



Science Arts & Métiers (SAM)

is an open access repository that collects the work of Arts et Métiers Institute of Technology researchers and makes it freely available over the web where possible.

This is an author-deposited version published in: <https://sam.ensam.eu>
Handle ID: <http://hdl.handle.net/10985/12475>

To cite this version :

Tiago José DOS SANTOS MORAES, Fabien MEINGUET, Mael GUERIN, Eric SEMAIL, Ngac Ky NGUYEN - Commande en Mode Dégradé d'un Drive avec Deux Machines 6 phases en Série - In: SGE 2016, France, 2016-06 - SGE 2016 - 2016

Any correspondence concerning this service should be sent to the repository

Administrator : scienceouverte@ensam.eu



Commande en mode dégradé d'un entraînement comportant deux machines 6 phases en série

Tiago José dos Santos Moraes¹, Ngac Ky Nguyen¹, Fabien Meinguet², Mael Guerin³, Eric Semail¹

¹ Univ. Lille, Centrale Lille, Arts et Métiers ParisTech, HEL, EA 2697 - L2EP - Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance, F-59000 Lille, France

²Thales Alenia Space, Charleroi, Belgium

³Thales Avionics Electrical System, Chatou, France

E-mail.¹{tiago.dossantosmoraes ; ngacky.nguyen ; eric.semail}@ensam.eu

²fabien.meinguet@thalesalieniaspace.com

³mael.guerin@fr.thalesgroup.com

RESUME - Dans le cadre d'une commande en mode dégradé d'un entraînement comprenant deux machines polyphasées connectées en série et pilotées de façon indépendante, l'article s'intéresse à analyser la performance de l'entraînement dans le cas d'un défaut de court-circuit d'un transistor. Deux reconfigurations modifiant l'algorithme de commande ont été présentées avec les objectifs d'éliminer l'ondulation de couple et de comparer la valeur de courant crête obtenue avec chaque stratégie en vue d'obtenir un dimensionnement de l'entraînement au plus juste.

Mots-clés— Connexion en série ; entraînement bimoteur ; machine polyphasée ; machine à phases indépendantes ; tolérance aux défaillances ; reconfiguration.

1. INTRODUCTION

Dans les avions et les lanceurs spatiaux, les équipements électroniques se répandent de plus en plus. Différentes études ont déjà listé les avantages dus au remplacement des applications pneumatiques, mécaniques et hydrauliques par des systèmes analogues électriques [1]-[5]. Cependant ces nouveaux équipements doivent respecter des normes strictes de fiabilité et de sécurité sans pour autant augmenter ni le poids de ces équipements, une contrainte importante pour les domaines ici traités, ni le coût global du système. La fiabilité nécessaire peut être assurée par l'utilisation de structures tolérantes aux défaillances [4]-[8], alors que la réduction du poids et du coût peut être atteinte par la mutualisation de l'électronique de puissances [3], [8]-[10]. Ainsi ce travail cherche à viabiliser une structure qui se présente intéressante au niveau de son poids, de son coût et de sa fiabilité.

Différents articles [10]-[12] ont montré comment deux machines polyphasées connectées en série peuvent être contrôlées indépendamment. En effet, ceci est possible avec une connexion spéciale. Le couplage en série permet de réduire de moitié le nombre de transistors par rapport à une topologie dont les machines possèdent le même nombre de phases, mais alimentées séparément par des pont-H. D'autres avantages sur la connexion peuvent être cités, comme la connexion en série des inductances des deux machines, réduisant ainsi les courants en mode dégradé. Par ailleurs, l'inconvénient le plus notable

est l'augmentation des pertes joules pour certains profils d'utilisation.

Les articles [13] e [14] ont déjà étudié la structure en série avec deux machines 6 phases symétriques pour une application avec deux vérins électromécaniques. Ces études précédentes ont montré une meilleure performance de la structure en série en mode dégradé par rapport une structure avec deux machines aussi à 6 phases alimentées par des pont-H. En plus de la réduction du nombre de transistors de moitié, leur puissance de dimensionnement était comparable à celle de la structure concurrente et l'ondulation de couple plus faible. Ainsi, le système en série présente un onduleur plus léger et moins cher pour l'application étudiée.

Ce papier propose une reconfiguration éliminant l'ondulation de couple afin de réduire encore le dimensionnement du système et d'améliorer sa performance en mode dégradé. Puisque le système doit fournir la même puissance en mode dégradé qu'en mode normal, le dimensionnement des transistors sera calculé à partir des valeurs de la tension du bus et du courant crête après un défaut. L'efficacité de la reconfiguration analysée dans ce papier sera avérée par une comparaison de l'ondulation du couple et le dimensionnement des transistors.

