

# Etude du fonctionnement dégradé d'une machine synchrone à aimants permanents double étoile pour un inverseur de poussée

A. BELLARA<sup>(1)</sup>, F. CHABOUR<sup>(1)</sup>, G. BARAKAT<sup>(1)</sup>, Y. AMARA<sup>(1)</sup>, H. MAALIOUNE<sup>(2)</sup>, A. NOURISSON<sup>(2)</sup> and J. CORBIN<sup>(2)</sup>

<sup>(1)</sup>Groupe de Recherche en Electrotechnique et Automatique du Havre

<sup>(2)</sup>Safran Paris-Saclay

**RESUME** - Dans cet article, nous procéderons à l'étude d'une machine synchrone à aimants permanents double étoile (MSAP-DE) tolérante à certains défauts en fonctionnement pour un inverseur de poussée. Tout d'abord, nous présentons le dimensionnement contraint d'une machine tolérante au court-circuit d'un IGBT dans le cadre d'une stratégie de court-circuit triphasée de l'étoile défectueuse. Suit le calcul des performances de la MSAP-DE dimensionnée issues des simulations par éléments finis aussi bien dans le cas sain que dans le cas défectueux. L'analyse des résultats permet d'évaluer la pertinence de la stratégie adoptée ainsi que ses limites.

**Mots-clés**—Machine synchrone à aimants permanents, Tolérance aux défauts, Double étoile, Mode sain, Mode dégradé.

## 1. INTRODUCTION

L'utilisation des actionneurs électriques dans l'aéronautique s'est accentuée lors de cette dernière décennie. On les retrouve dans de nombreuses applications telles que : les pompes à carburant des avions [1]-[2], les flaps [3], les spoilers [4], les systèmes de direction du train avant [4] et les inverseurs de poussées [5]-[6]. Ce choix est motivé par de nombreux avantages: réduction de masse, maintenance plus aisée et une technologie plus propre (avec les suppressions des fluides toxiques)[7]. L'inverseur de poussée permet d'abaisser les coûts d'exploitation, notamment en diminuant l'usure des pneumatiques et des freins. En réduisant la distance d'atterrissage d'environ 25 % sur piste sèche et jusqu'à 50 % sur piste verglacée ou mouillée. Il réduit également le temps d'occupation de la piste et permet des économies de carburant notables [8].

L'architecture des systèmes d'actionnement de l'inverseur de poussée est, en principe, toujours la même, pour des inverseurs de poussée à portes ou à grilles, ainsi que pour un actionnement électrique ou hydraulique. Elle peut être définie comme suit [6]:

- Un système fournissant de l'énergie (hydraulique ou électrique).
- Un système transmettant de l'énergie.



Fig.1 Phase Deploy d'un inverseur de poussée

- Des actionneurs pour l'ouverture (Deploy) / fermeture (Stow) des structures mobiles (grilles ou portes).
- Trois lignes de défense qui maintiennent ces structures en vol.

La figure 1 montre l'inverseur de poussée avec des portes ouvertes (Deploy).

Il existe différentes architectures d'inverseurs de poussée, chacune correspondant à une façon de réorienter les flux du moteur, primaire et secondaire. Le flux primaire (environ 15% des flux du moteur) est un flux chaud, puisqu'il s'agit de l'air admis dans le compresseur et rejeté par la tuyère après combustion; tandis que le flux secondaire (environ 85% des flux du moteur), froid, correspond à l'air qui s'écoule entre le moteur et l'intérieur de la nacelle.

Les principaux types d'inverseurs de poussée sont [9]:

- Les inverseurs de poussée à grilles (fig. 2(a)).
- Les inverseurs de poussée à deux portes (fig. 2(b)).
- Les inverseurs de poussée à quatre portes pivotantes (fig. 2(c)).

Pour améliorer davantage la sûreté de fonctionnement, un choix adapté de l'architecture des chaînes de conversion d'énergie électrique et de leurs composants s'avère indispensable. Plusieurs architectures tolérantes aux défauts

utilisant des machines synchrones à aimants permanents double étoile (MSAP-DE) ont été étudiées dans la littérature [10]-[17].



Fig.2 Principaux types d'inverseurs de poussée

Très souvent, les pannes des actionneurs résultent d'un défaut de l'électronique de puissance. Ainsi, plusieurs études statistiques ont été menées pour déterminer la répartition des pannes dans les convertisseurs [18]. Dans [18], l'auteur indique que les défauts des convertisseurs de puissance et de la commande sont parmi les probabilités de défaillances les plus élevées de l'entraînement avec respectivement  $5.4 \times 10^{-5}$  et  $8.5 \times 10^{-5}$ . Deux défauts majeurs peuvent survenir dans un des convertisseurs alimentant les étoiles : court-circuit ou ouverture d'un interrupteur. Le court-circuit d'un transistor est considéré comme le cas le plus critique. Dans [19], l'auteur propose une stratégie d'alimentation et de commande en mode dégradé lors d'un court-circuit d'un IGBT. Cela consiste à mettre en court-circuit triphasé l'étoile défectueuse et de poursuivre le contrôle du couple avec l'onduleur sain en prenant en compte la composante en quadrature des courants de l'étoile court-circuitée. Dans cet article, nous présentons le dimensionnement d'une MSAP-DE tolérante au défaut de court-circuit d'un IGBT. Plus précisément, chacune des deux étoiles de la machine doit avoir un courant de court-circuit triphasé acceptable pour tout le cycle de fonctionnement et la machine doit assurer la continuité du service dans le cas défectueux. Afin de réduire les hypothèses sur la géométrie de la structure et sur les propriétés des matériaux utilisés lors de la phase de conception, les calculs relatifs au dimensionnement ont été effectués par la méthode des éléments finis. Tout d'abord, nous commençons par la description de la MSAP-DE et rappelons les équations générales la modélisant. Ensuite, les performances de la MSAP-DE en fonctionnement sain et défectueux (court-circuit d'un IGBT) sont étudiées pour deux différentes vitesses de rotation du rotor (1500 tr/mn et 12000 tr/mn).

