

T_T : Couple instantané de la turbine d'une éolienne [Nm]

V_i : Vecteur propre i associée à la pulsation propre magnétique $\omega_{0\,m\,i}$

V_{rated}: Vitesse de vent à partir de laquelle une éolienne fonctionne à son régime nominal [m/s]

V_W: Vitesse du vent en entrée de la turbine d'une éolienne [m/s]

θ_i : Position angulaire instantané de l'élément i [rad] (avec $i = HPN, LPN, Q, l$ et h respectivement pour la couronne HPN, la couronne LPN, la couronne Q, le rotor lent et le rotor rapide)

$\Omega_{T\,rated}$: Vitesse angulaire de rotation nominal de la turbine d'une éolienne [rad/s]

φ : Angle de charge [rad]

1 Introduction

Dans le contexte éolien, où le couple transmis par la turbine est particulièrement fluctuant, il est nécessaire de prévoir un surdimensionnement en couple pour éviter tout risque de décrochage qui pourrait avoir des effets délétères, soit une valeur du couple de décrochage suffisamment supérieure au couple nominal [1]. C'est pourquoi la procédure de dimensionnement (ou pré-dimensionnement) doit considérer le comportement dynamique en rotation, ne serait-ce qu'en définissant un facteur de sécurité égal au rapport du couple de décrochage sur le couple nominal. Les fluctuations de couple peuvent en effet générer des problèmes mécaniques, tels que des résonances dangereuses et un découplage magnétique des rotors du multiplicateur de Type I [2][3][4], avec risque d'emballement de la turbine ou de fatigue excessive du système de mise en drapeau, dans le cas où il serait sollicité dans ces situations. Ces fluctuations du couple sont principalement dues à deux phénomènes :

- le spectre du vent, qui génère des fluctuations d'assez basse fréquence [5][6][7];
- le passage cyclique des pales devant la tour, qui conduisent à des ruptures de portance et génèrent des fluctuations périodiques du couple de fréquence plus haute, proportionnelle à la vitesse de rotation de la turbine (on nomme cette fréquence F_{tower}) [8][9].

Ces deux phénomènes peuvent exciter les parties tournantes de la chaîne de conversion à des fréquences proches des fréquences de résonance de la chaîne incluant la turbine, le multiplicateur et la génératrice [9]-[10]. L'intégration d'un multiplicateur magnétique dans la chaîne de conversion va amener une fréquence de résonance supplémentaire, d'ailleurs très basse à cause de la faible raideur angulaire de la technologie magnétique. Cette fréquence propre, si elle est excitée, peut conduire au décrochage du multiplicateur [11]. Dans certaines applications, le décrochage magnétique est mis en avant comme une protection avantageuse contre les sur-couples. Cependant, dans le contexte éolien de forte puissance, ce phénomène est extrêmement dangereux [12]. En effet, un décrochage correspond à une situation où le couple résistant opposé à la turbine prend une valeur moyenne nulle et mais avec une amplitude crête à crête très élevée. Par ailleurs, selon le temps de réaction du contrôle du pitch, la turbine peut même s'emballer et causer de lourds dommages.

Certaines stratégies ont déjà été proposées pour éviter le décrochage entre les rotors [11]-[13]. Ces stratégies sont basées sur un asservissement de l'engrenage magnétique. Cependant, ces solutions ne sont pas adaptées aux applications éoliennes en raison de la difficulté de contrôle rapide du couple d'entrée. En effet, ce contrôle se réalise avec le pitch, avec des temps de réponse assez faibles. Pour éviter d'avoir des décrochages, la solution, qui semble la plus réaliste, consiste à adopter un couple maximal transmissible magnétiquement $T_{M\,max}$ (couple de décrochage) suffisamment supérieur au couple nominal de l'éolienne T_{rated}. Cependant, un tel dimensionnement (ou surdimensionnement) réduit la viabilité économique du système. Il est alors important d'optimiser le rapport, appelé k_{sizing} (Eq. (I)) entre le couple de décrochage et le couple nominal de la turbine.

$$k_{sizing} = \frac{T_{M\,max}}{T_{rated}} \tag{I}$$

Dans ce chapitre, nous considèrerons une éolienne de 3.6 MW, 13 tr/min décrite Tableau I avec un multiplicateur magnétique Type I [14], à couronne d'aimants extérieure fixe. Dans ce tableau, les valeurs des moments d'inertie de la turbine et de la génératrice sont issues des données publiées les articles [15] et [16] et extrapolées en en exploitant les lois d'échelle fournies par [17]. Quant aux valeurs d'inerties des rotors du multiplicateur, elles correspondent à celles que nous avons calculées à l'issue d'un pré-dimensionnement [14].

2 Modèle analytique des résonances en rotation

2.1 Dynamique en rotation de la chaîne de conversion

Pour analyser les phénomènes de résonance du couplage magnétique entre les deux rotors, il est nécessaire de connaitre l'évolution du couple transmis magnétiquement en fonction des positions des différentes parties mobiles du multiplicateur magnétique. Le couple transmis magnétiquement $T_{M\,i}$ au niveau des couronnes i est alors donné par l'équation (II)(II) avec K une constante, p_{LPN} le nombre de paires de pôles de la couronne d'aimants à faible polarité, p_{HPN} le nombre de paires de pôles de la couronne d'aimants à forte polarité, Q le nombre de plots et φ l'angle de charge (III) [4]. Les expressions (II) et (III) sont valables pour des multiplicateurs à architectures Type I et Type IV [18]. Dans l'expression des couples magnétiques (II), nous ne considérons pas d'ondulations de couple. Cette hypothèse est tout à fait valable pour analyser le comportement vibratoire dans la mesure où la polarité du multiplicateur correspond à un cogging torque factor C_f [4] égal à 1 [19] et minimisant les ondulations.

$$\begin{cases} T_{M\,LPN}(\varphi) = K.p_{LPN}.sin(\varphi) \\ T_{M\,Q}(\varphi) = K.Q.sin(\varphi) \\ T_{M\,HPN}(\varphi) = K.p_{HPN}.sin(\varphi) \end{cases} \tag{II}$$

$$\varphi = p_{LPN}.\theta_{LPN} - Q.\theta_Q + p_{HPN}.\theta_{HPN} \tag{III}$$

En considérant les différentes parties en rotation de la chaîne de conversion, l'équation de la dynamique des deux rotors est fournie en (IV) avec T_T le couple de la turbine, $T_{M\,l}$ le couple magnétique sur l'arbre lent du multiplicateur, $T_{M\,h}$ le couple magnétique sur l'arbre rapide du multiplicateur, T_G le couple magnétique de la génératrice, $T_{loss\,i}$ les valeurs des pertes sous la forme de couples résistants, J_l l'inertie des parties tournantes lentes (côté turbine) de l'éolienne et J_h celle des parties rapides (côté génératrice).

