



HAL
open science

Stratégie de commande par défluxage d'une machine pentaphasée à aimants permanents en mode dégradé pour des applications hydroliennes

Ousmane Fall

► **To cite this version:**

Ousmane Fall. Stratégie de commande par défluxage d'une machine pentaphasée à aimants permanents en mode dégradé pour des applications hydroliennes. Journées JCGE'2014 - SEEDS, Jun 2014, Saint-Louis, France. hal-01083920

HAL Id: hal-01083920

<https://hal.science/hal-01083920>

Submitted on 18 Nov 2014

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.

Stratégie de commande par défluxage d'une machine pentaphasée à aimants permanents en mode dégradé pour des applications hydroliennes

Ousmane FALL*

Jeumont-Electric, Institut de Recherche de l'Ecole Navale, L2EP

Adresse de correspondance : Ecole Navale et Groupe des écoles du Poulmic CC 600-29240 Brest, France
ousmane.fall@ecole-navale.fr

RESUME – Le travail présenté dans cet article a pour objectif d'identifier une stratégie contrôle pertinente pour une génératrice synchrone à aimant permanent (MSAP) pentaphasée utilisée dans un système hydrolien. En effet une étude préalable du site permet le choix de l'ensemble convertisseur-machine capable d'extraire de façon optimale cette énergie disponible. Il s'agit dans ce cas, pour chaque vitesse de l'hélice, d'appliquer une commande telle que la machine puisse produire le maximum de puissance dans la mesure des tolérances du convertisseur, en termes de tension du bus continu et de courant maximal par interrupteur. En outre, le système doit être en mesure de fonctionner en mode dégradé avec des performances assez satisfaisantes. En effet, il est particulièrement difficile d'accéder à ces systèmes et on souhaite ainsi pouvoir continuer à fonctionner en présence de défaut dans l'attente d'une opération de maintenance. Dans cette étude, la machine synchrone est considérée comme à FEM sinusoïdale, on cherche alors à contrôler le champ tournant principal et son déphasage par rapport au flux rotorique en mode de défaut de type ouverture de phase. Ceci nous permet d'obtenir un couple constant en régime permanent. La prise en compte des limites en courant et en tension liées au convertisseur nous amène à réduire le couple à partir d'une certaine vitesse par défluxage de la machine. On peut ainsi tracer les caractéristiques couple/vitesse en mode de défaut. Cette procédure permettra dans les travaux futurs de fixer des contraintes de conception pour la génératrice polyphasée.

1-Introduction

Les courants marins découlent des marées. Celles-ci sont liées aux positions relatives des astres essentiellement et sont donc au premier ordre, prévisibles [1] [2]. Les mouvements d'eau relatifs aux marées provoquent des courants importants dans des sites localisés en certains endroits de l'océan (en générale dans des détroits ou près des pointes). En France un certain nombre de sites ont ainsi été identifiés (Raz de Sein, passe du Fromveur, Raz Blanchard) comme particulièrement attractifs et présentent des courants qui peuvent excéder 2m/s [1] [2].

L'énergie hydrolienne qui découle de la transformation de l'énergie cinétique de ces courants, en énergie électrique, par l'intermédiaire des hydroliennes, est à l'heure actuelle, l'une des perspectives de la production d'électricité face à la pollution et à la raréfaction des ressources non renouvelables. La mise en place d'une installation hydrolienne nécessite une étude préalable du site pour en évaluer ses potentialités et son aptitude à rentabiliser l'investissement envisagé [2]. Dans ce cadre, l'utilisation d'une MSAP avec un convertisseur à IGBT associée en entraînement direct à une turbine à pas fixe peut s'avérer un choix intéressant en termes de compromis coût/robustesse. Cette structure de conversion est illustrée sur la **figure3**. Cette solution impose cependant, afin d'appliquer une stratégie d'extraction optimale avec limitation de puissance de pouvoir suivre une caractéristique couple vitesse particulière [3]. Cette caractéristique comprend un mode de survitesse de type défluxage sur une large plage de fonctionnement [3].

C'est pourquoi il semble intéressant de concevoir un ensemble convertisseur/machine électrique polyphasée de façon à rentabiliser au mieux, en mode sain et dégradé, l'énergie électrique produite dans un site hydrolien. L'utilisation d'un système polyphasé permet en effet d'augmenter les performances et de mieux fonctionner de manière durable en mode dégradé, car il est très difficile d'intervenir rapidement sur des sites isolés en mer et sous-marins.

On s'est intéressé dans un premier temps à une machine pentaphasée, que l'on exploite en mode sain et en mode dégradé (défaut de type déconnexion de phase). Dans cet article, une machine à forces électromotrices sinusoïdales est considérée en mode dégradé.

*Le travail présenté est effectué dans le cadre d'une thèse CIFRE avec Jeumont-Electric, l'Institut de Recherche de l'Ecole Navale et le L2EP.