2. THRUST VECTOR CONTROL (TVC)

Le système TVC est composé de deux vérins qui inclinent la tuyère par rapport à l'axe de la fusée afin de contrôler sa trajectoire (Fig. 1). Les deux vérins se trouvent déphasés spatialement de 90° autour de la tuyère (Fig. 2). Chaque vérin est responsable de l'inclinaison de la tuyère sur un axe cartésien et, ensemble, ils génèrent des inclinaisons sur deux axes polaires (φ et θ). L'angle φ , variant de 0° à 360°, représente la direction de l'inclinaison de la tuyère et du couple appliqué, alors que l'angle θ , variant de 0° à 6°, est directement lié à l'intensité de l'inclinaison, donc, à l'intensité du couple appliqué sur la fusée.

La durée de l'utilisation du système dépend de l'étage de la fusée et également de la durée de la mission. Les TVC des étages inférieurs ne fonctionnent que pendant quelques

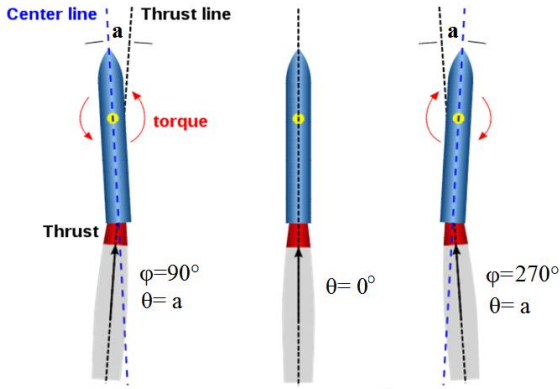


Fig. 1: Représentation de la génération du couple pour 3 inclinaisons différentes de la tuyère

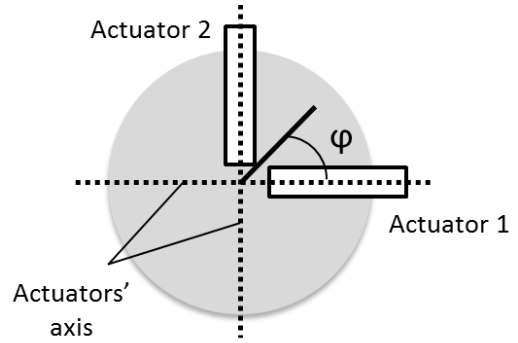


Fig. 2: Vue supérieur de la disposition des vérins et représentation de l'angle ϕ

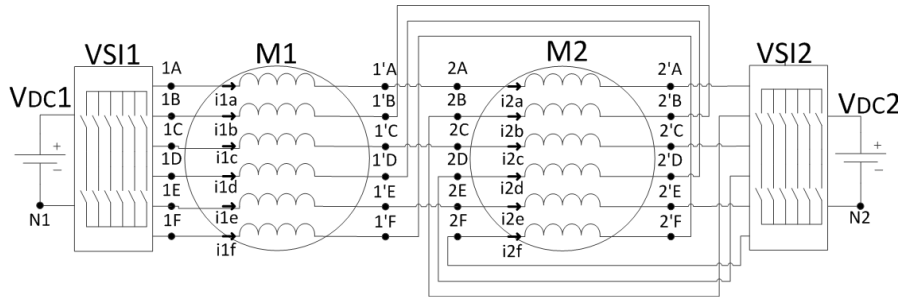


Fig. 3: Schéma de la topologie RIMM

minutes, alors que celui de l'étage supérieur peut fonctionner pendant des heures.

3. SYSTEME AVEC DEUX MACHINES HEXAPHASEES EN SERIE

La topologie RIMM (*Redundant Inverter for Multiple Machine*), déjà présentée dans d'autres articles [13] [14], est composée de deux machines polyphasées à phases indépendantes couplées électriquement en série et alimentées par deux sources de tension indépendantes (Fig. 3).

La structure en série est compatible au système TVC, parce que celui-ci est structurellement composé par deux machines à plus de trois phases, chacune entraînant un vérin. Le nombre de phases a été choisi afin de respecter la limitation au niveau de tension de la source et la valeur maximum de courant par bras d'onduleur pour la puissance demandée par le système. Une connexion en série spéciale pour deux machines à 6-phases peut assurer le contrôle indépendant de chaque machine même en mode dégradé [10]. De plus, la possible augmentation de pertes par effet Joule du système en série n'est pas contraignante en raison de la courte durée d'utilisation.

4. MODELISATION ET REPRESENTATION STRUCTURELLE

Pour simplifier la modélisation d'une machine polyphasée, on la décompose, par une transformée de Concordia, en plusieurs machines fictives diphasées ou homopolaires (monophasées) [15]. Ces machines fictives interagissent chacune avec certains harmoniques de courant et de forces électromotrices (FEM). Le couple généré par la machine réelle est égal à la somme du couple généré par chaque machine

fictive, en sachant qu'une machine homolaire ne peut générer que du couple oscillatoire. Par exemple, la machine à 6 phases symétriques, traitée dans ce papier, est décomposée en deux machines diphasées et deux machines homopolaires et la distribution des harmoniques pour chaque machine fictive se trouve dans le tableau 1.