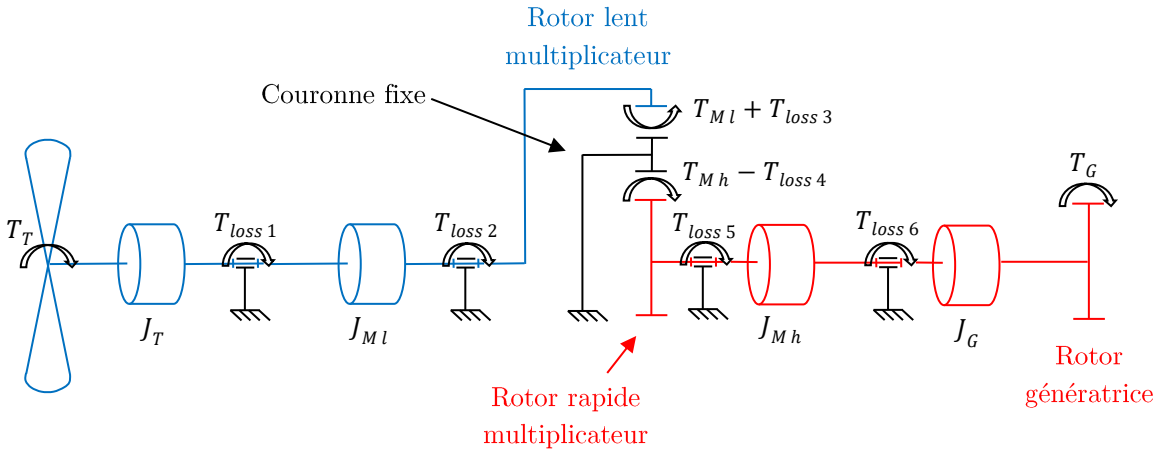


Figure I. Paramétrage des différents couples exercés au niveau des parties tournantes lentes (turbine et rotor lent du multiplicateur) et des parties rapides (rotor rapide du multiplicateur et rotor de la génératrice).

$$\begin{cases} J_l.\ddot{\theta}_l = T_T - T_{M\,l}(\theta_l,\theta_h) - \sum_{i=1}^{3} T_{loss\,i}(\dot{\theta}_l,\dot{\theta}_h) \\ J_h.\ddot{\theta}_h = T_{M\,h}(\theta_l,\theta_h) - T_G - \sum_{i=4}^{6} T_{loss\,i}(\dot{\theta}_l,\dot{\theta}_h) \end{cases} \quad \text{(IV)}$$

Les inerties de la partie lente J_l et de la partie rapide J_h sont fournies dans l'équation (V) avec J_T l'inertie de la turbine, $J_{M\,l}$ l'inertie de la partie lente du multiplicateur, $J_{M\,h}$ l'inertie de la partie rapide du multiplicateur, J_G l'inertie du rotor de la génératrice.

$$\begin{cases} J_l = J_T + J_{M\,l} \\ J_h = J_{M\,h} + J_G \end{cases} \quad \text{(V)}$$

Les couples magnétiques du rotor lent et du rotor rapide du multiplicateur peuvent alors être exprimés à travers l'équation (VI) avec G_{magn} le rapport de multiplication [4].

$$\begin{cases} T_{M\,l} = T_{M\,max}.sin(\varphi) \\ T_{M\,h} = \dfrac{T_{M\,max}}{G_{magn}} sin(\varphi) \end{cases} \quad \text{(VI)}$$

Dans cette modélisation, nous considérons les différentes parties mécaniques comme infiniment rigides. Afin de décrire la modélisation dynamique en rotation, nous considérerons l'architecture de Type I avec la couronne d'aimants extérieure fixe.

2.2 Amortissement

Dans les équations de la dynamique (IV), six sources de pertes apparaissent. En accord avec la **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**, elles correspondent :

- aux pertes magnétiques (courants induits dans les aimants [20] et pertes fer [21][22]) au niveau du rotor lent $T_{loss\,3}$, et au niveau du rotor rapide $T_{loss\,4}$;
- aux pertes mécaniques par friction au niveau des roulements d'entrée de l'éolienne $T_{loss\,1}$, des roulements réalisant le guidage du rotor lent du multiplicateur $T_{loss\,2}$, de ceux réalisant le

guidage du rotor rapide du multiplicateur $T_{loss\,5}$, et des roulements réalisant le guidage du rotor de la génératrice $T_{loss\,6}$.

Qu'il s'agisse des pertes magnétiques ou mécaniques, elles varient en fonction de la vitesse de rotation des parties concernées [20][21][23]. Malgré des expressions parfois complexes des pertes (notamment pour les pertes mécaniques par friction [23]), dans le cadre d'une étude dynamique de la chaîne de conversion, nous les linéarisons, autour de petites variations de vitesse, à travers un coefficient d'amortissement visqueux pour les parties lente D_l et rapide D_h (VII).

$$\begin{cases} T_{loss\,1}(\dot{\theta}_l) + T_{loss\,2}(\dot{\theta}_l) + T_{loss\,3}(\dot{\theta}_l) = D_l.\dot{\theta}_l \\ T_{loss\,4}(\dot{\theta}_h) + T_{loss\,5}(\dot{\theta}_h) + T_{loss\,6}(\dot{\theta}_h) = D_h.\dot{\theta}_h \end{cases} \quad \text{(VII)}$$

Avec cette hypothèse, les équations de la dynamique peuvent être écrites sous la forme (VIII) en accord avec le paramétrage de la Figure II.