Au niveau des modes dégradés de type phase ouverte, des méthodes qui consistent à modifier les courants dans les phases encore actives d'une machine polyphasée ont été développées [4] [5] [6] [7] [8]. L'originalité de notre travail consiste à intégrer une orientation du flux de réaction d'induit de façon à s'opposer au flux des aimants, pour ainsi respecter en survitesse, la contrainte en tension du convertisseur (mode de défluxage en survitesse).

Les travaux présentés permettent ainsi de déduire en mode sain et dégradé, les caractéristiques couple/vitesse d'un ensemble convertisseur/machine pentaphasée en fonction des paramètres électriques de la machine et du convertisseur. Ces paramètres électriques vont découler directement de la structure et des dimensions de la génératrice. Ces travaux préliminaires permettront donc d'identifier les performances du système hydrolien pour chaque dimensionnement d'une génératrice hydrolienne pour un site donné lors de travaux futurs. Ils permettront d'identifier ainsi des critères de fonctionnement en mode sain et dégradé qui feront partie des objectifs à atteindre pour le dimensionnement d'une génératrice polyphasée pour hydrolienne.

2-Rappels sur le formalisme multi-machine [4]

Pour modéliser la machine, on prendra les hypothèses suivantes :

- Les cinq phases sont identiques et décalées d'un angle de $\frac{2\pi}{5}$ électrique.
- La saturation magnétique n'est pas prise en compte sur la forme des forces électromotrices.
- Les phénomènes de saturation et de variation de réductance du circuit magnétique sont négligés.

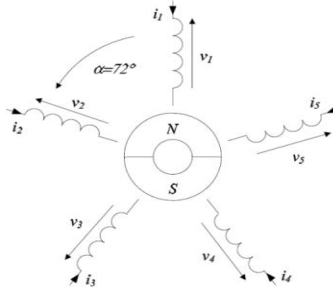


Figure 1: Représentation symbolique d'une machine synchrone bipolaire pentaphasée [4]

La modélisation de la machine dans la base naturelle (base des grandeurs relatives aux phases a à e) ne permet pas une élaboration aisée du système de contrôle, du fait du couplage magnétique entre les enroulements. C'est la raison pour laquelle elle est modélisée dans une base où il y a un découplage magnétique entre les phases (Transformations de Concordia suivi de Park). Ceci revient à diagonaliser la matrice inductance et à identifier les valeurs propres et les vecteurs propres associés. Le fait que la matrice inductance soit symétrique et circulante, nous emmène à exhiber deux valeurs propres d'ordre deux à deux et une valeur propre d'ordre 1. Ce qui nous emmène à identifier trois espaces propres dont deux de dimension deux et une de dimension 1. Le formalisme multimachine permet de considérer la machine comme deux machines biphasées fictives (primaire et secondaire) et une machine fictive homopolaire, qui sont magnétiquement découplées mais mécaniquement couplées sur le même arbre, comme le montre le schéma de la **figure 2** [4] [9].

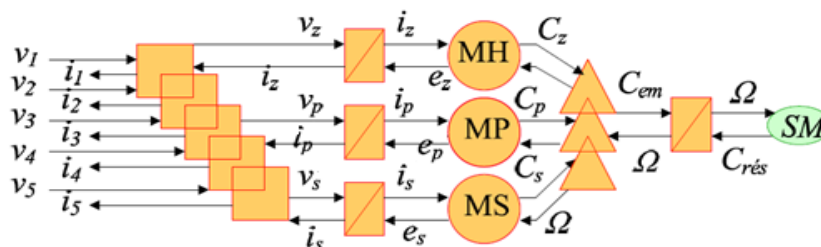


Figure 2: Représentation SMM d'une machine pentaphasée d'après [4] et [9]

Les différentes grandeurs caractéristiques des machines fictives (courants, tensions, flux, FEM,...) sont obtenues par projection des différents vecteurs associés à la machine réelle dans les sous-espaces associés à chaque machine fictive.

La projection des harmoniques sur ces vecteurs nous montre que la machine homopolaire est affectée par les harmoniques multiples de cinq (nombre de phases), la machine principale est principalement affectée par le fondamental et la machine secondaire est, elle principalement affectée par l'harmonique 3.

NB : Dans le cas où les phases sont couplées, la machine homopolaire est « inactive ». C'est ce que l'on supposera par la suite.

Le passage de la base naturelle à la base fictive se fait par l'intermédiaire de la matrice de Concordia, qui assure le découplage des phases.

$$\begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \\ X_d \\ X_e \end{bmatrix} = [T]^* \begin{bmatrix} X_0 \\ X_{\alpha 1} \\ X_{\beta 1} \\ X_{\alpha 3} \\ X_{\beta 3} \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{bmatrix} X_0 \\ X_{\alpha 1} \\ X_{\beta 1} \\ X_{\alpha 3} \\ X_{\beta 3} \end{bmatrix} = [T]^{-1} * \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \\ X_d \\ X_e \end{bmatrix} \quad (1)$$