## 2. DESCRIPTION DE LA MACHINE SYNCHRONE A AIMANTS PERMANENTS DOUBLE ETOILE

Le choix de MSAP-DE est motivé par le fait qu'elles offrent plusieurs avantages par rapport aux machines triphasées classiques telles que la disponibilité, la tolérance aux pannes et la réduction des ondulations de couple. Pour les entraînements standard, plus de 90% des systèmes utilisent des onduleurs de tensions en raison de leur simplicité et leur capacité à produire, des formes d'ondes de sortie de haute qualité à haute fréquence. Il est donc également le choix naturel pour les systèmes à tolérance de panne: les autres topologies impliquent généralement d'autres éléments qui augmentent la probabilité de défaillance, de ce fait ils ne sont pas considérés comme des candidats potentiels pour une telle application [20]. La MSAP-DE assure la continuité de service. Les principales contraintes de conception pour cette application spécifique sont les dimensions externes maximales de la machine: un diamètre

extérieur de 70 mm et une longueur axiale maximale de 220 mm. La machine doit être capable de fonctionner à 12 000 tours par minute et fournir un couple minimum de 1 N.m. En outre, en cas de défaillance d'un enroulement d'une étoile ou d'un IGBT de l'onduleur, l'étoile saine associée à l'onduleur sain restant devrait être en mesure de fournir le couple nécessaire. Cela implique un surdimensionnement de l'actionneur.

L'amplitude du courant de court-circuit triphasé d'une machine synchrone à aimants dépend, dans une première approximation, du flux récolté par phase à vide et du nombre de spires en série par phase. Ainsi, plusieurs paramètres géométriques et physiques impactent l'amplitude du courant de court-circuit comme l'ouverture angulaire des aimants, l'épaisseur des aimants, le nombre de paires de pôles, le rayon du rotor, la section des encoches, l'induction rémanente, etc. Cependant, compte tenu de l'application (plage de vitesse, couple, encombrement, etc.), plusieurs paramètres géométriques sont imposés et sont résumés dans le tableau 1.

Tableau 1. Paramètres imposés de la machine

Nombre d'encoches	24
Nombre de paires de pôles	2
Types d'aimants	SmCo (Br=1.06T)
Entrefer minimal (mm)	1
Diamètre du rotor (mm)	34
Diamètre externe maximal (mm)	70
Vitesse de rotation (tr/mn)	12000
Longueur axiale (mm)	220

L'analyse des paramètres imposés du tableau 1 montre que le nombre de spires en série par phase et le déphasage spatial des deux étoiles jouent un rôle primordial dans la limitation du courant de court-circuit triphasé. La variation du nombre de spires doit se faire, par ailleurs, en garantissant la contrainte sur le couple électromécanique ainsi qu'une contrainte sur les pertes Joules.

Dans le cas linéaire, le courant de court-circuit transitoire s'écrit comme suit :

$$\bar{I}_{cc} = \frac{\bar{E}}{R + jL\omega} \quad (1)$$

Où  $R$  et  $L$  sont, respectivement, la résistance et l'inductance cyclique de la machine et  $\bar{E} = j\omega m \psi_f$  la force électromotrice (FEM) complexe.  $\psi_f$  est le flux des aimants à travers le bobinage statorique.

$$|\bar{I}_{cc}| = \left| \frac{\bar{E}}{R + jL\omega} \right| \approx \frac{n \psi_f}{L} \quad (2)$$

$$L = \frac{n^2}{\mathfrak{R}} \quad (3)$$

En remplaçant  $L$  dans (2) on obtient:

$$|\bar{I}_{cc}| \approx \frac{\psi_f}{n} \mathfrak{R} \quad (4)$$

De (4), on peut remarquer que le courant de court-circuit est inversement proportionnel au nombre de spires.

Ainsi, afin de réduire le courant de court-circuit et d'assurer la continuité du service, nous avons fait varier le nombre spires

(7, 10, 15, 18, 20 et 25) et calculé le courant de court-circuit correspondant à 12000 tr/mn. La figure. 3 montre l'évolution du courant de court-circuit simulé en fonction du nombre de spires. Les simulations sont faites avec un logiciel éléments finis 2D et en prenant en considération la saturation du circuit magnétique avec une courbe B (H) non linéaire.

Le courant de court-circuit suit une loi inverse où  $I_{max}$  est sa valeur maximale (amplitude) et  $A = 1250 \text{ AT}$  est la valeur moyenne de la force magnétomotrice.

La solution retenue du nombre de spires est  $n = 20$ . Cette solution satisfait la condition tel que le courant de court-circuit doit être inférieure ou égale au courant nominal  $I_{cc} \approx 1.5 * I_N = 90 \text{ Amax}$ .

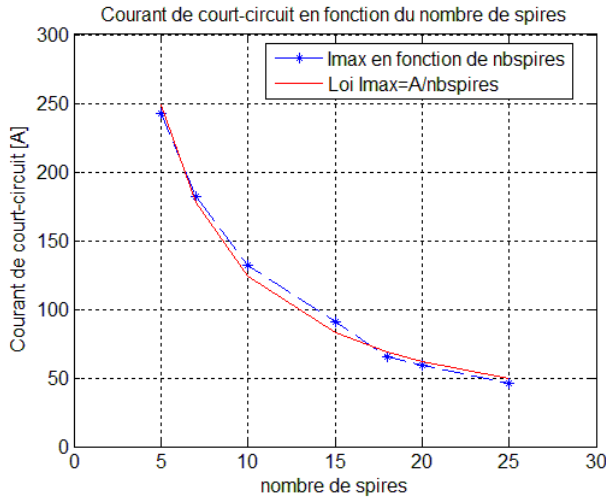


Fig.3 Courant de court-circuit en fonction du nombre de spires

Le stator est constitué de deux étoiles décalées de  $\gamma = 30$  degrés électriques tel qu'illustré par la figure. 4. La figure. 5 montre la topologie et la configuration du bobinage de la machine.