$$\begin{cases} J_l.\ddot{\theta}_l = T_T - T_{M\,max}.sin(\varphi) - D_l.\dot{\theta}_l \\ J_h.\ddot{\theta}_h = +\dfrac{T_{M\,max}}{G_m}sin(\varphi) - T_G - D_h.\dot{\theta}_h \end{cases} \quad \text{(VIII)}$$

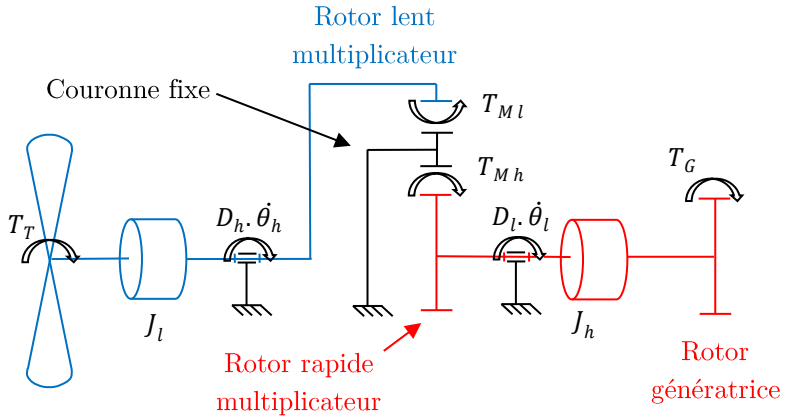


Figure II. Paramétrage simplifié des différents couples exercés au niveau des parties en rotation de la chaîne de conversion.

2.3 Approximation analytique de la fréquence propre magnétique

Étant donné la non linéarité de l'équation différentielle (VIII) (terme en sinus), nous réalisons un développement limité de l'angle de charge φ à l'ordre 1 autour d'une position quelconque φ_0 afin d'approximer la fréquence propre magnétique. Autour de l'angle φ_0, le développement limité à l'ordre 1 du sinus de l'angle de charge est donné équation (IX) lorsque la couronne d'aimants extérieure est fixe et équation (X) lorsque la couronne de plots est fixe.

$$sin(\varphi) = sin(\varphi_0) + cos(\varphi_0).(p_l\,\theta_l + p_h\,\theta_h - \varphi_0) \quad \text{(IX)}$$

$$sin(\varphi) = sin(\varphi_0) + cos(\varphi_0).(p_l\,\theta_l - p_h\,\theta_h - \varphi_0) \quad \text{(X)}$$

En injectant ce développement limité dans les équations de la dynamique (VIII), mises sous la forme matricielle, on obtient alors le système matriciel (XI) dans le cas où la couronne d'aimants extérieure est fixe.

$$\begin{pmatrix} J_l & 0 \\ 0 & J_h \end{pmatrix}.\begin{pmatrix} \ddot{\theta}_l \\ \ddot{\theta}_h \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} D_l & 0 \\ 0 & D_h \end{pmatrix}.\begin{pmatrix} \dot{\theta}_l \\ \dot{\theta}_h \end{pmatrix}$$

$$+\begin{pmatrix} T_{M\,max}.p_l.cos(\varphi_0) & T_{M\,max}.p_h.cos(\varphi_0) \\ -\dfrac{T_{M\,max}.p_l.cos(\varphi_0)}{G_m} & -\dfrac{T_{M\,max}.p_h.cos(\varphi_0)}{G_m} \end{pmatrix}.\begin{pmatrix} \theta_l \\ \theta_h \end{pmatrix} \qquad \text{(XI)}$$

$$= \begin{pmatrix} T_T - T_{M\,max}[sin(\varphi_0) - \varphi_0\, cos(\varphi_0) \\ \dfrac{T_{M\,max}}{G_m}[sin(\varphi_0) - \varphi_0\, cos(\varphi_0)] - T_{M\,G} \end{pmatrix}$$

La première matrice du système (XI) est la matrice d'inertie, elle est diagonale définie positive. La deuxième matrice de ce système est la matrice d'amortissement, elle aussi est diagonale définie positive. La troisième et dernière matrice de ce système est la matrice de raideur du système. Elle est associée à la force de rappel magnétique entre les deux rotors. Elle est non diagonale, non symétrique. En régime stationnaire, le système est stable lorsque cette dernière matrice est définie positive. Ce qui équivaut à dire que toutes ces valeurs propres sont positives ou nulles, avec au moins une valeur propre strictement positive. On peut montrer que cette condition est satisfaite lorsque $cos(\varphi_0) > 0$. Soit encore, pour $-\pi/2 < \varphi_0 < \pi/2$.

Afin d'approximer la fréquence propre magnétique non amortie, nous effectuons un passage dans le domaine fréquentiel, via une forme temporelle implicite des variables θ_l et θ_h en $e^{+j\omega t}$ (XII). Dans la suite de cette analyse, la dépendance temporelle implicite est négligée. Dans le domaine fréquentiel, les pulsations et les modes propres non amortis sont les solutions de l'équation (XIII).

$$\begin{cases} \theta_l\,(\mathrm{t}) = \Theta_l(\omega)e^{+j\omega t} \\ \theta_h\,(\mathrm{t}) = \Theta_h(\omega)e^{+j\omega t} \end{cases} \qquad \text{(XII)}$$

$$\begin{pmatrix} T_{M\,max}.p_l.cos(\varphi_0) - J_l.\omega^2 & T_{M\,max}.p_h.cos(\varphi_0) \\ -\dfrac{T_{M\,max}.p_l.cos(\varphi_0)}{G_m} & -\dfrac{T_{M\,max}.p_h.cos(\varphi_0)}{G_m} - J_h.\omega^2 \end{pmatrix}.\begin{pmatrix} \Theta_l \\ \Theta_h \end{pmatrix} \qquad \text{(XIII)}$$

$$= \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix}$$

On obtient la pulsation propre $\omega_{0\,m\,1}$ associée au vecteur propre V_1 (XIV) [24]. Cette pulsation propre a une existence dans le cas d'un fonctionnement normal du multiplicateur. Une seconde pulsation propre $\omega_{0\,m\,2}$ associée au vecteur propre V_2 est également obtenue (XV) [24].