Avec :

$$[T] = \sqrt{\frac{2}{5}} \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ 1 & \cos(\frac{2\pi}{5}) & \cos(\frac{4\pi}{5}) & \cos(\frac{6\pi}{5}) & \cos(\frac{8\pi}{5}) \\ 0 & \sin(\frac{2\pi}{5}) & \sin(\frac{4\pi}{5}) & \sin(\frac{6\pi}{5}) & \sin(\frac{8\pi}{5}) \\ 1 & \cos(\frac{4\pi}{5}) & \cos(\frac{8\pi}{5}) & \cos(\frac{12\pi}{5}) & \cos(\frac{16\pi}{5}) \\ 0 & \sin(\frac{4\pi}{5}) & \sin(\frac{8\pi}{5}) & \sin(\frac{12\pi}{5}) & \sin(\frac{16\pi}{5}) \end{bmatrix} \quad (2)$$

La matrice de Park permet le passage dans des repères tournants d-q de façon à faciliter la commande. En effet dans ce cas, les courants et les tensions en régime permanent sont constants dans ce repère.

$$\begin{bmatrix} X_0 \\ X_{\alpha 1} \\ X_{\beta 1} \\ X_{\alpha 3} \\ X_{\beta 3} \end{bmatrix} = [R(\theta)]^* \begin{bmatrix} X_0 \\ X_{d1} \\ X_{q1} \\ X_{d3} \\ X_{q3} \end{bmatrix} \Rightarrow \begin{bmatrix} X_0 \\ X_{d1} \\ X_{q1} \\ X_{d3} \\ X_{q3} \end{bmatrix} = [R(\theta)]^{-1} * \begin{bmatrix} X_0 \\ X_{\alpha 1} \\ X_{\beta 1} \\ X_{\alpha 3} \\ X_{\beta 3} \end{bmatrix} \quad (3)$$

Avec :

$$[R(\theta)] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 0 & 0 \\ 0 & \sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos(3\theta) & \sin(3\theta) \\ 0 & 0 & 0 & -\sin(3\theta) & \cos(3\theta) \end{bmatrix} \quad (4)$$

X : Grandeur électrique (courant, tension, FEM , ...)

Les équations aux tensions de la machine principale diphasée sont données par :

$$v_{1d} = R i_{1d} + L_{1d} \frac{di_{1d}}{dt} - p\Omega L_{1q} i_{1q} \quad (5)$$

$$v_{1q} = R i_{1q} + L_{1q} \frac{di_{1q}}{dt} + p\Omega (L_{1d} i_{1d} + \sqrt{\frac{5}{2}} \Phi_1) \quad (6)$$

Les équations aux tensions de la machine secondaire diphasée sont données par :

$$v_{3d} = R i_{3d} + L_{3d} \frac{di_{3d}}{dt} + 3p\Omega L_{3q} i_{3q} \quad (7)$$

$$v_{3q} = R i_{3q} + L_{3q} \frac{di_{3q}}{dt} + 3p\Omega (L_{3d} i_{3d} + \sqrt{\frac{5}{2}} \Phi_3) \quad (8)$$

Le Couple électromagnétique de la machine principale s'écrit :

$$C_1 = p \left((L_{1d} - L_{1q}) i_{1d} i_{1q} + \sqrt{\frac{5}{2}} \Phi_1 i_{1q} \right) \quad (9)$$

Le Couple électromagnétique de la machine secondaire s'écrit :

$$C_3 = p \left(3(L_{3d} - L_{3q}) i_{3d} i_{3q} + 3\sqrt{\frac{5}{2}} \Phi_3 i_{3q} \right) \quad (10)$$

Le couple total de la machine est donné par :

$$C = C_1 + C_3 \quad (11)$$

3-Commande de la machine pentaphasée en mode sain

Afin d'obtenir des valeurs de références en mode sain, nous présentons ici une méthode très proche de celle qui a été présentée par Li Lu et al. dans [10]. Cette méthode permet le calcul de la caractéristique couple/vitesse et des courants de références à suivre pour obtenir le couple maximal en mode sain.

Une fois les grandeurs projetées dans la base fictive, afin de faciliter la commande, notre souci est d'exploiter la machine dans un site hydrolien, sachant que la vitesse varie en permanence et que la vitesse de la turbine doit être adaptée à chaque vitesse du courant afin d'extraire au mieux la puissance. Ceci se traduit par des exigences sur la caractéristique couple/vitesse que doit atteindre l'ensemble convertisseur/machine. Afin de déterminer cette caractéristique, on cherche à piloter la machine à couple maximal sur une large plage de vitesse, en veillant à ce que le courant de chaque phase soit inférieur ou égal au courant nominal du convertisseur [3] [10] [11].