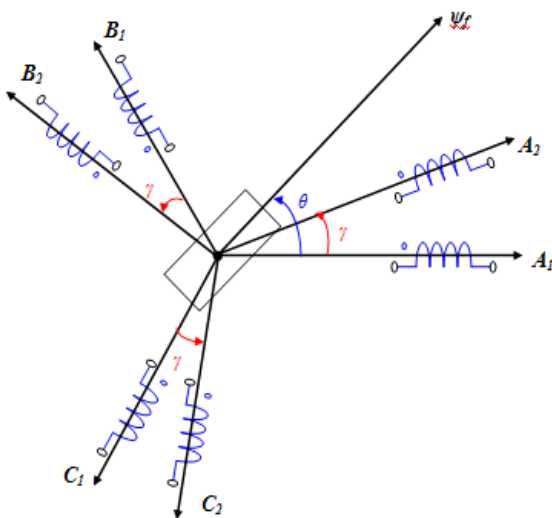


Fig.4 Représentation des deux bobinages triphasés des deux étoiles

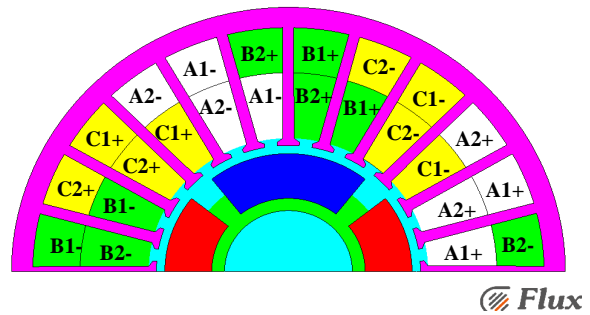


Fig.5 Topologie et configuration du bobinage de la MSAP-DE

En se référant à la géométrie, le stator est constitué d'un bobinage à double couche. Les labels A1, B1 et C1 se réfèrent aux phases de la première étoile alors que A2, B2, C2 font référence à celles de la seconde étoile.

La machine fonctionne en mode générateur en phase Deploy et en mode moteur en phase Stow.

Lors de l'occurrence d'un défaut de court-circuit d'un IGBT, on applique une stratégie de reconfiguration qui consiste à mettre l'étoile connectée au convertisseur défectueux en court-circuit triphasé équilibré. En effet, un court-circuit triphasé équilibré est moins dangereux qu'un court-circuit triphasé déséquilibré qui peut endommager la machine. Ainsi la continuité de service doit être assurée par l'étoile saine.

L'occurrence d'un court-circuit durant la phase Deploy représente un cas critique du fait que la phase Deploy s'active à l'atterrissage. Ainsi, dans ce qui va suivre, seulement le mode Deploy est étudié en mode sain et en défaut.

Nous rappelons par la suite les équations de la machine synchrone à aimants permanents double étoile dans l'hypothèse d'un régime linéaire.

Les équations du flux sont les suivantes :

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \psi_{d1} \\ \psi_{q1} \end{bmatrix} = [L_1] \cdot \begin{bmatrix} i_{d1} \\ i_{q1} \end{bmatrix} + [M_{dq}] \begin{bmatrix} i_{d2} \\ i_{q2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \psi_f \\ 0 \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \psi_{d2} \\ \psi_{q2} \end{bmatrix} = [M_{dq}] \begin{bmatrix} i_{d1} \\ i_{q1} \end{bmatrix} + [L_2] \cdot \begin{bmatrix} i_{d2} \\ i_{q2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \psi_f \\ 0 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (5)$$

Avec:

$$\begin{cases} [L_1] = \begin{bmatrix} L_{d1} & M_{dq1} \\ M_{qd1} & L_{q1} \end{bmatrix} \\ [L_2] = \begin{bmatrix} L_{d2} & M_{dq2} \\ M_{qd2} & L_{q2} \end{bmatrix} \\ [M_{dq}] = \begin{bmatrix} M_{d12} & M_{dq12} \\ M_{qd12} & M_{q12} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (6)$$

Les équations des tensions sont données par:

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} V_{d1} \\ V_{q1} \end{bmatrix} = R \cdot \begin{bmatrix} i_{d1} \\ i_{q1} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \psi_{d1} \\ \psi_{q1} \end{bmatrix} + \dot{\theta} P \left( \frac{\pi}{2} \right) \begin{bmatrix} \psi_{d1} \\ \psi_{q1} \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} V_{d2} \\ V_{q2} \end{bmatrix} = R \cdot \begin{bmatrix} i_{d2} \\ i_{q2} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \psi_{d2} \\ \psi_{q2} \end{bmatrix} + \dot{\theta} P \left( \frac{\pi}{2} \right) \begin{bmatrix} \psi_{d2} \\ \psi_{q2} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (7)$$

Avec  $\dot{\theta} = p\Omega$  où  $p$  est le nombre de paires de pôles et  $\Omega$  est la vitesse angulaire mécanique.