Tableau 1: Les harmoniques de chaque machine fictive d'une machine à 6 phases symétriques

Machine Fictive	Harmoniques
Principale	1, 5, 7, 11, ... $6n \pm 1$
Secondaire	2, 4, 8, 10, ... $6n \pm 2$
Homolaire 1	6, 12, ... $6n$
Homolaire 2	3, 9, ... $6n \pm 3$

Le couplage spécial entre les deux machines a comme but de découpler les deux machines principales, celles qui génèrent du couple à partir du courant fondamental. Ce découplage peut être démontré par les équations (1) à (7). Les équations (2) et (3) représentent la relation entre les courants et les tensions des deux machines. Les tensions V_i (« i » étant une phase entre « a » et « f ») représentent la tension entre deux bras d'onduleur appartenant à un même pont-H.

En utilisant la matrice de Concordia [K] pour un système à 6 phases, on obtient la relation entre le courant et les tensions des machines fictives des deux machines réelles (équations (4) à (7)).

$$[K] = \sqrt{\frac{2}{6}} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\frac{2\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{2\pi}{6}\right) & \cos\left(\frac{4\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{4\pi}{6}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} & -\frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\frac{4\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{4\pi}{6}\right) & \cos\left(\frac{8\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{8\pi}{6}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\frac{6\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{6\pi}{6}\right) & \cos\left(\frac{12\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{12\pi}{6}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} & -\frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\frac{8\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{8\pi}{6}\right) & \cos\left(\frac{16\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{16\pi}{6}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ \cos\left(\frac{10\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{10\pi}{6}\right) & \cos\left(\frac{20\pi}{6}\right) & \sin\left(\frac{20\pi}{6}\right) & \frac{1}{\sqrt{2}} & -\frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$\begin{bmatrix} I_{a1} \\ I_{b1} \\ I_{c1} \\ I_{d1} \\ I_{e1} \\ I_{f1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{a2} \\ I_{b2} \\ I_{c2} \\ I_{d2} \\ I_{e2} \\ I_{f2} \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \\ V_d \\ V_e \\ V_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{a1} \\ V_{b1} \\ V_{c1} \\ V_{d1} \\ V_{e1} \\ V_{f1} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{a2} \\ V_{b2} \\ V_{c2} \\ V_{d2} \\ V_{e2} \\ V_{f2} \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} I_{am1} \\ I_{\beta m1} \\ I_{as1} \\ I_{\beta s1} \\ I_{h11} \\ I_{h21} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{am2} \\ I_{\beta m2} \\ I_{as2} \\ I_{\beta s2} \\ I_{h12} \\ I_{h22} \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$[I_{m1}] = \begin{bmatrix} I_{am1} \\ I_{\beta m1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{as2} \\ -I_{\beta s2} \end{bmatrix} = [I_{s2}]^* \quad (5)$$

$$[I_{s1}] = \begin{bmatrix} I_{as1} \\ I_{\beta s1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{am2} \\ I_{\beta m2} \end{bmatrix} = [I_{m2}]^* \quad (6)$$

$$\begin{bmatrix} V_{am} \\ V_{\beta m} \\ V_{as} \\ V_{\beta s} \\ V_{h1} \\ V_{h2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{am1} \\ V_{\beta m1} \\ V_{as1} \\ V_{\beta s1} \\ V_{h11} \\ V_{h21} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{am2} \\ V_{\beta m2} \\ V_{as2} \\ V_{\beta s2} \\ V_{h12} \\ V_{h22} \end{bmatrix} \quad (7)$$

Les équations (5) et (6) montrent que le courant qui circule dans la machine principale d'une des deux machines ne circule que dans la machine secondaire de l'autre, cela comme présenté sur le schéma de la Fig. 4. En prenant en compte l'hypothèse que le rotor est symétrique, on peut affirmer que les FEM d'harmoniques paires sont nulles. Par conséquent, les machines secondaires ne génèrent pas de couple et l'indépendance du contrôle entre les deux machines est assurée.

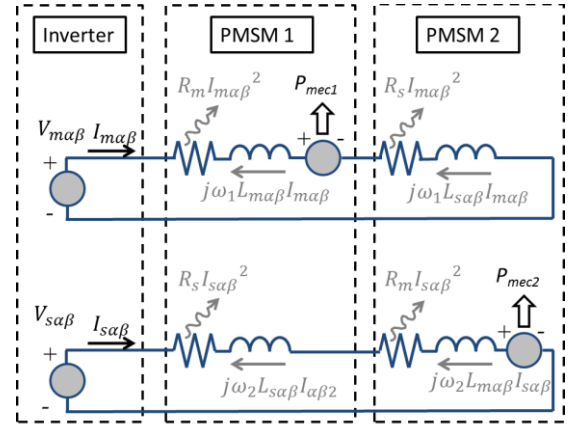


Fig. 4: Schéma des connexions entre les machines fictives de la structure RIMM

Ayant défini le modèle du système, la structure de la commande peut être conçue. La REM (Représentation Energétique Macroscopique) consiste en une méthode de représentation par un schéma bloc, où chaque bloc possède le modèle mathématique d'un élément du système [11]. La synthèse de la commande suit une méthode d'inversion des blocs qui se trouvent entre la variable qu'on veut contrôler et la variable directement contrôlable. En contrôlant le système en vitesse, la commande doit inverser tous les blocs se trouvant entre la sortie de vitesse et le rapport cyclique de l'onduleur. La Fig. 5 montre la REM complète du système RIMM. Pour rendre la REM plus lisible, les deux machines homopolaires ont été fusionnées en une seule machine fictive.