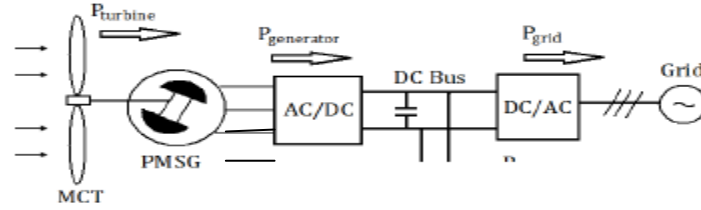


Figure 3: Chaîne de conversion d'énergie hydrolienne

En mode sain on peut considérer que le système est équilibré. On fait l'étude sur une des phases (la phase « a » par exemple) et on écrit les grandeurs réelles en fonction des grandeurs dans les machines fictives. Puis, on veille à ce qu'elles soient inférieures à la valeur maximale garantie par le convertisseur.

$$i_a = I_{1d} \cos(p\Omega t) - I_{1q} \sin(p\Omega t) + I_{3d} \cos(3p\Omega t) - I_{3q} \sin(3p\Omega t) \leq I_{max} \quad (12)$$

$$v_a = V_{1d} \cos(p\Omega t) - V_{1q} \sin(p\Omega t) + V_{3d} \cos(3p\Omega t) - V_{3q} \sin(3p\Omega t) \leq V_{max} \quad (13)$$

où p est le nombre de paires de pôles de la machine, Ω est la vitesse de rotation du rotor, I_{max} et V_{max} sont les limites en courant et en tension de l'ensemble convertisseur-machine.

Le problème est alors traité comme un problème d'optimisation non linéaire, qui consiste à maximiser le couple (formule (9)) sous contraintes de courant et de tension de l'ensemble convertisseur-machine, avec comme variables d'optimisation les grandeurs I_{1d} , I_{1q} , I_{3d} et I_{3q} . Ce qui nous permet de déterminer le quadruplet des courants de références optimaux correspondant à chaque vitesse de rotation. Cependant la valeur du couple dépendra de la forme de la FEM de la machine. En effet, la commande en courant est adaptée à cette FEM de façon à fournir un couple optimal. Le couple sera plus important pour une machine dont la FEM contient un harmonique de rang 3 (car la machine fictive secondaire peut alors contribuer au couple moyen) que pour une machine à FEM sinusoïdale. Pour une machine à FEM sinusoïdales, l'injection d'un courant d'harmonique 3 peut permettre de réduire la contrainte liée au courant maximal et permettre ainsi à la machine principale de fournir plus de couple sous contraintes que pour une alimentation en courant sinusoïdaux (figure 5). Les figures suivantes illustrent ces trois phénomènes. En effet, la figure 4 montre une « exploitation totale » de la machine, qui consiste à produire du couple avec la machine principale et la machine secondaire par injection simultanée des courants d'harmonique 1 et 3, et leur interaction avec les harmoniques des FEM de mêmes rangs permet

d'avoir un couple optimal de 46 N.m en basse vitesse. La **figure 5** correspond à une machine ne disposant pas de FEM d'harmonique 3, mais la machine secondaire permet une baisse de la contrainte en courant et permet à la machine principale de produire plus de couple que si elle était exploitée seule. On observe ainsi une baisse d'environ 10% du couple par rapport à l'exploitation « optimale » de la machine, soit un couple en basse vitesse de 42 N.m. Enfin la **figure 6** correspond à une exploitation seule de la machine fictive principale car la FEM est sinusoïdale et il n'y a pas d'injection de courant d'harmonique 3. Ce qui se manifeste par un couple plus faible que les deux cas précédents (37 N.m en basse vitesse). Les paramètres de la machine utilisée pour ces simulations sont donnés au tableau 1. La machine considérée ne correspond pas ici à un cahier des charges hydrolien mais correspond à une machine de laboratoire de petite puissance. L'utilisation de ce jeu de paramètres nous permettra une validation expérimentale dans des travaux futurs.

Tableau 1: Paramètres électriques de la machine en Mode sain

Paramètres électriques	valeurs
L1d=L1q	1.35 mH
L3d=L3q	0.51 mH
Flux aimant Φ_1	59.97 mWb
Nombre de paires de pôle	P=10
Tension bus DC	Vdc=120V

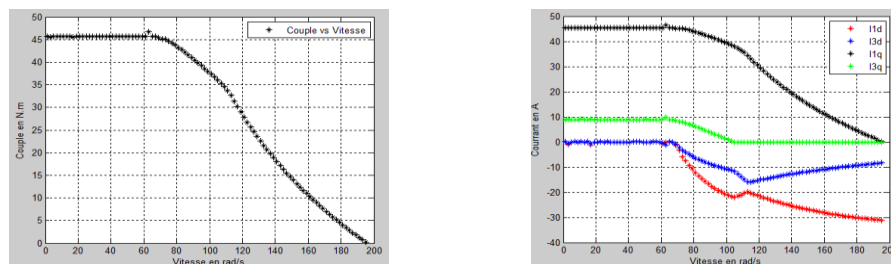


Figure 4: Formes d'onde du couple et des courants pour une machine à FEM disposant d'harmonique 3 ($\Phi_3=10\%\Phi_1$)