$$\begin{cases} \omega_{0\,m\,1} = 0 \\ V_1 = \begin{pmatrix} 1 \\ G_m \end{pmatrix} \end{cases} \qquad \text{(XIV)}$$

$$\begin{cases} \omega_{0\,m\,2}(\varphi) = \sqrt{\dfrac{T_{M\,max}.\cos(\varphi_0)}{J_l.J_h.|G_m|}(J_h.p_l.|G_m| + J_l.p_h)} \\ V_2 = \begin{pmatrix} 1 \\ -\dfrac{J_l}{J_h.G_m} \end{pmatrix} \end{cases} \qquad \text{(XV)}$$

Cette seconde pulsation $\omega_{0\,m\,2}$ (valable quelle que soit la couronne fixée) est associée à un mode parasite. En effet, on peut noter que le mouvement, associé à ce dernier mode, fait tourner les deux rotors dans le sens contraire au mouvement désiré. Il est donc préférable de tenir cette pulsation éloignée des vitesses de rotation angulaires $\dot{\theta}_l$ et $\dot{\theta}_h$, afin de ne pas exciter ce mode parasite. Il est également préférable de tenir cette pulsation éloignée de $\omega_{0\,m\,1}$ afin d'éviter un éventuel couplage de modes. Ce dernier point ne pose pas de problème puisque $\omega_{0\,m\,1}$ est nulle.

Pour la suite de cette étude, nous analyserons l'impact du mode propre parasite (XV). De plus, nous raisonnerons en fréquence et non en pulsation. La relation entre la fréquence propre magnétique parasite et la pulsation propre magnétique parasite est donnée équation (XVI).

$$F_{0\,m\,2}(\varphi) = \frac{\omega_{0\,m\,2}(\varphi)}{2\pi} \tag{XVI}$$

Une particularité de la fréquence propre magnétique parasite est qu'elle est variable. En effet, l'équation (XV) montre une dépendance en fonction de l'angle de charge. La fréquence propre magnétique parasite décroit en fonction de l'angle de charge jusqu'à s'annuler à l'angle $\varphi = \pi/2$. A cette valeur, la raideur du couplage magnétique entre les deux rotors tend vers zéro. Au-delà de cette valeur, la fréquence $F_{0\,m\,2}$ devient un imaginaire pur et le système devient instable (incontrôlable).

La Figure III donne l'évolution de la fréquence $F_{0\,m\,2}$ (obtenue par calcul analytique linéarisé) en fonction de l'angle de charge φ pour la chaîne de conversion définie dans le Tableau I. Cette figure compare aussi les valeurs des fréquences obtenues analytiquement avec celle obtenue par calcul numérique non linéaire.

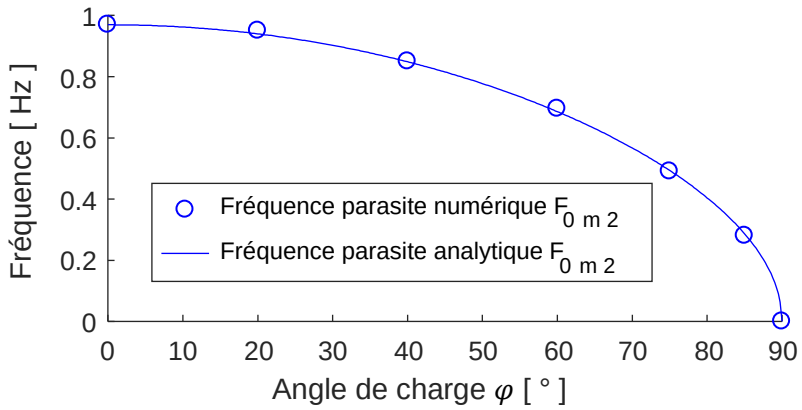


Figure III. Évolution de la fréquence propre parasite du couplage magnétique $F_{0\,m\,2}$ en fonction de l'angle de charge φ, pour la chaîne de conversion définie Tableau I.

La Figure III montre que le modèle analytique linéarisé donne de bons résultats comparé au modèle numérique non linéaire. Elle montre aussi que cette fréquence varie entre 0 et 1 Hz. Ces valeurs fréquentielles sont assez basses, principalement à cause de la très forte inertie de la turbine. Il y a alors un risque important d'excitation du mode parasite. En effet, pour les éoliennes tripales, la fréquence de passage des pales devant la tour à la vitesse nominale de la turbine $F_{tower\,rated}$ est donnée par la relation (XVII). Dans le cas de l'éolienne présentée Tableau I, cette fréquence est égale à 0.7 Hz au régime nominal ce qui risque de poser problème et nécessite une étude approfondie.

$$F_{tower\,rated} = \frac{3.\Omega_{T\,rated}}{2\pi} \tag{XVII}$$

3 Simulation dynamique de la chaîne de conversion

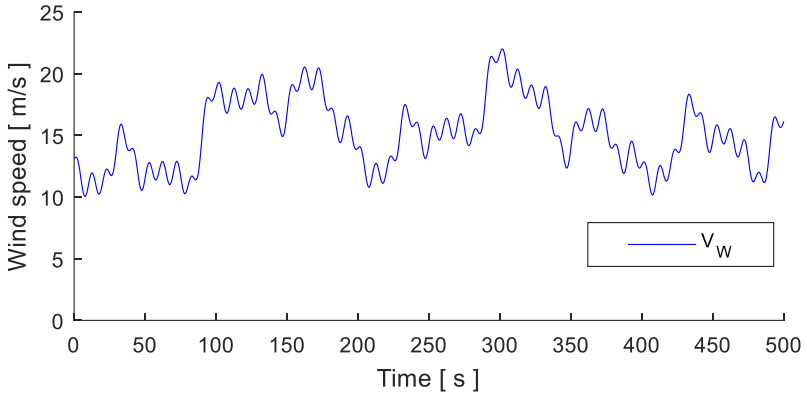


Figure IV. Évolution temporelle du vent [7].

Comme nous venons de l'expliquer, le dimensionnement dynamique est fondamental dans le contexte éolien qui ne tolère pas de décrochage [25]-[26]-[27]-[28]. Pour procéder à un dimensionnement dynamique des multiplicateurs magnétiques, il est nécessaire de définir une méthodologie incluant une considération des résonances associées aux spécificités du couplage magnétique. Pour assurer un bon comportement dynamique en rotation dans une installation éolienne, le découplage magnétique entre les deux rotors ne doit pas pouvoir se produire. Afin de vérifier cela, un profil de vent typique [7] est proposé (voir Figure IV).