Finalement, les seules machines à contrôler sont les deux machines principales, parce que les machines homopolaires ne génèrent que du couple oscillatoire et les machines secondaires ne génèrent pas de couple en raison de l'hypothèse de symétrie du rotor. Le modèle et la commande simplifié se trouvent sur la Fig. 6.

Un autre atout de la représentation REM est la détection simple des degrés de liberté pouvant être utilisés afin d'améliorer la performance du système. Après la simplification du système, le seul degré de liberté sont les tensions des machines homopolaires et le partage de la puissance entre les deux sources de tension.

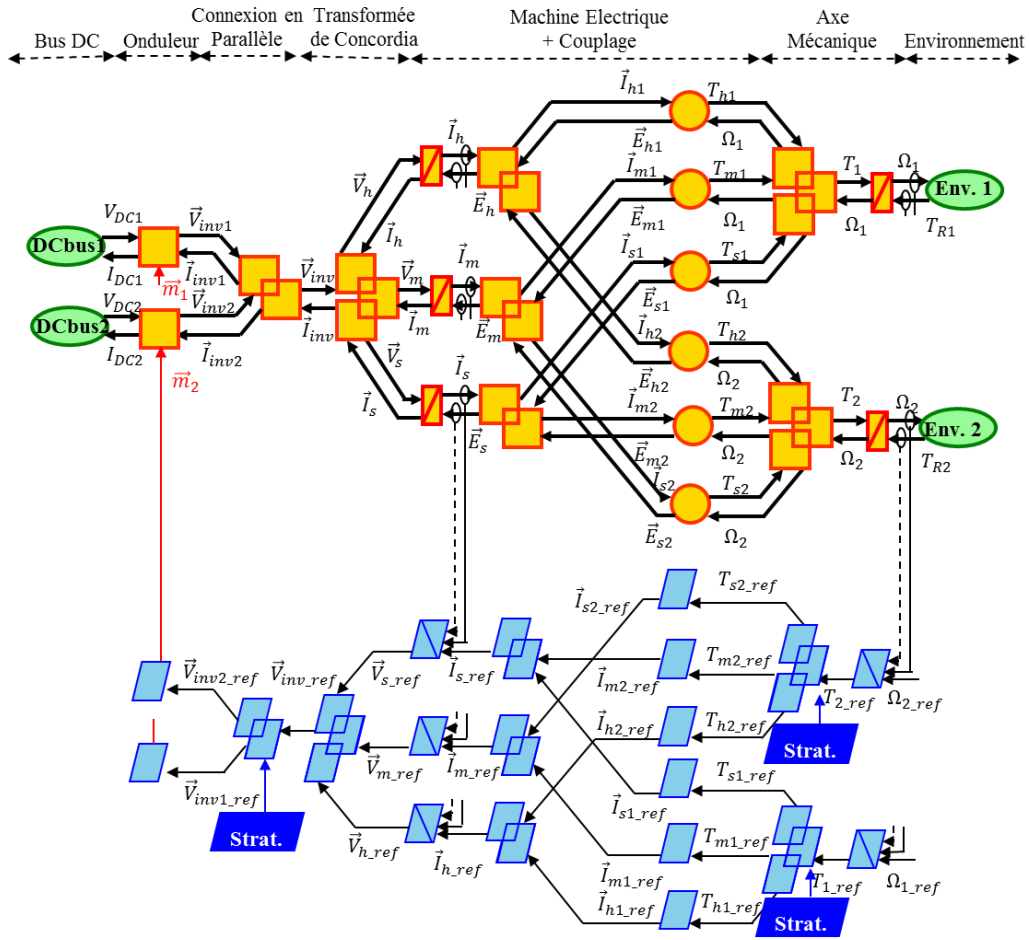


Fig. 5: REM du système RIMM

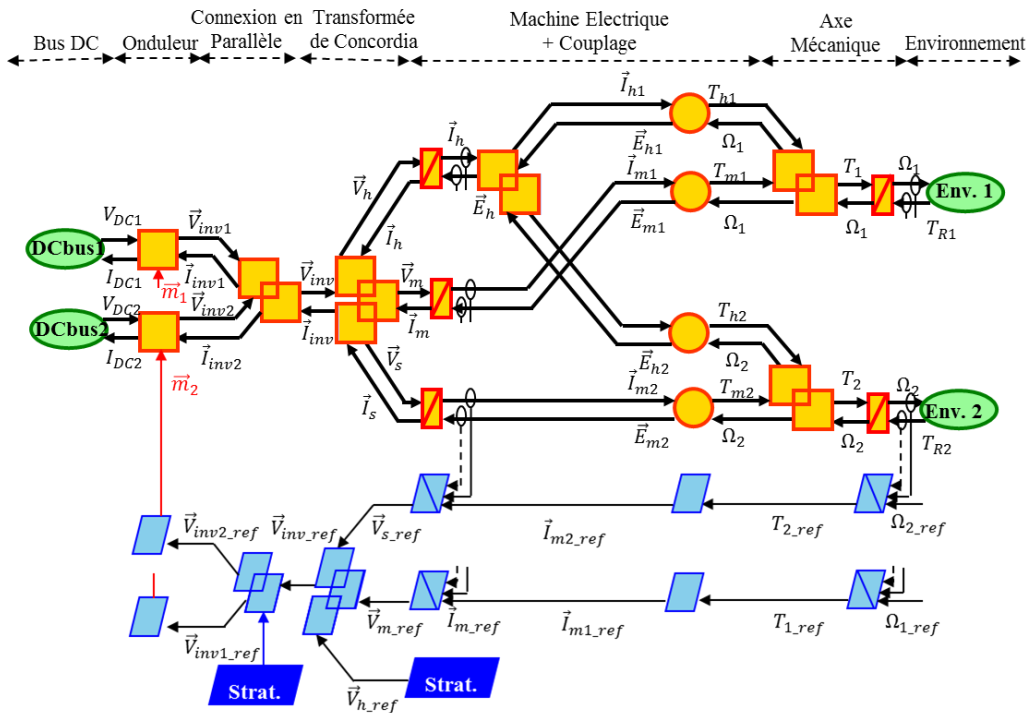


Fig. 6: REM simplifiée du système

5. MODES DE RECONFIGURATION

Les deux défaillances parmi les plus courantes pour un onduleur qui commande une machine sont le court-circuit d'un transistor et l'ouverture d'une phase [5] [8]. Ce travail n'aborde que le défaut de court-circuit d'un transistor, c'est-à-dire, un transistor qui reste bloqué à l'état passant, l'analyse du comportement pour une ouverture de phase se trouve sur [13]. L'ouverture du transistor qui se trouve dans le même bras que le transistor défaillant est obligatoire afin d'empêcher un court-circuit de la source de tension. Cependant, cette action n'est pas considérée comme une reconfiguration et, normalement, le *driver* contrôlant le bras défaillant s'occupe automatiquement de cette action. Dans le papier, le mode dégradé est dû à la mise en court-circuit d'un interrupteur alimentant la phase A (voir Fig.7). Ainsi, trois modes de fonctionnement après la défaillance seront comparés dans cette analyse :