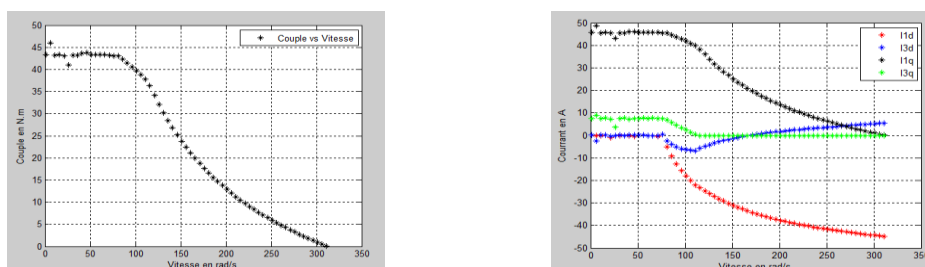


Figure 5: Forme d'onde du couple et des courants pour une machine à FEM sinusoïdale avec injection d'un courant d'harmonique 3

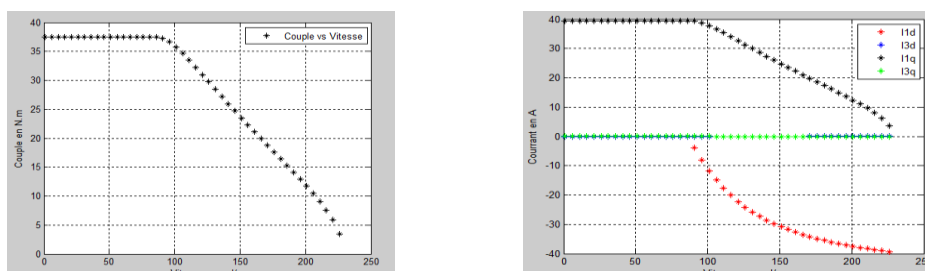


Figure 6: Forme d'onde du couple et des courants pour une machine à FEM sinusoïdale sans injection de courant d'harmonique 3 (courants sinusoïdaux)

L'analyse de ces courbes nous montre une plage de vitesse pour laquelle le couple reste constant et maximal. Mais à partir d'une certaine vitesse nommée vitesse de base, le couple décroît dû au fait que la contrainte en tension est atteinte pour une stratégie de commande à $(I_{1s}, I_{3d}) = (0, 0)$. On peut alors piloter les courants de façon à faire du défluxage (orientation du flux de réaction d'induit de façon à réduire le flux dans l'entrefer) qui se traduit par une injection des courants dans les axes directs (I_{1d}, I_{3d}) dans chacune des machines fictives. Il faut alors réduire les courants (I_{1q}, I_{3q}) de façon à ce que l'amplitude du courant soit inférieure à la valeur imposée par le convertisseur (**formules (1) et (2)**).

Il est alors évident que les paramètres de conception de la machine peuvent jouer un rôle important dans la caractéristique couple-vitesse de la machine, notamment la topologie de l'aimant (amplitude du flux fondamental et du flux d'harmonique 3) et les valeurs des inductances des différentes machines fictives.

4-Exploitation de la machine pentaphasée en mode dégradé

La machine étant conçue pour fonctionner en mode normal, il est néanmoins important de prévoir son fonctionnement en mode dégradé étant donné les difficultés d'effectuer des opérations de maintenance sur les sites hydroliens. A ce titre, la machine doit être capable de fonctionner en mode dégradé de façon relativement satisfaisante. Parmi les défauts les plus fréquents on s'intéresse à ceux liés au convertisseur (défaut d'ouverture ou de fermeture d'un interrupteur) et qui conduisent dans tous les cas à l'ouverture de la phase en défaut [4]. On considère ici que les forces électromotrices sont sinusoïdales (et ne contiennent donc pas d'harmonique de rang 3). En considérant que la machine est initialement alimentée avec un système équilibré de courants sinusoïdaux en phase avec les FEM [7] [8], on a :

$$\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_d \\ i_e \end{bmatrix} = I_{max} \begin{bmatrix} \cos(\omega t) \\ \cos(\omega t - 2\pi/5) \\ \cos(\omega t - 4\pi/5) \\ \cos(\omega t - 6\pi/5) \\ \cos(\omega t - 8\pi/5) \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_d \\ i_e \end{bmatrix} = I_{max} \begin{bmatrix} \cos(\omega t) \\ \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right) * \cos(\omega t) + \sin\left(\frac{2\pi}{5}\right) * \sin(\omega t) \\ \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right) * \cos(\omega t) + \sin\left(\frac{4\pi}{5}\right) * \sin(\omega t) \\ \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right) * \cos(\omega t) - \sin\left(\frac{4\pi}{5}\right) * \sin(\omega t) \\ \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right) * \cos(\omega t) - \sin\left(\frac{2\pi}{5}\right) * \sin(\omega t) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_d \\ i_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right) & \sin\left(\frac{2\pi}{5}\right) \\ \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right) & \sin\left(\frac{4\pi}{5}\right) \\ \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right) & -\sin\left(\frac{4\pi}{5}\right) \\ \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right) & -\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{max} \cos(\omega t) \\ I_{max} \sin(\omega t) \end{bmatrix} \quad (15)$$

avec $\omega = p\Omega$. Si on multiplie l'équation 15 par la transposée de la matrice de transformation, on obtient :

$$\frac{5}{2} \begin{bmatrix} I_{max} \cos(\omega t) \\ I_{max} \sin(\omega t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right) & \sin\left(\frac{2\pi}{5}\right) \\ \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right) & \sin\left(\frac{4\pi}{5}\right) \\ \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right) & -\sin\left(\frac{4\pi}{5}\right) \\ \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right) & -\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right) \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \\ i_d \\ i_e \end{bmatrix} \quad (16)$$