$P(\theta)$  est la matrice de rotation donnée par :

$$P(\theta) = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta \\ \sin\theta & \cos\theta \end{bmatrix} \quad (8)$$

L'expression du couple électromagnétique total de la machine synchrone à aimants permanents double étoile s'écrit:

$$\Gamma = p(\psi_{d1}i_{q1} - \psi_{q1}i_{d1}) + p(\psi_{d2}i_{q2} - \psi_{q2}i_{d2}) \quad (9)$$

Le modèle de la machine décrit par les équations précédentes et complété par les équations mécaniques suivantes:

$$\Gamma - \Gamma_{ch} - f_v\Omega = J \frac{d\Omega}{dt} \quad (10)$$

$$\Omega = \frac{d\theta_m}{dt} \quad (11)$$

Où  $\Gamma_{ch}$ ,  $f_v$ ,  $\theta_m$  et  $J$  sont, respectivement, le couple de charge, le coefficient de frottement, la position mécanique et le moment d'inertie.

### 3. PERFORMANCES DE LA MACHINE SYNCHRONE A AIMANTS PERMANENTS DOUBLE ETOILE EN FONCTIONNEMENT SAIN

En fonctionnement sain, les deux onduleurs de tensions fournissent la moitié de la puissance électrique à chacune des deux étoiles de la MSAPDE.

Toutes les simulations ont été réalisées en utilisant le logiciel éléments finis Flux2D. Le circuit magnétique statorique est constitué de tôles M330-35 A, et le celui rotorique par l'acier 1010 XC10. Les onduleurs de tensions sont considérés comme parfait, ainsi, ils peuvent être modélisés par une source triphasée équilibrée dans le logiciel éléments finis (Flux2D). La troisième composante du champ magnétique dans la direction z est négligée. Ainsi, la modélisation peut être réduite à un problème en 2D.

Comme le mode Deploy est un cas critique, ainsi, seulement le fonctionnement de la machine en mode générateur en mode sain et en défaut sera considéré et étudié.

Les figures.6 et 7, montrent, respectivement, les FEMs de chaque étoile à 1000 tr/mn. On peut observer que les deux FEM sont décalées d'un angle de 15 degrés mécaniques. La valeur maximale de chaque étoile est de 15.41 V.

Les figures. 8 et 9 présentent, respectivement, les courants de la première et seconde étoile à une vitesse de rotation de 1500 tr/mn, tandis que, les figures .10 et 11 montrent les courants à 12000 tr/mn. Des figures. 6 et .7, on peut noter que les courants à 1500 tr/mn sont de formes sinusoïdales. Leurs valeurs crête est de 44 A (31Arms) pour une tension

d'alimentation de 13.5 Vrms. A 12000 tr/mn, les courants sont presque de formes sinusoïdales et sont décalées également de 15 degrés mécaniques. Leurs valeurs crêtes sont de 28 A (20 Arms) pour une tension d'alimentation de 96 V.

La figure. 12 montre les amplitudes des courants de phase statoriques en fonction de l'angle Beta, qui est l'angle entre les courants de phases statoriques et la FEM, pour différentes valeurs des amplitudes de tensions (20, 40, 60, 80 et 100 Vmax). D'une manière similaire, la figure. 13 montre le couple électromagnétique en fonction de l'angle Beta pour les mêmes valeurs de tensions. Afin de limiter les pertes joules, on peut distinguer clairement sur les figures .12 et .13 les points de fonctionnement accessibles en préservant l'intégrité thermique de la machine, le courant nominal étant de 60 Amax. Pour le cas défectueux, le courant de phase dans l'étoile court-circuitée est autorisé à atteindre 1,5 fois l'amplitude du courant en fonctionnement sain.