A – Sans Reconfiguration : Ce mode consiste à ne pas agir différemment sur la commande en mode dégradé.

B – Reconfiguration Partielle : Cette reconfiguration consiste à reproduire dans le deuxième bras du pont en H l'état du bras défaillant (Fig. 7) mais sans modifier l'algorithme de commande. Cette reconfiguration a été déjà analysée dans [14].

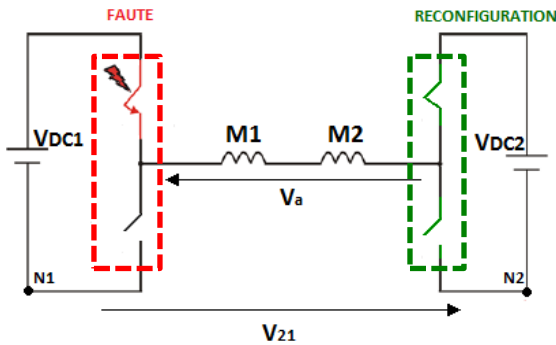


Fig. 7: Schéma de la reconfiguration partielle pour un défaut de la phase A

L'intérêt de cette reconfiguration repose sur la réduction de la tension V_a afin de réduire le déséquilibre des courants et les oscillations de couple. Cependant, l'article [14] a montré que cette reconfiguration n'est pas adaptée à la topologie RIMM en raison de la tension V_{21} , la tension entre les neutres des deux sources de tension, mais elle sert de base pour la reconfiguration complète.

C – Reconfiguration Complète :

La reconfiguration complète consiste à réaliser la reconfiguration partielle, en modifiant en plus l'algorithme de commande, afin que la tension sur la phase en défaut en mode dégradé reste inchangée par rapport au mode de fonctionnement normal. Ainsi, l'ondulation du couple en mode dégradé est annulée.

La stratégie ici proposée a été adaptée de celle présentée dans l'article [16] où le système onduleur-machine comprenait une seule machine à cinq phases indépendantes alimentée par des ponts en H et deux sources de tension indépendantes.

Afin que les courants des machines fictives principales et secondaires soient les mêmes en mode normal et en mode dégradé, il faut contrôler les machines homopolaires. Ainsi, il est possible d'imposer une tension de référence nulle entre les bras du pont où se trouve le bras défaillant.