Nous obtenons donc :

$$\begin{cases} \frac{5}{2} I_{max} \cos(\omega t) = i_a + \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right)(i_b + i_e) + \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right)(i_c + i_d) \\ \frac{5}{2} I_{max} \sin(\omega t) = \sin\left(\frac{2\pi}{5}\right)(i_b - i_e) + \sin\left(\frac{4\pi}{5}\right)(i_c - i_d) \end{cases} \quad (17)$$

Il est d'ailleurs à noter que si on utilise le formalisme multimachine, ces deux composantes correspondent aux composantes de Concordia dans la machine principale ($i_{p\alpha}, i_{p\beta}$). Ceci correspond à des courants dans la base de Park associée constants ($I_{1d}=0, I_{1q}=cste$).

Ces deux équations montrent la présence d'un champ tournant sinusoïdal (créé par force magnéto motrice) et par conséquent son interaction avec une force électromotrice purement sinusoïdale, permet d'obtenir un couple constant. Dans un mode dégradé, le problème qui se pose est de pouvoir garder cette allure de la force magnéto motrice (couple constant d'harmonique 1) en ayant une phase déconnectée [7] [8].

4-1-Cas de l'ouverture d'une phase

Si la phase « a » est déconnectée, il faut dans ce cas modifier les courants dans les autres phases afin de satisfaire la contrainte (couple constant). Dans ce cas les équations deviennent [7] [8]:

$$\begin{cases} \frac{5}{2} I_{max} \cos(\omega t) = \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right)(i'_b + i'_c) + \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right)(i'_c + i'_d) \\ \frac{5}{2} I_{max} \sin(\omega t) = \sin\left(\frac{2\pi}{5}\right)(i'_b - i'_c) + \sin\left(\frac{4\pi}{5}\right)(i'_c - i'_d) \end{cases} \quad (18)$$

A ces deux équations, s'ajoute naturellement l'équation d'équilibre des courants dans le cas où on aurait un onduleur à « bras ».

$$i'_b + i'_c + i'_d + i'_e = 0 \quad (19)$$

Cela conduit donc à un système de 3 équations à 4 inconnues. Ce qui laisse à priori un degré de liberté.

Pour être en mesure de déterminer une expression unique des courants, il nous faut adjoindre une équation supplémentaire ou se fixer un objectif d'optimisation. Certains auteurs supposent que tous les courants ont la même amplitude [7]. Par conséquent [11]:

$$\begin{aligned} i'_b &= -i'_d \\ i'_c &= -i'_e \end{aligned} \quad (20)$$

La résolution de ce système d'équations nous amène à la solution analytique suivante :

$$i'_b = \frac{5I_{max}}{4\left(\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right)\right)^2} \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{5}\right) \quad (21)$$

$$i'_c = \frac{5I_{max}}{4\left(\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right)\right)^2} \cos\left(\omega t - \frac{4\pi}{5}\right) \quad (22)$$

$$i'_d = \frac{5I_{max}}{4\left(\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right)\right)^2} \cos\left(\omega t + \frac{4\pi}{5}\right) \quad (23)$$

$$i'_e = \frac{5I_{max}}{4\left(\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right)\right)^2} \cos\left(\omega t + \frac{\pi}{5}\right) \quad (24)$$

En outre, une fois que la forme de ces courants est connue, on doit être en mesure de déterminer une caractéristique couple/vitesse qui prend en compte les contraintes du convertisseur, comme pour le mode sain. Afin de pouvoir orienter le flux de réaction d'induit par rapport au flux des aimants on introduit dans les équations (20) et (21) un angle $x(2)=\psi$ qui va permettre d'orienter le flux de réaction d'induit de façon à s'opposer au flux créé par les aimants (ce qui revient à fixer I_{lq} et I_{ld}). Ceci conduit, en utilisant la méthodologie précédente à une nouvelle expression analytique des courants de phase (**équations 25 à 28**).

$$i'_b = x(1) \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{5} + x(2)\right) \quad (25)$$

$$i'_c = x(1) \cos\left(\omega t - \frac{4\pi}{5} + x(2)\right) \quad (26)$$

$$i'_d = x(1) \cos\left(\omega t + \frac{4\pi}{5} + x(2)\right) \quad (27)$$

$$i'_e = x(1) \cos\left(\omega t + \frac{\pi}{5} + x(2)\right) \quad (28)$$

Comme dans le mode sain, on va alors traiter un problème d'optimisation non linéaire sachant que les variables d'optimisation seront alors $x(1)$ et $x(2)$ qui correspondent respectivement à l'amplitude du courant de phase et au décalage entre le signal du courant et de la force électromotrice dans chaque phase ($x(2)=\psi$). Ce dernier terme nous permet de défluxer la machine au-delà de la vitesse de base de façon à limiter la tension de chaque phase à la valeur tolérée par le convertisseur. Ce déphasage se traduit alors par une baisse du couple de même manière qu'en mode sain.