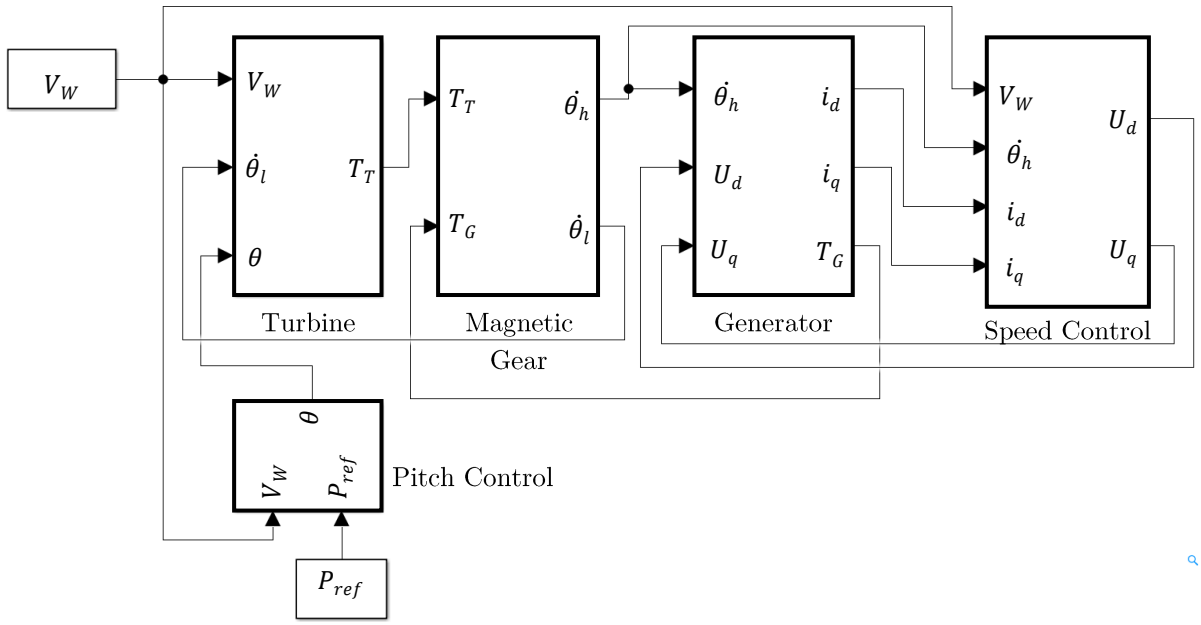


Figure V. Schéma bloc de la chaîne de conversion avec multiplicateur magnétique (travaux publiés dans [29]).

L'évolution temporelle du vent V_W présentée Figure IV permet de simuler le comportement dynamique de la chaîne de conversion dans les deux zones de la caractéristique de puissance de l'éolienne (zone à maximisation de l'énergie du vent et zone à puissance constante [30]). Le passage d'une zone à une autre se fait à $V_{rated} = 12\ m/s$ pour l'éolienne considérée Tableau I. Les risques de décrochage sont plus importants lorsque le couple de la turbine est élevé parce que la raideur est d'autant plus faible que l'on s'approche du couple de décrochage. Le profil de vent proposé Figure IV doit

permettre de simuler la chaine de conversion dans les deux zones de fonctionnement de l'éolienne. Ce profil n'a pas prétention à remplacer une large palette de profils réels de vent mais seulement à montrer le principe d'analyse. Ce profil de vent est utilisé comme entrée du modèle numérique non linéaire de la chaîne de conversion présenté Figure V.

Le schéma bloc de la chaîne de conversion est décomposé en cinq blocs principaux :

- un bloc « Turbine » contenant la fonction de transfert de la conversion de l'énergie du vent en énergie mécanique de rotation;
- un bloc « Pitch control » contenant la loi de commande du pitch pour les deux zones de la caractéristique P(v) (puissance en fonction de la vitesse du vent);
- un bloc « Magnetic gear » contenant la fonction de transfert du couplage magnétique au sein du système;
- un bloc « Generator » contenant la fonction de transfert de la génératrice;
- un bloc « Speed Control » contenant la loi de commande de la génératrice pour les deux phases de production.

Le détail du contenu de ces différents blocs est fourni en dans les travaux de thèse [31].

4 Démarche de pré-dimensionnement et résultats

Afin d'avoir la meilleure densité de couple possible mais également le moindre coût, il est important de minimiser le rapport k_{sizing} (Eq. (I)) entre le couple de décrochage $T_{M\,max}$ et le couple nominal de la turbine T_{rated}. A cause des fortes fluctuations du couple, il est nécessaire que $T_{M\,max}$ soit supérieur à T_{rated}. Mais un faible rapport k_{sizing}, conduit à une faible fréquence propre et cela réduit évidemment la robustesse du multiplicateur face aux perturbations. La Figure VI présente la réponse, au profil de vent test, des couples magnétiques d'entrée et sortie, calculée avec le simulateur présenté ci-dessus, avec un rapport k_{sizing} trop faible (110%), pour la chaîne de conversion présentée au Tableau I.

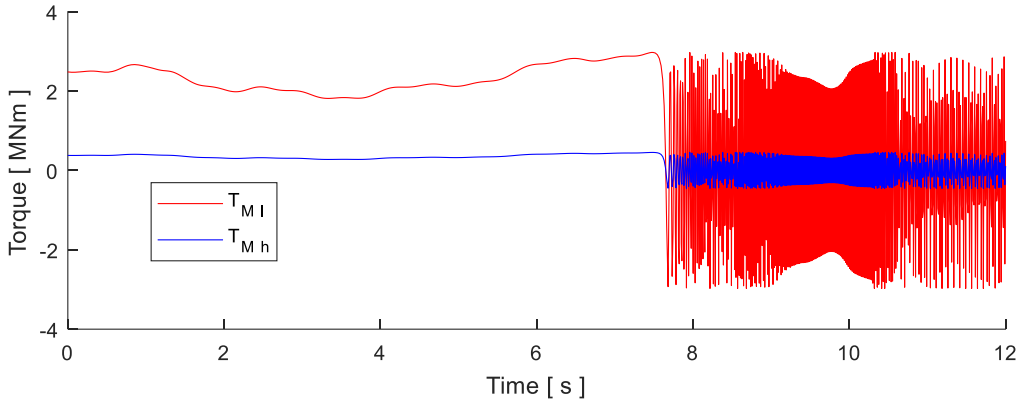


Figure VI. Décrochage entre les deux rotors du multiplicateur généré par des fluctuations du vent basse fréquence pour la chaîne de conversion présentée Tableau I.