Les équations suivantes représentent le calcul de référence des machines homopolaires pour un défaut sur un des transistors du pont-H alimentant la phase A des deux machines.

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \\ V_d \\ V_e \\ V_f \end{bmatrix} = [K] \begin{bmatrix} V_{\alpha m} \\ V_{\beta m} \\ V_{\alpha s} \\ V_{\beta s} \\ V_{h1} \\ V_{h2} \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$0 = V_{\alpha m} + V_{\alpha s} + \frac{1}{\sqrt{2}}V_{h1} + \frac{1}{\sqrt{2}}V_{h2} \quad (9)$$

Les équations montrent qu'en agissant sur V_{h1} et V_{h2} , il est possible d'annuler l'ondulation du couple. Puisque le courant I_{h1} ne peut pas être conduit en raison de la structure avec deux sources de tension isolées, la tension contrôlée sera celle de la machine fictive homolaire 1. Ainsi nous avons :

$$V_{h1} = -\sqrt{2}(V_{\alpha m} + V_{\alpha s}) - V_{h2} \quad (10)$$

La même méthode peut être adaptée aux autres phases du système.

6. RESULTATS DE SIMULATION:

Lors des simulations en *MatLab SimuLink*, il a été obtenu pour chaque mode de reconfiguration les valeurs de courant crête et d'ondulation de couple. Le courant crête sert à dimensionner le système, parce que les transistors de l'onduleur sont dimensionnés pour fonctionner en mode dégradé sans réduction de la puissance par rapport au fonctionnement en mode normal. L'ondulation du couple représente la performance du système en mode dégradé.

Les paramètres du modèle de chaque machine utilisés lors des simulations sont listés dans le tableau 2. Ces machines ont des mutuelles négligeables entre les phases et des forces électromotrices parfaitement sinusoïdales.

Tableau 2: Paramètres de la machine

Paramètres	Valeurs
R_s	0.026Ω
$L_{m\alpha\beta}$	0.277mH
$L_{s\alpha\beta}$	0.277mH
L_h	0.277mH
e_{q1}/Ω	0.25 V/rad/s
Pole pairs number (p)	7

Les résultats ont été obtenus pour deux profils de vitesse qui correspondent à l'utilisation du système TVC:

- Profil 1 : Une machine (M1 ou M2) qui tourne à 100 rad/s
- Profil 2 : Deux machines (M1 et M2) qui tournent en même temps à 70,7 rad/s

Les graphiques des figures 8 à 14 montrent les résultats obtenus dans les simulations. Tous les graphiques présentent les résultats pour le profil de vitesse 2, parce que dans les études précédentes [13] [14] ce profil s'est présenté comme le plus contraignant au niveau du courant crête et de l'ondulation du couple en mode dégradé.

La Fig. 8, présente les tensions de référence pour un mode dégradé avec une reconfiguration complète. Le graphique confirme que la référence de tension de la phase A est nulle quand celle-ci se trouve en défaut.

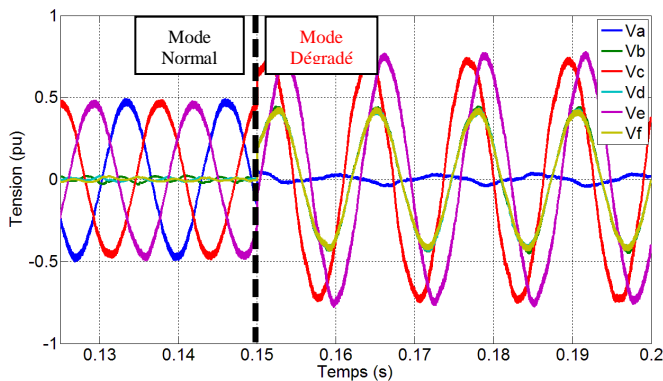


Fig. 8: Les références de tension pour la reconfiguration complète et profil 2

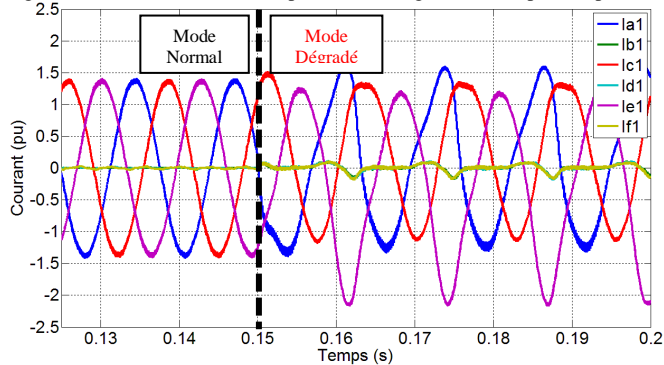


Fig. 9: Courants mesurés pour le mode dégradé sans reconfiguration et profil 2

En comparant les courants en mode dégradé pour les trois modes de défaut sur les figures 9 à 11 et 13, il est évident que la reconfiguration complète a des courants crêtes plus faibles que les autres deux modes dégradés. Lors d'une reconfiguration complète, les courants en mode dégradé sont les mêmes qu'en mode normal, alors que les courants pour les autres deux modes dégradés sont 50% plus élevés. Cette augmentation est due au déséquilibre des courants générés par le défaut.