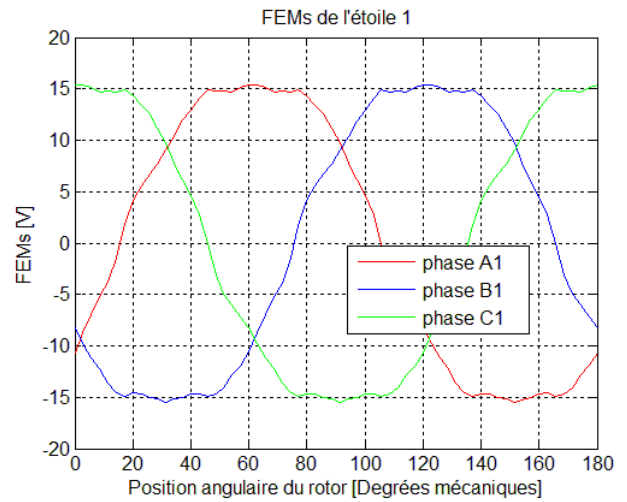


Fig.6 Force électromotrice de l'étoile 1

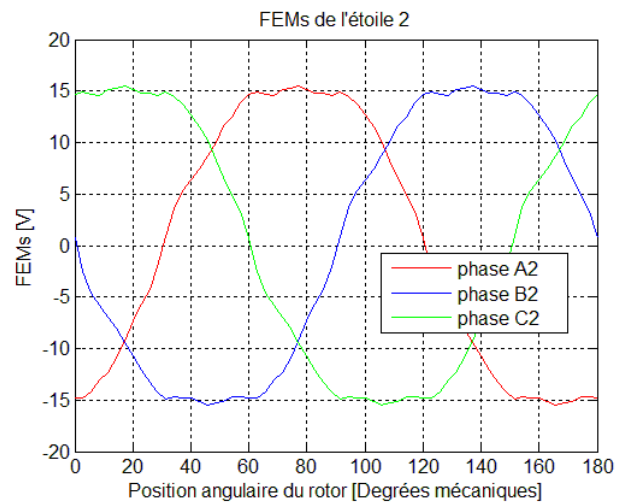


Fig.7 Force électromotrice de l'étoile 2

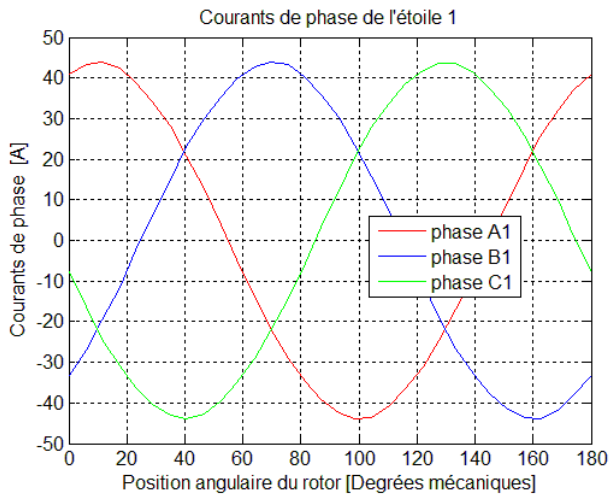


Fig.8 Courants de phase de l'étoile 1 à 1500 tr/mn en fonctionnement sain

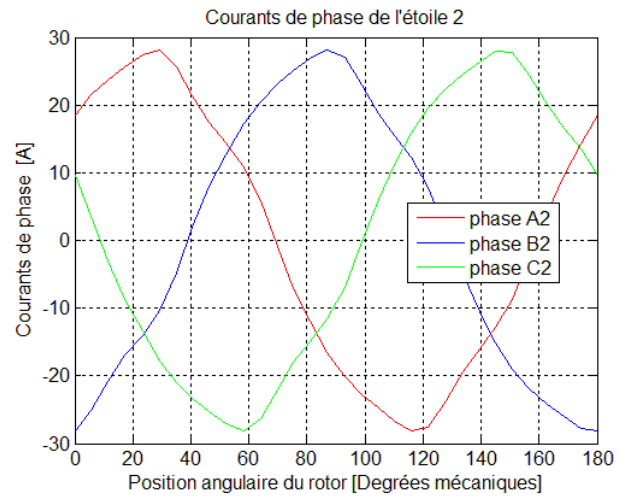


Fig.11 Courants de phase de l'étoile 2 à 12000 tr/mn en fonctionnement sain

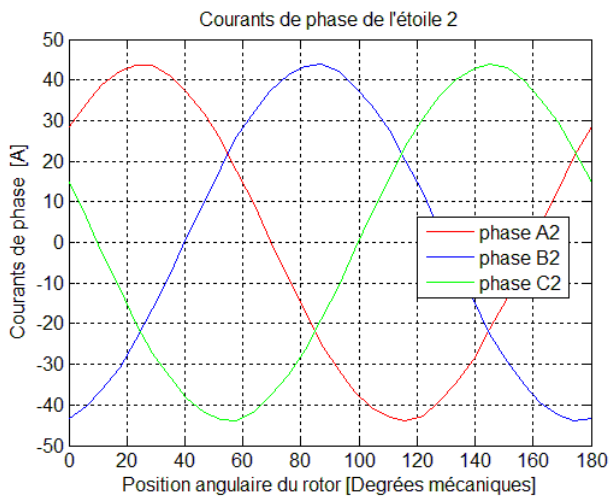


Fig.9 Courants de phase de l'étoile 2 à 1500 tr/mn en fonctionnement sain

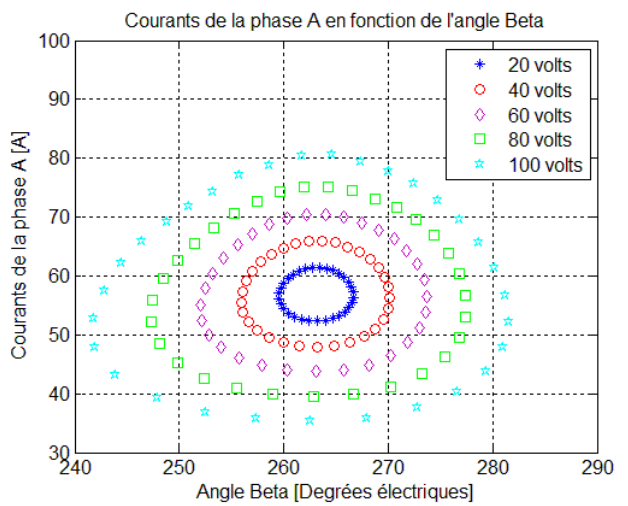


Fig.12 Courants de phase en fonction de l'angle Beta à 12000 tr/mn pour différentes valeurs de tensions