Par conséquent, le problème peut alors se formuler comme un problème d'optimisation non linéaire qui sera résolu pour chaque valeur de la vitesse de rotation (Ω) :

- la fonction objectif à maximiser est le couple qui s'écrit :

$$C = \frac{1}{\Omega} (e_b i'_b + e_c i'_c + e_d i'_d + e_e i'_e) \quad (29)$$

- Les contraintes seront telles que :

$$\begin{cases} i'_b \leq I_{\max} \\ i'_c \leq I_{\max} \\ i'_d \leq I_{\max} \\ i'_e \leq I_{\max} \end{cases} \quad (30)$$

$$v_b = \left(R_s i'_b + L \frac{di'_b}{dt} + M_1 \frac{d(i'_a + i'_c)}{dt} + M_2 \frac{d(i'_d + i'_e)}{dt} + e_b \right) \leq V_{\max} \quad (31)$$

$$v_c = \left(R_s i'_c + L \frac{di'_c}{dt} + M_1 \frac{d(i'_b + i'_d)}{dt} + M_2 \frac{d(i'_a + i'_e)}{dt} + e_c \right) \leq V_{\max} \quad (32)$$

$$v_d = \left(R_s i'_d + L \frac{di'_d}{dt} + M_1 \frac{d(i'_c + i'_e)}{dt} + M_2 \frac{d(i'_a + i'_b)}{dt} + e_d \right) \leq V_{\max} \quad (33)$$

$$v_e = \left(R_s i'_e + L \frac{di'_e}{dt} + M_1 \frac{d(i'_a + i'_d)}{dt} + M_2 \frac{d(i'_b + i'_c)}{dt} + e_e \right) \leq V_{\max} \quad (34)$$

4-2-Cas de l'ouverture de deux phases adjacentes

Si en plus de la phase « a », la phase « b » venait à être déconnectée, les courants dans les autres phases doivent être modifiés de façon à ce que les équations suivantes soient vérifiées [7] [8]:

$$\begin{cases} \frac{5}{2} I_{\max} \cos(\omega t) = \cos\left(\frac{2\pi}{5}\right)(i_e'') + \cos\left(\frac{4\pi}{5}\right)(i_c'' + i_d'') \\ \frac{5}{2} I_{\max} \sin(\omega t) = -\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right)(i_e'') + \sin\left(\frac{4\pi}{5}\right)(i_c'' - i_d'') \end{cases} \quad (35)$$

Dans ce cas, l'ajout de l'équation d'équilibre suffit pour obtenir une solution unique :

$$i_c'' + i_d'' + i_e'' = 0 \quad (36)$$

La solution à ces équations est alors :

$$i_c'' = \frac{5 \cos\left(\frac{\pi}{5}\right) I_{\max}}{2 \left(\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right) \right)^2} \cos\left(\omega t - \frac{2\pi}{5}\right) \quad (37)$$

$$i_d'' = \frac{5 \left(\cos\left(\frac{\pi}{5}\right) \right)^2 I_{\max}}{2 \left(\sin\left(\frac{2\pi}{5}\right) \right)^2} \cos\left(\omega t + \frac{4\pi}{5}\right) \quad (38)$$

$$i_e'' = \frac{5 \cos \frac{\pi}{5} I_{\max}}{2 \left(\sin \left(\frac{2\pi}{5} \right) \right)^2} \cos(\omega t) \quad (39)$$

On peut alors introduire comme précédemment un déphasage ($x(2)=\psi$) (équations (40)) et résoudre un problème d'optimisation pour chaque vitesse similaire au problème précédent.

$$\begin{cases} i_c'' = x(1) \cos \left(\omega t - \frac{2\pi}{5} + x(2) \right) \\ i_d'' = 2x(1) \cos \frac{\pi}{5} \cos \left(\omega t + \frac{4\pi}{5} + x(2) \right) \\ i_e'' = x(1) \cos(\omega t + x(2)) \end{cases} \quad (40)$$

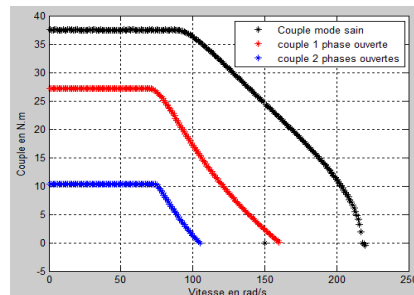


Figure 7:Caractéristiques couple-vitesse en mode sain et en modes dégradés pour une machine à FEM sinusoïdales