En comparant le couple pour chaque mode de défaut sur les figures 12 et 14, il est clair que l'objectif de la reconfiguration complète a été atteint, parce que l'ondulation du couple est nulle en mode dégradé. Par ailleurs, ceci n'est pas vrai pour les autres deux modes dégradés. De plus, l'ondulation de couple pour la reconfiguration partielle est plus élevée que celle pour le mode dégradé sans reconfiguration, confirmant ainsi que la reconfiguration partielle n'est pas adaptée à la topologie RIMM.

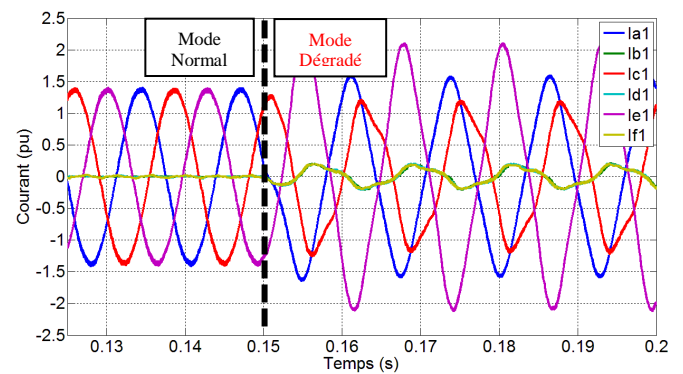


Fig. 10: Courants mesurés pour le mode dégradé avec reconfiguration partielle et profil 2

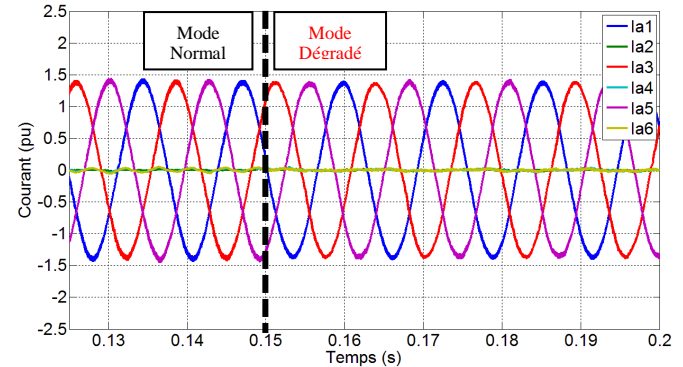


Fig. 11: Courants mesurés pour le mode dégradé avec reconfiguration complète et profil 2

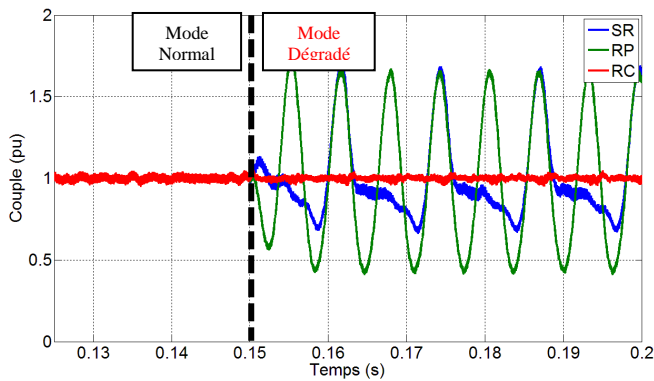


Fig. 12: Couple de la machine M1 en mode dégradé pour les 3 modes de reconfiguration et profil 2

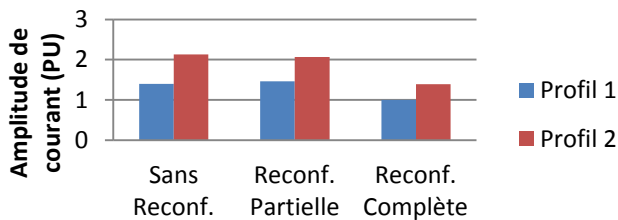


Fig. 13: Amplitude de courant en mode dégradé

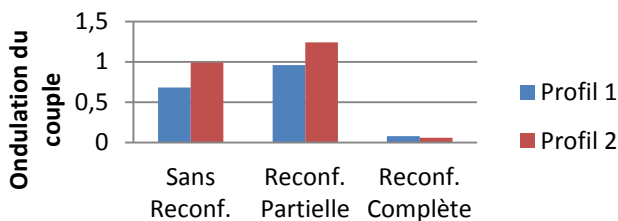


Fig. 14: Ondulation de couple en mode dégradé

7. CONCLUSION :

La reconfiguration a atteint son objectif assigné d'éliminer l'ondulation du couple. Bien que la réduction du courant crête en mode dégradé ne soit pas précédemment défini comme étant un des objectifs de la reconfiguration, ceci se présente comme une raison de plus pour son implémentation.