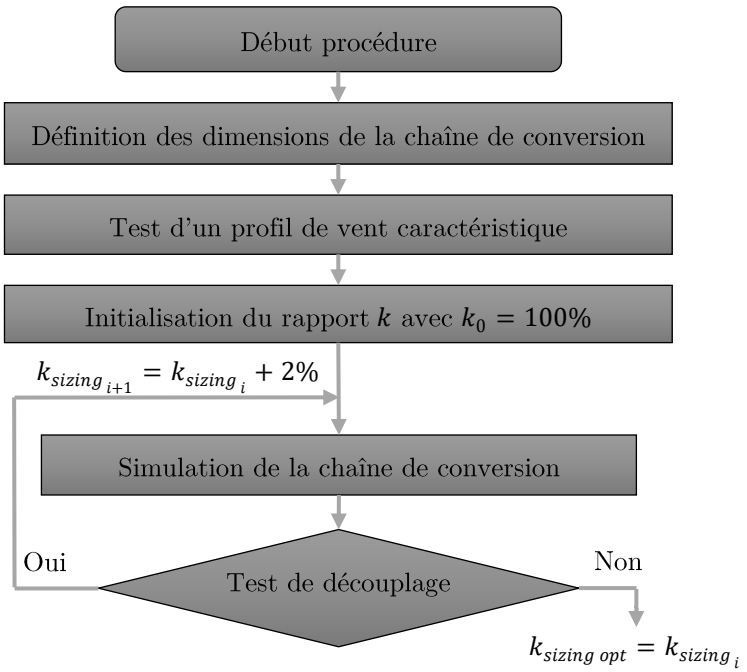
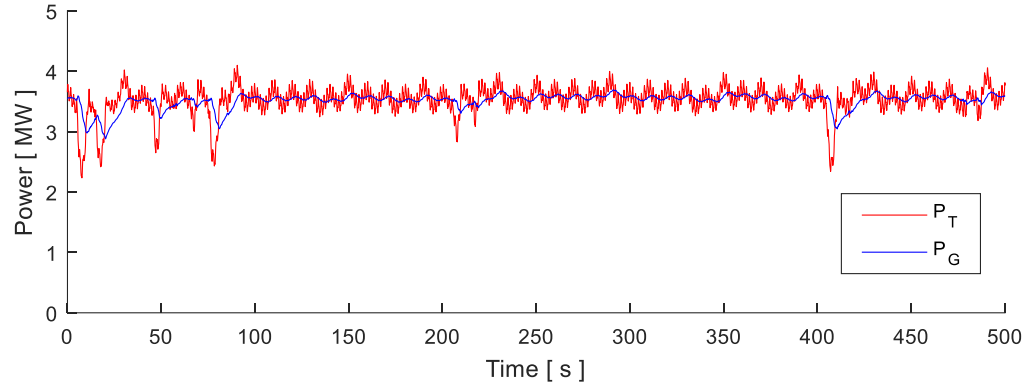


Figure VII. Procédure de pré-dimensionnement dynamique en rotation d'un multiplicateur magnétique au sein d'une chaîne de conversion éolienne (le rapport k_{sizing} correspond au rapport entre le couple de décrochage et le couple nominal).

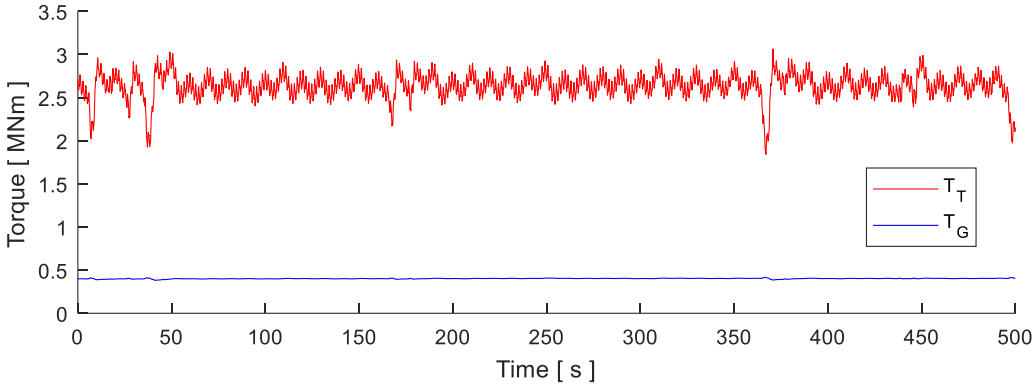
Lorsque le décrochage se produit, les couples magnétiques $T_{M\,l}$ et $T_{M\,h}$ subissent des variations hautes fréquences, de grandes amplitudes avec des valeurs moyennes nulles. La transmission d'énergie est rompue et le décrochage génère des sollicitations difficilement supportables mécaniquement, sans doute intolérables. Afin de minimiser le rapport k_{sizing} en évitant que des décrochages ne se produisent, on propose la procédure de pré-dimensionnement de la Figure VII.

Nous implémentons le profil de vent [7] présenté Figure IV et nous utilisons le simulateur décrit précédemment. Nous évaluons alors si un décrochage se produit pour différents rapports k_{sizing} que nous incrémentons. Afin de déterminer si un décrochage se produit, nous vérifions que le signe des couples magnétiques ne change pas. Dans cet exemple, nous obtenons $k_{sizing} = 114\%$. Le temps de calcul global est égal à 20 secondes avec un processeur Intel Xeon E5-1630 v3, 3.70 GHz, 8 cœurs. La Figure VIII présente l'évolution de la puissance, du couple et de la vitesse obtenue avec ce dimensionnement.