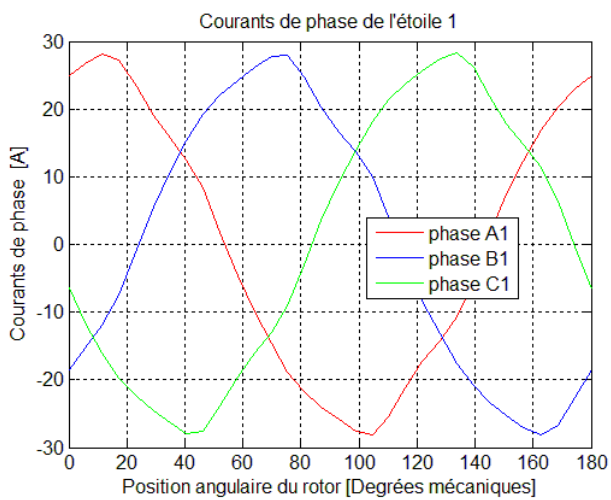


Fig.10 Courants de phase de l'étoile 1 à 12000 tr/mn en fonctionnement sain

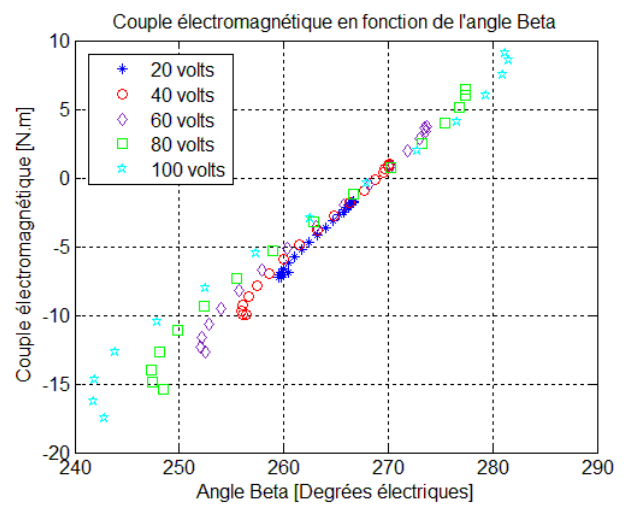


Fig.13 Couple électromagnétique en fonction de l'angle Beta à 12000 tr/mn pour différentes valeurs de tensions



#### 4. PERFORMANCES DE LA MACHINE SYNCHRONES A AIMANTS PERMANENTS DOUBLE ETOILE EN FONCTIONNEMENT DEFECTUEUX

Lorsqu'un défaut survient sur l'un des deux onduleurs, celui qui est défectueux doit être déconnecté et celui qui est sain doit permettre la continuité du service, ceci revient à surdimensionner la machine.

Après l'occurrence d'un court-circuit d'un IGBT, on applique une stratégie de reconfiguration. Cette stratégie consiste à mettre l'étoile connectée à l'onduleur défectueux en court-circuit triphasé équilibré. En effet, un court-circuit triphasé équilibré est moins dangereux qu'un court-circuit triphasé déséquilibré qui peut endommager la machine. Dans ce travail, un court-circuit IGBT survient dans l'onduleur connecté à la deuxième étoile. Les figures. 14 et 15 représentent, respectivement, les courants de phase dans l'étoile 1 et 2 en fonctionnement défectueux pour une vitesse de 1500 tr/mn et une tension d'alimentation de 19.5 Vrms. Les courants de formes d'ondes sinusoïdales. La valeur maximale du courant dans l'étoile saine est de 42 A tandis que dans l'étoile défectueuse elle est de 32 A.

Les figures. 16 et 17 montrent, respectivement, les courants de phase dans l'étoile 1 et 2 en fonctionnement défectueux pour une vitesse de 12000 tr/mn et une tension d'alimentation de 14 Vrms. La valeur maximale du courant dans l'étoile saine est de 55 A tandis que dans l'étoile défectueuse elle est de 59 A.

Les résultats montrent que la stratégie de reconfiguration appliquée permet la continuité du service et assure un courant de court-circuit acceptable (inférieur au courant nominal) dans l'étoile défectueuse.

Les figures. 18 et 19 montrent, respectivement, les amplitudes des courants de phase de l'étoile saine et les amplitudes des courants de phase de l'étoile court-circuitée en fonction de l'angle Beta pour différentes valeurs des amplitudes de tensions pour une vitesse de 12000 tr/mn. En raison de la nécessité de limiter le courant de court-circuit à 1,5 le courant nominal ( $I_{cc} \approx 1.5 * I_N = 90 A_{max}$ ), la figure. 20 montre la zone de productibilité du couple électromagnétique par la machine en cas de mise en court-circuit triphasé de l'étoile 2. On peut noter que, pour une tension d'alimentation supérieure à 80 Vmax, la machine ne peut pas fonctionner sans être endommagée.