Pour l'application au système industrialisé, il faut prendre en compte les contraintes de l'application d'une reconfiguration lorsque le système est un mode dégradé. Cela implique une détection précise du défaut et une réaction rapide du système. Cependant, ce papier montre qu'en utilisant tous les degrés de liberté à disposition, il est possible d'éliminer un surdimensionnement du système pour que celui-ci puisse fonctionner en mode dégradé.

8. REFERENCES

[1] Wenping Cao, B. C. Mecrow, G. J. Atkinson, J. W. Bennett, and D. J. Atkinson, "Overview of Electric Motor Technologies Used for More

Electric Aircraft (MEA)," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 59, no. 9, pp. 3523–3531, Sep. 2012.

[2] X. Roboam, B. Sareni, and A. Andrade, "More Electricity in the Air: Toward Optimized Electrical Networks Embedded in More-Electrical Aircraft," *IEEE Industrial Electronics Magazine*, vol. 6, no. 4, pp. 6–17, Dec. 2012.

[3] A. M. Etayo, J. Bourdon, L. Prisse, T. Meynard, and H. Piquet, "Optimization of parallelized power inverters using a direct modelling approach for More Electrical Aircraft," *International Conference on Electrical Systems for Aircraft, Railway, Ship Propulsion and Road Vehicles (ESARS)*, Aachen, 2015, pp. 1–5.

[4] J. Mavier, "Convertisseurs génériques à tolérance de panne Applications pour le domaine aéronautique" Thèse, INP Toulouse, Toulouse, France, 2007.

[5] A. Garcia, J. Cusido, J. A. Rosero, J. A. Ortega, and L. Romeral, "Reliable electro-mechanical actuators in aircraft," *IEEE Aerospace and Electronic Systems Magazine*, vol. 23, no. 8, pp. 19–25, Aug. 2008.

[6] M. A. Shamsi Nejad, "Architectures d'Alimentation et de Commande d'actionneurs Tolérants aux Défauts - Régulateur de Courant Non Linéaire à Large Bande Passante," Thèse, Institut National Polytechnique de Lorraine, Nancy, France, 2007.

[7] T. Bensalah, M. Py, and P. Thalim, "PRISCA Modular Electrical Power Management," *SEE More Electric Aircraft conference*, Bordeaux, France, 2012.

[8] Y. Wang, T. A. Lipo, and D. Pan, "Robust operation of double-output AC machine drive," *IEEE 8th International Conference on Power Electronics and ECCE Asia (ICPE & ECCE)*, Jeju, 2011, pp. 140–144.

[9] D. Dujic, M. Jones, S. N. Vukosavic, and E. Levi, "A General PWM Method for a $(2n + 1)$ -Leg Inverter Supplying n Three-Phase Machines," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, no. 10, pp. 4107–4118, Oct. 2009.

[10] E. Levi, M. Jones, S. N. Vukosavic, and H. A. Toliyat, "A Novel Concept of a Multiphase, Multimotor Vector Controlled Drive System Supplied From a Single Voltage Source Inverter," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 19, no. 2, pp. 320–335, Mar. 2004.

[11] E. Semail, E. Levi, A. Bouscayrol, and X. Kestelyn, "Multi-machine modelling of two series connected 5-phase synchronous machines: effect of harmonics on control," *European Conference on Power Electronics and Application*, Dresden, 2005, p. 10 pp.–P.10.

[12] F. Mekri, J.-F. Charpentier, and E. Semail, "An efficient control of a series connected two-synchronous motor 5-phase with non sinusoidal EMF supplied by a single 5-leg VSI: Experimental and theoretical investigations," *Electric Power System Research*, Jun-2012.

[13] T. J. dos Santos Moraes, N. K. Nguyen, F. Meinguet, and E. Semail, "Fault Tolerant Dual-Motor Drives: Sizing of Power Electronic," *Proc of ECCE-European Power Electronics Congress*, Geneva, Switzerland, pp. 1-10, 2015.

[14] T. J. dos Santos Moraes, N. K. Nguyen, F. Meinguet, and E. Semail, "A Comparative Study of Two Fault-Tolerant DualMotor Drive Topologies Under Short-Circuit Inverter Switch Fault," *Proc of ISIE'15, IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, Rio de Janeiro, Brazil, pp. 1490-1495, 2015.

[15] E. Semail, F. Meibody-Tabar, M. F. Benkhoris, H. Razik, M. Pietrzak-David, E. Monmasson, A. Bouscayrol, B. Davat, P. Delarue, B. de Fornel, J. P. Hautier, J. P. Louis, and S. Piefederici, "Machines polyphasées : de la modélisation multimachine à la commande," *J3eA*, vol. 4, no. HORS SÉRIE 1, 2005.

[16] N. K. Nguyen, F. Meinguet, E. Semail, and X. Kestelyn, "Fault-Tolerant Operation of an Open-End Winding Five-Phase PMSM Drive with Short-Circuit Inverter Fault," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 63, pp. 565–605, 2016.