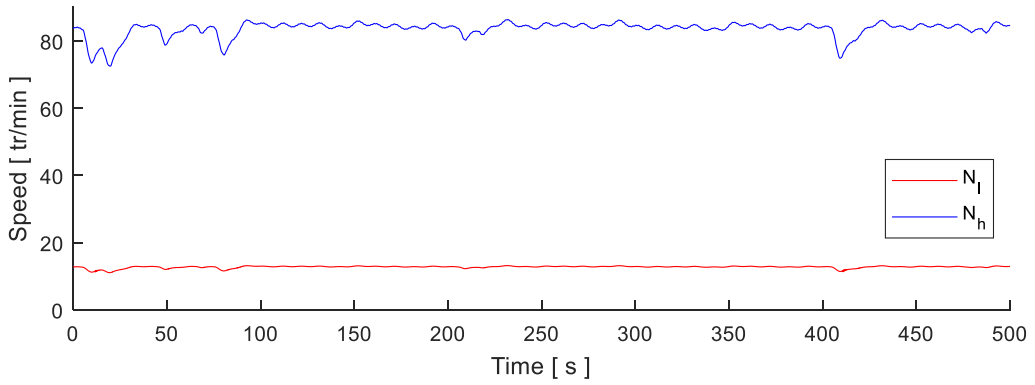
La Figure VIII permet d'observer que l'ondulation haute fréquence du couple de la turbine est filtrée par les inerties de la chaîne de conversion. Avec une valeur $k_{sizing} = 114\%$, l'angle de charge à puissance nominale se trouve au voisinage de 63° (voir Eq. (VI)). La fréquence propre parasite $F_{0\,m\,2}$ est de l'ordre de 0.6 Hz (voir Eq. (XV) et (XVI)). Cette fréquence est alors légèrement inférieure à la fréquence de passage F_{tower} des pales devant le mat à la vitesse nominale ($F_{tower\ rated} = 0.7\ Hz$). Ces deux fréquences étant très proches, il est possible que le couplage magnétique du multiplicateur entre légèrement en résonance. Toutefois, le surdimensionnement est assez important pour que ces résonances ne conduisent pas à des angles de charge instables et donc à un décrochage (avec le profil de vent de la Figure IV [7] et la chaîne de conversion décrite au Tableau I).



(a)



(b)



(c)

Figure VIII. Comportement dynamique de la chaîne de conversion (3,6 MW) définie Tableau I avec $k_{sizing} = 114\%$: (a) évolution de la puissance mécanique de la turbine et de la puissance électrique de la génératrice, (b) évolution du couple mécanique de la turbine et du couple magnétique de la génératrice et (c) évolution de la vitesse du rotor lent et du rotor rapide.

5 Conclusion

Cet article étudie le comportement dynamique en rotation associé au risque de décrochage. Nous avons proposé une modélisation dynamique ainsi qu'une méthodologie permettant de définir un surdimensionnement en couple adapté. Toutefois, cette méthode n'a été appliquée qu'à un seul type de profil de vent Les résultats doivent donc être considérés avec prudence. Dans une étude approfondie, il serait nécessaire d'implémenter des profils de vent plus variés et d'étudier leurs effets pour affiner la marge de sécurité par rapport au couple de décrochage. D'autres part, nous avons vu que la procédure proposée est un peu trop longue (ici 20 secondes) pour être implémenté dans la procédure d'optimisation

globale. Cela nous a amené à définir une valeur fixe du rapport k_{sizing} qu'il faut tester a posteriori pour valider le comportement du système.

Annexe

TABLEAU I

PRINCIPALES DIMENSIONS DE LA CHAINE DE CONVERSION AVEC UN MULTIPLICATEUR MAGNETIQUE DE TYPE I POUR UNE EOLIENNE DE 3.6 MW RESULTANT D'UNE OPTIMISATION DES PARTIES MAGNETIQUE ET MECANIQUE [14]

Symbole	Désignation	Valeur
	Multiplicateur magnétique	
p_{LPN}	Paires de pôles de la couronne d'aimants intérieure	20
p_{HPN}	Paires de pôles de la couronne d'aimants extérieure	131
Q	Nombre de plots de la couronne de plots	151
D	Diamètre extérieur	4 m
$e^{(I)}$	Epaisseur aimants LPN	19 mm
$e^{(V)}$	Epaisseur aimants HPN	10 mm
$e^{(III)}$	Epaisseur plots	50 mm
$e^{(X)}$	Epaisseur culasse LPN	106 mm
$e^{(VI)}$	Epaisseur culasse HPN	65 mm
δ_{LPN}	Entrefer LPN	5 mm
δ_{HPN}	Entrefer HPN	5 mm
B_{rem}	Induction rémanente des aimants	1,2 T
L	Longueur	2,1 m
$D_{M\,l}$	Amortissement rotor lent (côté turbine)	$3{,}4.10^5$ Nm/rad/s
$D_{M\,h}$	Amortissement rotor rapide (côte génératrice)	$4{,}3.10^4$ Nm/rad/s
$J_{M\,l}$	Inertie rotor lent (côté turbine)	1.10^5 kg.m²
$J_{M\,h}$	Inertie rotor rapide (côte génératrice)	1.10^4 kg.m²
	Turbine	
R	Rayon turbine	53 m
J_T	Inertie turbine	1.10^7 kg.m²
P_{rated}	Puissance nominale	3,6 MW
N_{rated}	Vitesse nominale	13 m/s
T_{rated}	Couple nominal	2,5 MNm
	Génératrice	
R_s	Résistance	56 mΩ
L_s	Inductance	2,8 mH
p_G	Nombre de paires de pôles	20
ϕ_m	Flux magnétique	96 Wb
J_G	Inertie du rotor	2.10^5 kg.m²

Références

[1] M. Desvaux, R. Le Goff Latimier, B. Multon, S. Sire, and H. Ben Ahmed, "Analysis of the Dynamic Behaviour of Magnetic Gear with Nonlinear Modelling for Large Wind Turbines," in *2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 2016, pp. 1332–1338.

[2] T. B. Martin, "Magnetic transmission," *Pat. US3378710*, 1968.

[3] K. Atallah and D. Howe, "A novel high-performance magnetic gear," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 37, no. 4, pp. 2844–2846, 2001.