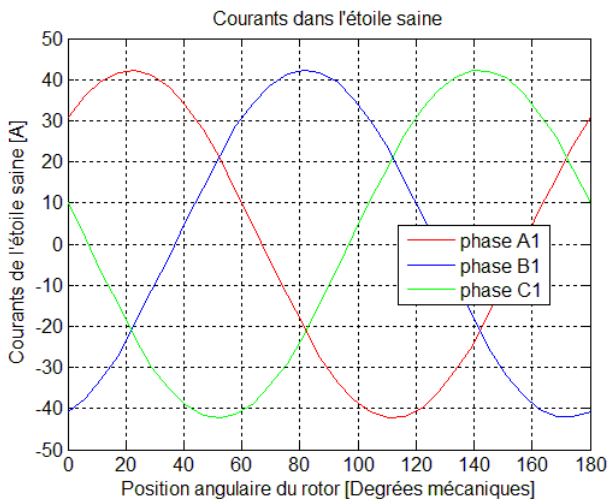


Fig.14 Courants de phase de l'étoile 1 à 1500 tr/mn en fonctionnement défectueux

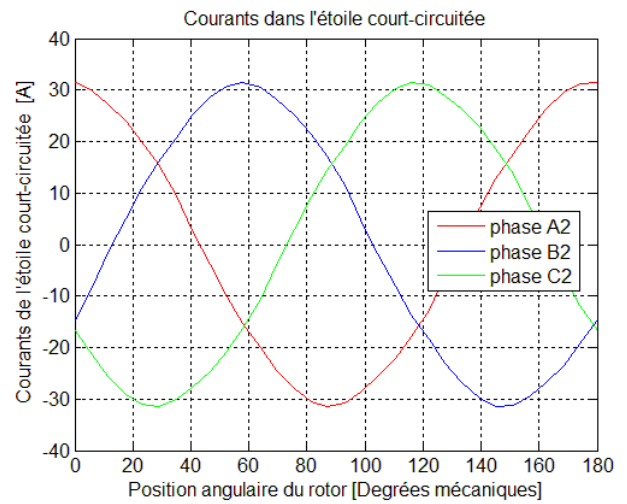


Fig.15 Courants de phase de l'étoile 2 à 1500 tr/mn en fonctionnement défectueux

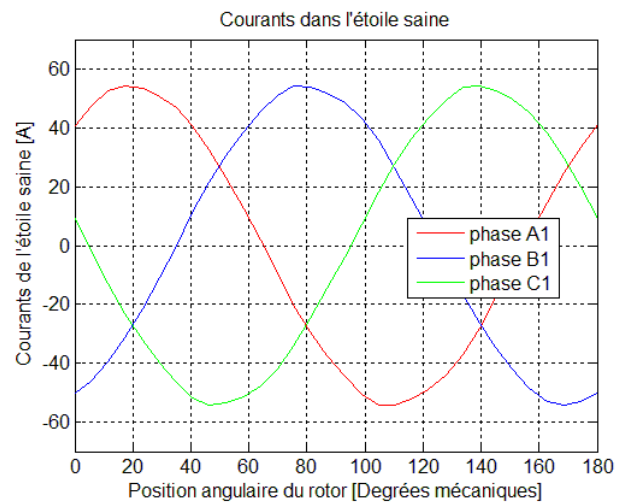


Fig.16 Courants de phase de l'étoile 1 à 12000 tr/mn en fonctionnement défectueux

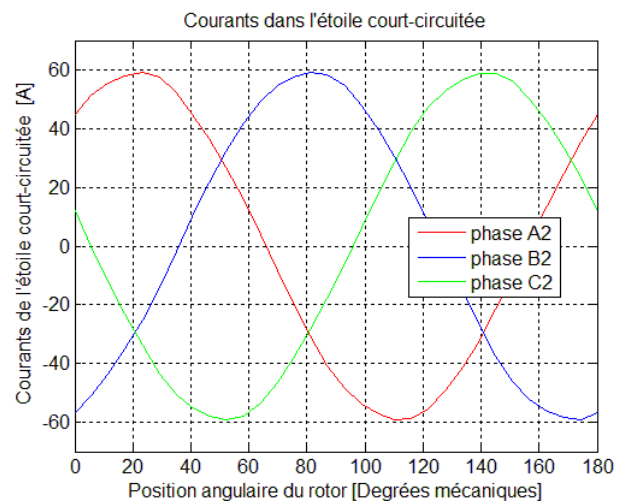


Fig.17 Courants de phase de l'étoile 2 à 12000 tr/mn en fonctionnement défectueux

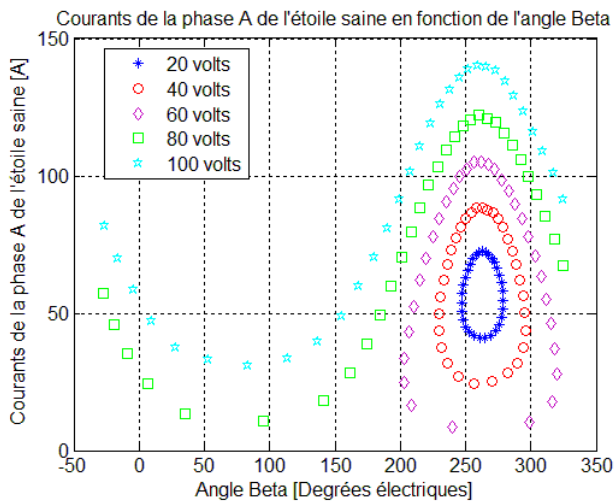


Fig.18 Courants de phase de l'étoile saine en fonction de l'angle Beta à 12000 tr/mn pour différentes valeurs de tensions

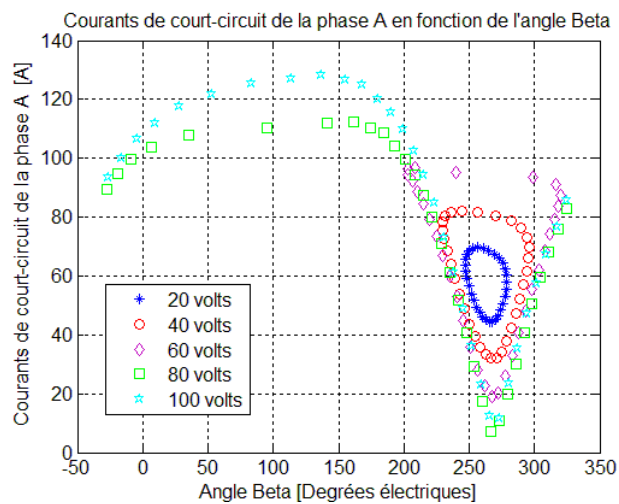


Fig.19 Courants de phase de l'étoile court-circuitée en fonction de l'angle Beta à 12000 tr/mn pour différentes valeurs de tensions

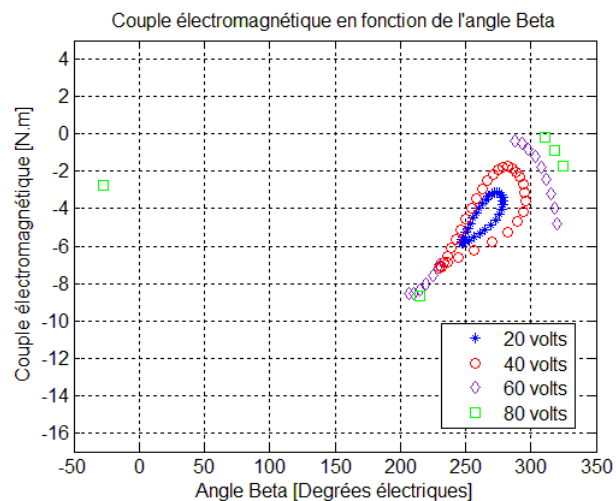


Fig.20 Couple électromagnétique en fonction de l'angle Beta à 12000 tr/mn pour différentes valeurs de tensions en fonctionnement dégradé

## 5. CONCLUSIONS

Dans cet article, le dimensionnement contraint d'une MSAP-DE tolérante aux défauts pour un inverseur de poussée a été présenté. Son fonctionnement en mode sain est défectueux a été caractérisé. Cette caractérisation a été réalisée en utilisant un modèle éléments finis. La stratégie d'alimentation et reconfiguration adoptée lors de l'occurrence d'un défaut est la mise en court-circuit triphasé équilibré de l'étoile associée au convertisseur de puissance défectueux. Les résultats présentés montrent que la machine dimensionnée permet de limiter les courants de court-circuit à des valeurs acceptables et d'assurer la continuité du service en mode dégradé.