Les résultats obtenus sont présentés à la figure 7. Ceci nous montre qu'avec les mêmes variables d'optimisations que pour une phase ouverte, la même fonction objectif, les mêmes contraintes (tension et courant de phase imposés par le convertisseur) et la même machine, on obtient une valeur de couple en basse vitesse qui est plus faible en mode dégradé qu'en mode sain. En effet, le couple passe de 37 N.m à 27 N.m, soit une baisse d'environ 27% après ouverture d'une phase. Ceci est dû au fait que la contrainte en courant est atteinte alors que la machine n'est pas en mesure de fournir un couple tel qu'envisagé en mode sain. La baisse du couple est encore plus brutale si une deuxième phase (on a considéré ici le cas critique de deux phases adjacentes déconnectées) venait à être déconnectée.

5-Conclusion et perspectives

On a pu montrer qu'une commande en défluxage d'une machine synchrone à aimants pentaphasée en mode dégradé lié à une ouverture de phases était possible. En effet, on est en mesure de produire du couple avec cette machine en mode de défaut tout en gardant des performances relativement satisfaisantes sur une plage de vitesse assez importante.

Néanmoins notre étude sur la structure pentaphasée s'est limitée à une machine à FEM sinusoïdales. C'est pourquoi des travaux sur des machine à FEM non sinusoïdales sont en cours.

A l'issu de cette étude à venir nous disposerons d'outils et de stratégies de commande pour caractériser le fonctionnement en vitesse variable (avec et sans défluxage) d'une machine pentaphasée associée à son convertisseur en mode sain et en mode de défaut.

La mise en place de ces stratégies de pilotage et de ces outils de caractérisation nous permettra alors d'identifier les paramètres électriques (contenu harmonique des FEM et inductances) qui seront des objectifs de dimensionnement de la machine électrique associée à son convertisseur pour l'application hydrolienne. On pourra alors chercher à atteindre ces objectifs en respectant d'autres contraintes (contraintes mécaniques, pertes, contraintes thermiques) en utilisant des bobinages fractionnaires et/ou des stratégies d'aimantation non conventionnelles.

- [1] S. Ben Elghali, “*On Multiphysics Modeling and Control of Marine Current Turbine Systems*”, Thèse de doctorat, Université de Bretagne Occidentale, 2009.
- [2] “Énergies marines renouvelables : Aspects généraux, éolien, marémoteur et hydrolien” ; Traité EGEM, série Génie électrique, ouvrage collectif de 394pp coordonné par B. Multon, Hermes Lavoisier 2011.
- [3] Z. Zhou, F. Scuiller, J. F. Charpentier, M. Benbouzid, and T. Tang, "Power Limitation Control for a PMSG-Based Marine Current Turbine at High Tidal Speed and Strong Sea State," presented at the Electrics Machines & Drives Conference (IEMDC), CHICAGO, IL, 2013, 6pp.
- [4] X. KESTELYN, "Modélisation Vectorielle Multimachines Pour La Commande des Ensembles Convertisseurs-Machines Polyphasées," Thèse de doctorat, Université de Lille1, Lille, 2003.
- [5] X. Kestelyn, E. Semail, and Y. Crevits, "Generation Of On-line Optimal Currents References for Multi-phase Permanent Magnet Machines with Open Circuit Phases," proceedings of IEMDC09, International Electric Machines & Drives Conference, Lille, FR, 2009, 6pp.
- [6] N. K. Nguyen, E. Semail, F. Meinguet, P. Sandulescu, X. Kestelyn, and B. Aslan, "Different Virtual Stator Winding Configurations of Open-End Winding Five-Phase PM Machines for Wide Speed Range Without Flux Weakening Operation," proceedings of the Power Electronics and Applications (EPE), 2013, 6pp.
- [7] H. A. Toliyat, "Analysis and Simulation of Five-Phase Variable-Speed Induction Motor Drives Under Asymmetrical Connections," proceedings of the POWER ELECTRONICS, TX, USA, 1998.
- [8] J. R. Fu and T. A. Lipo, "Disturbance-free operation of a multiphase current-regulated motor drive with an opened phase," proceedings of the Industry Applications, Taiwan, Japon, 1994, 9pp.
- [9] E. Semail, F. Meibody-Tabar, M. F. Benkhoris, H. Razik, M. Pietrzak-David, E. Monmasson, *et al.*, "Représentations SMM de Machines Polyphasées," *European Journal of Electrical Engineering (EJEE)*, vol. 8, pp. 221-239, 2005.
- [10] L. Lu, B. Aslan, L. Kobylansky, P. Sandulescu, F. Meinguet, X. Kestelyn, *et al.*, "Computation of optimal current references for flux-weakening of multi-phase synchronous machines," proceedings of the IECON, Montreal, QC, 2012.
- [11] A. Mohammadpour and L. Parsa, "A Unified Fault-Tolerant Current Control Approach for Five-Phase PM Motors with Trapezoidal Back EMF under Different Stator Winding Connections," proceedings of the Power Electronics, NY, USA, 2013.