[4] K. Atallah, S. D. Calverley, and D. Howe, "Design, analysis and realisation of a high-performance magnetic gear," *IEE Proc - Electr. Power Appl.*, vol. 151, no. 2, pp. 135–143, 2004.

[5] T. Petru and T. Thiringer, "Modeling of Wind Turbines for Power System Studies," vol. 17, no. 4, pp. 1132–1139, 2002.

[6] W. E. Leithead, "Effective wind speed models for simple wind turbine simulations," in *British Wind Energy Conference*, 1992, pp. 321–326.

[7] V. Rogez, "Modélisation simplifiée de sources de production décentralisée pour des études de dynamique des réseaux. Application à l'intégration d'une production éolienne dans un réseau de distribution insulaire.," *PhD Thesis, Univ. d'Artois*, pp. 41–49, 2004.

[8] B. Neammanee, S. Sirisumrannukul, and S. Chatratana, "Development of a Wind Turbine Simulator for Wind Generator Testing," vol. 8, pp. 21–28, 2007.

[9] W. Lacava, J. Van Dam, and R. Wallen, "NREL Gearbox Reliability Collaborative : Comparing In- Field Gearbox Response to Different Dynamometer Test Conditions," *NREL, Conf. Pap. CP-5000-51690*, 2011.

[10] T. Thiringer and J.-A. Dahlberg, "Periodic Pulsations from a Three-Bladed," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 16, no. 2, pp. 128–133, 2001.

[11] R. G. Montague, C. M. Bingham, and K. Atallah, "Magnetic gear overload detection and remedial strategies for servo-drive systems," in *SPEEDAM 2010 - International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion*, 2010.

[12] D. Matt, J. Jac, and N. Ziegler, "Design of a Mean Power Wind Conversion Chain with a Magnetic Speed Multiplier," in *Chap. 10 of INTECH book "Advances in Wind Power,"* 2012, pp. 247–266.

[13] R. Montague, C. Bingham, and K. Atallah, "Servo Control of Magnetic Gears," *IEEE/ASME Trans. Mechatronics*, vol. 17, no. 2, pp. 269–278, 2012.

[14] M. Desvaux, R. Le Goff Latimier, B. Multon, H. Ben Ahmed, and S. Sire, "Design and optimization of magnetic gears with arrangement and mechanical constraints for wind turbine applications," in *11th International Conference EVER*, 2016.

[15] T. Krogh, "HAWC load simulation of generic 5MW offshore wind turbine model," *Rep. Risø-R-1474(EN)*, 2004.

[16] A. Ammar, F. Gillon, and P. Brochet, "The Double Excitation: A Solution to Improve Energetic Performances of High Power Synchronous Machines," *J. Energy Power Eng.*, vol. 6, no. 5, pp. 719–724, 2012.

[17] A. G. G. Rodríguez, A. G. Rodríguez, and M. B. Payán, "Estimating Wind Turbines Mechanical Constants," in *Int. Conf. Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'07)*, 2007, vol. 1, no. 5, pp. 697–704.

[18] M. Desvaux, B. Multon, H. Ben Ahmed, and S. Sire, "Behaviour comparison between

mechanical epicyclic gears and magnetic gears," in *6th International Symposium on Multibody Systems and Mechatronics – MuSME2017*, 2017, vol. 1, pp. 401–410.

[19] N. W. Frank and H. A. Toliyat, "Gearing ratios of a magnetic gear for wind turbines," in *2009 IEEE International Electric Machines and Drives Conference, IEMDC '09*, 2009.

[20] M. Desvaux, R. Le Goff Latimier, H. Ben Ahmed, B. Multon, and S. Sire, "Modélisation des pertes dans les aimants des multiplicateurs magnétiques pour l'éolien," in *Symposium de Génie Electrique (SGE 2016)*, 2016.

[21] M. Desvaux, B. Multon, S. Sire, and H. Ben Ahmed, "Analytical Iron Loss Model for the Optimization of Magnetic Gear," *IEEE Int. Electr. Mach. Drives Conf. 2017, IEMDC2017*, 2017.

[22] M. Desvaux, S. Sire, S. Hlioui, B. Multon, and H. Ben Ahmed, "Development of a Hybrid Analytical Model for a Fast Computation of Magnetic Losses and Optimization of Coaxial Magnetic Gears," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. Submitted, 2018.

[23] SKF, "SKF Rolling Bearings Catalogue," pp. 97–114, 2013.

[24] D. Ekeom, "Analyse modale électromécanique d'un multiplicateur magnétique," *Rapp. interne Jeumont Electr.*, 2016.

[25] S. T. Navalkar, J. W. Van Wingerden, E. Van Solingen, T. Oomen, E. Pasterkamp, and G. A. M. Van Kuik, "Subspace predictive repetitive control to mitigate periodic loads on large scale wind turbines," *Mechatronics, Elsevier*, pp. 1–10, 2014.

[26] X. Liu, L. Bo, and H. Luo, "Dynamical measurement system for wind turbine fatigue load," *Renew. Energy*, vol. 86, pp. 909–921, 2016.

[27] X. Jin, L. Li, W. Ju, Z. Zhang, and X. Yang, "Multibody modeling of varying complexity for dynamic analysis of large-scale wind turbines," *Renew. Energy*, vol. 90, pp. 336–351, 2016.

[28] Y. Guo, J. Keller, and W. Lacava, "Combined Effects of Gravity , Bending Moment , Bearing Clearance , and Input Torque on Wind Turbine Planetary Gear Load Sharing," *NREL, Conf. Pap. CP-5000-55968*, 2012.

[29] M. Desvaux, A. Bonnefoy, B. Multon, H. Ben Ahmed, D. Ekeom, and S. Sire, "Dynamic analysis of a magnetic gear drive for a multi-megawatt wind turbine," *Mechatronics, Elsevier*, vol. Submitted, 2018.

[30] B. Multon, X. Roboam, B. Dakyo, C. Nichita, O. Gergaud, and H. Ben Ahmed, "Aérogénérateurs électriques," *Tech. l'Ingénieur, Trait. Génie Electrique, D3960*, 2004.

[31] M. Desvaux, "Optimisation mécatronique de multiplicateurs magnétiques pour le grand éolien," *Ecole. Normale. Supérieure de Rennes (ENS Rennes)*, 2018.