## 6. REFERENCES

- [1] A. Boglietti, A. Cavagnino, A. Tenconi and S. Vaschetto, "The safety critical electric machines and drives in the More Electric Aircraft: a survey", Proc. 35<sup>th</sup> IEEE IECON, pp. 2587-2594, 2009.
- [2] B. C. Mecrow, A. G. Jack, D. J. Atkinson, S. R. Green, G. J. Atkinson; A. King and B. Green, "Design and testing of a four-phase fault-tolerant permanent-magnet machine for an engine fuel pump", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 19, n° 4, pp. 3523-3531, 2004.
- [3] C. Gerrada, K. Bradley, C. Whitley and G. Towers, "Integrated machine design for electro mechanical actuation", IEE Proc. Electr. Power Appl, pp. 1305-1310, 2007.
- [4] G. J. Atkinson, J. W. Bennett, B. C. Mecrow, D. J. Atkinson, A. G. Jack and V. Pickert, "Fault tolerant drives for aerospace applications", *integrated Power Electronics Systems (CIPS)*, 6<sup>th</sup> International Conference on, pp. 1-7, 2010.
- [5] Aircelle [en ligne].  
Disponible : [http://www.aircelle.com/media/20130620\\_aircelle-selected-supply-its-pertr-thrust-reverser-cessnas-longitude-business-jet#sthash.Y5C2KjM.dpuf](http://www.aircelle.com/media/20130620_aircelle-selected-supply-its-pertr-thrust-reverser-cessnas-longitude-business-jet#sthash.Y5C2KjM.dpuf)
- [6] O. Bennouna and N. Longlois, "Modeling and simulation of electromechanical actuators for aircraft nacelles", Proc. 9<sup>th</sup> International Symposium on Mechatronics and its Applications (ISMA), pp. 1-5, 2013.
- [7] D. Mami, "Définition, conception et expérimentation de structures d'actionneurs électromécaniques innovants incluant par conception des fonctionnalités de sûreté et de sécurité de fonctionnement", *Thèse de Doctorat*, Institut National Polytechnique de Toulouse, 22 Janvier. 2010.
- [8] Sagem [En ligne].  
Disponible : <http://www.sagem.com/aerospace/commercial/aircraft/nacelle-solutions>
- [9] Aircelle [En ligne].  
Disponible : <http://www.aircelle.com/innovation-0>
- [10] N. Velly, N. Takorabet, F. Meibody-Tabar, P. Y. Liegeois, F. Nierlich, F. N. Leynaert and G. Humbert, "Double channel PM motor for avionic applications : impact of winding topologies", Proc. IEEE ECCE, pp. 2387-2394, 2009.
- [11] M. Barcaro, N. Bianchi and F. Magnussen, "Six-phase supply feasibility using a PM fractional-slot dual winding machine", Proc. IEEE ECCE, pp. 1058-1065, 2010.
- [12] M. Barcaro, N. Bianchi and F. Magnussen, "Faulty operations of a PM fractional-slot machine with a dual three-phase winding", IEEE Trans. Industrial Electronics, vol. 58, n°9, pp. 3825-3832, 2011.
- [13] M. Barcaro, A. Faggion, N. Bianchi and S. Bolognani, "Sensorless rotor position detection capability of a dual three-phase fractional-slot IPM machine", IEEE Trans. Industyl applications, vol. 48, n°6, pp. 2068-2078, 2012.
- [14] B. Vaseghi, N. Takorabet, J. P. Caron, B. Nahid-Mobarakkeh, F. Meibody-Tabar and G. Humbert, "Study of different architectures of fault-tolerant actuator using a two-channel PM motor", IEEE Trans. Industyl applications, vol. 47, n°1, pp. 47-54, 2011.
- [15] M. A. Shamsi-Nejad, S. Pierfederici and F. Meibody-Tabar, "The study of double-star synchronous machine in normal mode and the control strategy in degraded mode", Proc. 32<sup>nd</sup> IEEE Industrial Electronics IECON, pp. 5057-5062, 2006.
- [16] M. A. Shamsi-Nejad, B. Nahid-Mobarakah, S. Pierfederici and F. Meibody-Tabar, "Fault tolerant and minimum loss control of double-star synchronous machines under open phase conditions", IEEE Trans. Industrial Electronics, vol. 55, n°5, pp. 1956-1965, 2008.

- [17] M. Rottach, C. Gerada and P.W. Wheeler, "Design optimisation of a fault-tolerant PM motor drive for an aerospace actuation application", Proc. 7<sup>th</sup> IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD), pp. 1-6, 2014.
- [18] W. 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, n<sup>o</sup>. 9, pp. 3523-3531, 2012.
- [19] 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 de Doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine, 11 Juillet. 2007.
- [20] J. W. Bennett, B. C. Mecrow, D. J. Atkinson and G. J. Atkinson, "Safety-critical design of electromechanical actuation systems in commercial aircraft", IET Electr. Power Appl., vol. 5, n<sup>o</sup>1, pp. 37-47, 2011.